دانشگاه فردوسی مشهد

نشریه علوم کاربردی و محاسباتی

در مکانیک

فصلنامه علمی

شماره پیاپی ۳۴

نشریه علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

شماره پیاپی ۳۴

سال ۳۵، شماره ۴، ۱۴۰۲

ISSN 2008 - 918X

بررسی تأثیر پارامترهای ورودی مدل اصطکاکی اچ‌کا بر نیرو و زمان بحرانی در جابه‌جایی نانوذره طلا ۱
معین طاهری – حامد فرجی

بررسی تأثیر مشخصات غشای پلیمری بر عملکرد مرطوب‌ساز تخت غشایی ۱۷
سید مرتضی موسوی زاهد ابراهیم افشاری

بررسی تأثیر قطر دانه‌های کاتالیست بر عملکرد محفظه تجزیه رانشگر کاتالیستی هیدرازینی ۳۳
محمد رضا سلیمی – حدیثه کریمایی – مصطفی غلامپور یزدی

مطالعه تجربی اندازه‌گیری نوسانات آزاد یک سیلندر همراه با بالک در تونل باد تحت رینولدزهای مختلف ۴۷
حیات اله اداوی – حسن عیسوند – سید آرش سید شمس طالقانی

تحلیل مکانیزم شکست در فرایند شکل‌دهی تدریجی تک‌نقطه‌ای ورق آلومینیومی AA5052 با معیار آسیب بائو- ویرزبیکی ۶۳
علی زاهدی دیزج یکان

بررسی خواص مکانیکی مواد مرکب پلیمری ساخته شده به روش پرینت سه‌بعدی ۷۷
عباس صواب پور – جواد کدخداپور – علی پورکمالی انارکی

معرفی یک مدل پدیدارشناختی اصلاح شده برای عملگرهای تکی و جت ترکیبی پلاسمای حلقوی ۹۱
محمد شیبانی – سید مجید ملک جعفریان – محمدمهدی عبداله‌زاده سنگرودی

مدل‌سازی خیز بزرگ نانوتیرهای کرومی با استفاده از روش طراحی آزمایش‌ها ۱۰۷
وحید مدانلو – یاسر تقی‌پور لاهیجانی – احمد مشایخی – بهنام آخوندی

سال ۳۵، شماره ۴

زمستان ۱۴۰۲

نشریه علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

دانشگاه فردوسی مشهد

ISSN: 2008-918X

سردبیر: دکتر مهران کدخدایان

مدیر مسئول: دکتر حمید نیازمند

صاحب امتیاز: دانشگاه فردوسی مشهد

هیئت تحریریه:

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

ویراستار: الهام دهقان

ویرایش و صفحه‌آرایی: سیده عاطفه نوعی

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

پست‌الکترونیکی: **mechanic-ferdowsi@um.ac.ir** وب سایت: **http://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

بررسی تأثیر پارامترهای ورودی مدل اصطکاکی اچ‌کا بر نیرو و زمان بحرانی در جابه‌جایی نانوذره طلا	معین طاهری – حامد فرجی	۱
بررسی تأثیر مشخصات غشای پلیمری بر عملکرد مرطوب‌ساز تخت غشایی	سید مرتضی موسوی زاهد- ابراهیم افشاری	۱۷
بررسی تأثیر قطر دانه‌های کاتالیست بر عملکرد محفظه تجزیه رانشگر کاتالیستی هیدرازینی	محمد رضا سلیمی- حدیثه کریمایی مصطفی غلامپور یزدی	۳۳
مطالعه تجربی اندازه‌گیری نوسانات آزاد یک سیلندر همراه با بالک در تونل باد تحت رینولدزهای مختلف	حیات اله اداوی - حسن عیسوند سید آرش سید شمس طالقانی	۴۷
تحلیل مکانیزم شکست در فرایند شکل‌دهی تدریجی تک‌نقطه‌ای ورق آلومینیومی AA5052 با معیار آسیب بائو-ویرزبیکی	علی زاهدی دیزج یکان	۶۳
بررسی خواص مکانیکی مواد مرکب پلیمری ساخته شده به روش پرینت سه‌بعدی	عباس صواب پور – جواد کدخداپور علی پورکمالی انارکی	۷۷
معرفی یک مدل پدیدارشناختی اصلاح شده برای عملگرهای تکی و جت ترکیبی پلاسمای حلقوی	محمد شیبانی – سید مجید ملک جعفریان محمدمهدی عبداله‌زاده سنگرودی	۹۱
مدل‌سازی خیز بزرگ نانوتیرهای کرومی با استفاده از روش طراحی آزمایش‌ها	وحید مدانلو - یاسر تقی‌پور لاهیجانی احمد مشایخی – بهنام آخوندی	۱۰۷

Ferdowsi University of Mashhad

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics

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

Society of Manufacturing Engineering of Iran

Investigating the Impact of HK Friction Model Input Parameters on the Force and Critical Time in Gold Nanoparticle Manipulation

Research Article

Moein Taheri[1], Hamed Faraji[2],

DOI: 10.22067/jacsm.2023.80792.1160

1. Introduction

Atomic force microscopy tools are used to manipulate nanoparticles, measure the mechanical properties of objects, and image nanoscale surfaces. Due to the increased surface area-to-volume ratio in the nanoworld, various friction models have been presented in the process of nanomanipulation to describe the real motion conditions in the nanoworld to the macro world. Critical forces and times for various nanoparticle manipulations must be calculated so as not to damage the nanoparticles under study, especially bioparticles. An excessive increase in the critical force causes severe damage to the target nanoparticles. Calculating the critical time accurately is important as the particles stick to the basal plane and are not manipulated before the critical time is reached, and the manipulation of the particles occurs after the critical time. If the critical time calculation is incorrect, the particles will not reach or pass the target point. According to the research done in the past, one can say that different friction models, including HK friction model, have been used to simulate the manipulation of different nanoparticles to achieve critical force and time. The innovation of the research compared to other studies lies in the investigation of the impact of the input parameters of HK friction model on the reduction of the critical force and the increase of the critical time in moving gold nanoparticles.

2. HK friction model

In general, different friction models such as Coulomb and HK are defined for different situations. In this study, the HK friction model was preferred because it closely resembles Coulomb model. Moreover, this model is even more accurate than Coulomb model at the nanoscale. According to Figure 1, Hurtado and Kim present a micromechanical displacement model of frictional sliding between two protrusions and state that if the contact radius is smaller than a critical value, the frictional stress remains constant. Beyond this critical value, the frictional stress decreases with increasing contact radius until a quadratic transition occurs.

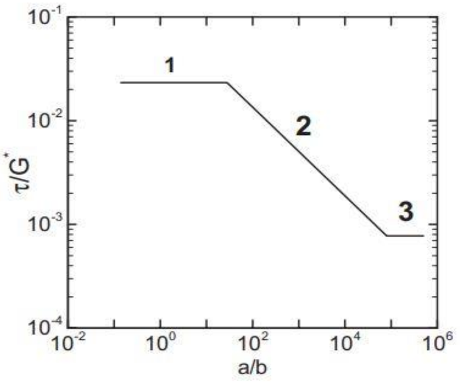


Figure 1. The relation between dimensionless friction stress and dimensionless contact radius in HK friction model

3. Experiment design by Taguchi method

Experiments are designed to achieve the optimal number of experiments with the aim of saving money and time. Among the design of experiments, Taguchi method and the response surface method can be mentioned. Parameter level design determines the best performance of the product or process in quetion. In this method, the loss function can effectively improve the effectiveness of the process and achieve a high quality process from the point of view of parameter design. In this study, Taguchi method experiment design and input parameter optimization of HK model manipulating gold nanoparticles were performed using Minitab software version 21.1 to optimize the number of tests.

4. Results

Analysis can be performed using two analysis methods, variance and signal-to-noise ratio analysis, to identify optimal values for effective parameters and levels. Data analysis for this study was done using the signal-to-noise method. In this section, the impacts of the input

*Manuscript received: January 25, 2023. Revised, February 8, 2023, Accepted, April 5, 2023.

[1]. Corresponding author, Associate Professor, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Arak University, Arak, Iran. **Email**: m-taheri@araku.ac.ir

[2] M.Sc. Student, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Arak University, Arak, Iran..

parameters, $\bar{\tau}_{f_1}$, $\bar{\tau}_{f_2}$, B and M of HK model on the output force and critical time characteristics are thoroughly investigated using Taguchi signal-to-noise diagrams.

In Taguchi method, the signal-to-noise ratio is used in order to determine the levels of tests assuming the highest or lowest performance for the test variables. The loss function for the critical force is chosen as the less the better and is calculated as the logarithmic transformation of the loss function according to Equation 1:

$$\eta_{ij} = -10\log\left(\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} y_i^2\right) \quad (1)$$

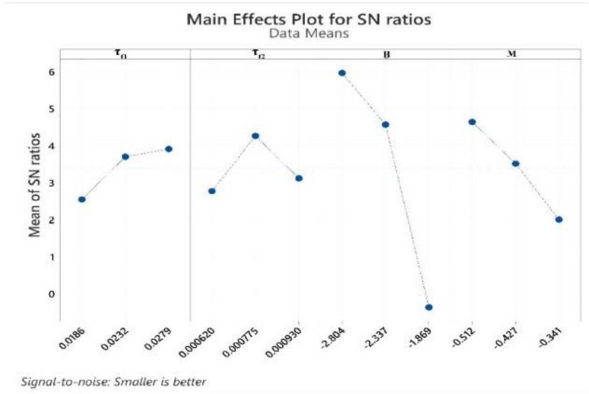
One of the parameters that affects the critical force reduction in HK model of nanoparticle manipulation is parameter B. According to Figure 2, Level 3, followed by Level 2, had the greatest impact on critical force reduction. It can also be seen that the critical force decreases significantly as the value of parameter B increases. Depending on the reduction slope and the required level, it can be ssen that the value of this parameter at Level 3 is the most effective factor in reducing the critical force.

One of the effective parameters on increasing the critical time in HK model for manipulation nanoparticles is parameter B. According to Figure 2-B, Level 3 and then Level 2 have the greatest impact on increasing the critical time. Increasing the value of parameter B causes a significant increase in the critical time. According to the slope of the graph and the available levels, it is concluded that the value of this parameter at level 3 is the most effective factor on the critical time.

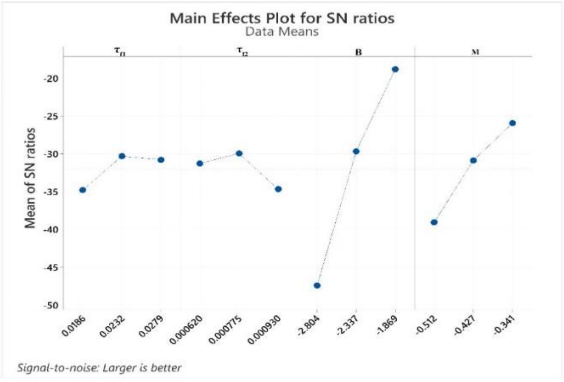
5. Conclusion

The manipulation of gold nanoparticles based on atomic force microscopy using HK friction model based on real contact surfaces was investigated. To move, gold particles with a radius (Rp) of 50 nm were propelled at a constant velocity onto a silicon oxide substrate. The main purpose of this work was to study the impacts of the input parameters of HK friction model on the critical force reduction and critical time increase when manipulating gold nanoparticles. To achieve optimal levels for each input parameter of HK friction model, Taguchi test design method was used and the signal-to-noise method was used to analyze the results. The following results were observed for critical force: The first effective parameter on reducing the critical force is parameter B. Level 3 with a value of -1.869 and then level 2 with a value of 2.337 had the greatest impact on reducing the critical force.

The impact of input parameters on increasing critical time results in: Parameter B is the most effective input parameter for increasing the critical time in HKA friction model. Level 3 with a number of -1.869, followed by Level 2 with a number of -2.337, had the greatest impact on increasing critical time. The second valid parameter for increasing the critical time is the level 3 M parameter, which has a numerical value of -0.341.



A. Critical force



B. Critical time

Figure 2. Influence diagram of the studied parameters on force and critical time

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

http://mechanic-ferdowsi.um.ac.ir

انجمن مهندسی ساخت و تولید ایران

دانشگاه فردوسی مشهد

بررسی تأثیر پارامترهای ورودی مدل اصطکاکی اچ‌کا بر نیرو و زمان بحرانی در جابه‌جایی نانوذره طلا*

مقاله پژوهشی

معین طاهری[۱] حامد فرجی[۲]

DOI: 10.22067/jacsm.2023.80792.1160

چکیده *در مقیاس ماکرو نیروهای سطحی مانند اصطکاک و چسبندگی اهمیت کمی دارند و می‌توان از آن‌ها صرف‌نظر کرد، اما در دنیای میکرو/نانو، این نیروها از اهمیت بالایی برخوردار می‌باشند. بدین منظور، جهت شبیه‌سازی جابه‌جایی نانوذرات مبتنی بر میکروسکوپ نیروی اتمی، می‌توان از مدل‌های اصطکاکی مختلفی از جمله مدل اصطکاکی اچ‌کا استفاده کرد. محاسبه دقیق نیرو و زمان بحرانی به‌ترتیب به‌منظور صدمه نزدن به ذره و رسیدن ذره به نقطه هدف در فرایند جابه‌جایی امری مهم و ضروری می‌باشد. در این تحقیق، داده‌ها با استفاده از روش طراحی آزمایش تاگوچی در سه سطح جمع‌آوری شدند. مقدار نیرو و زمان بحرانی برای هر آزمایش محاسبه شد، سپس با کمک تجزیه‌وتحلیل به روش نسبت سیگنال به نویز به بررسی اثر پارامترهای ورودی مدل اصطکاکی اچ‌کا شامل، $\bar{\tau}_{f_1}$، $\bar{\tau}_{f_2}$، B و M بر کاهش نیروی بحرانی و افزایش زمان بحرانی در جابه‌جایی نانوذره طلا با شعاع ۵۰ نانومتر موجود بر روی بستر اکسید سیلیکون پرداخته شده است. بر اساس نتایج به‌دست آمده، پارامتر B به‌عنوان اولین پارامتر و M به‌عنوان دومین پارامتر اثرگذار با پایین‌ترین نسبت سیگنال به نویز بر کاهش نیروی بحرانی و با بالاترین نسبت سیگنال به نویز برزمان بحرانی در سطح ۳ به ترتیب با مقادیر ۱/۸۶۹- و ۰/۳۴۱۹- می‌باشند.*

واژه‌های کلیدی نانوذره طلا، مدل اصطکاکی اچ‌کا، جابه‌جایی نانوذره، نیروی و زمان بحرانی، میکروسکوپ نیروی اتمی.

Investigating the Effect of HK Friction Model Input Parameters on the Force and Critical Time in Gold Nanoparticle Manipulation

Moein Taheri Hamed Faraji

Abstract *In the macro scale, surface forces such as friction and adhesion are of little importance and can be ignored. But in the micro/nano world, these forces are of great importance. For this purpose, in order to simulate the manipulation of nanoparticles based on the atomic force microscope, various friction models can be used, including the HK friction model. Accurate calculation of force and critical time, respectively, in order not to damage the particle and to reach the target point in the manipulation process is important and necessary. In this research, data were collected using the Taguchi test design method in three levels. The amount of force and critical time were calculated for each test. Then, with the help of analysis using the signal-to-noise ratio method, to investigate the effect of the input parameters of the HK friction model including,* $\bar{\tau}_{f_1}$, $\bar{\tau}_{f_2}$ *,B and M The reduction of the critical force and the increase of the critical time in mamipulation the gold nanoparticle with a radius of 50 nm on the silicon oxide substrate have been discussed. Based on the obtained results, parameter B as the first parameter and M as the second parameter with the lowest signal-to-noise ratio on reducing the critical force and with the highest signal-to-noise ratio at the critical time at level 3 with values of -1.869 and -0.3419.*

Key Words Gold nanoparticles, HK Friction model, Nanomanipulation, Critical force and time, Atomic Force Microscopy.

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۱/۱۱/۵ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۲/۰۱/۱۶ می‌باشد.

(۱) دانشیار، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه اراک، اراک، ایران.

(۲) دانشجوی کارشناسی ارشد، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه اراک، اراک، ایران.

Email: m-taheri@araku.ac.ir

مقدمه

ابزار میکروسکوپ نیروی اتمی (Atomic force microscopy) به‌منظور جابه‌جایی نانوذرات (nanomanipulation)، اندازه‌گیری خواص مکانیکی اجسام و تصویربرداری سطوح با مقیاس نانو به کار می‌رود، که یکی از مهم‌ترین بخش‌های نانو فناوری می‌باشد. در فرایند جابه‌جایی نانوذرات مدل‌های اصطکاکی مختلفی به‌منظور در نظر گرفتن شرایط واقعی حرکت در دنیای نانو است، زیرا در دنیای نانو نسبت سطح به حجم افزایش یافته و به همین دلیل، نیروهای سطحی مانند نیروی چسبندگی و اصطکاک نسبت به دنیای ماکرو از اهمیت بیشتری برخوردارند. محاسبه نیرو و زمان بحرانی جابه‌جایی نانوذرات مختلف به‌منظور عدم آسیب‌رسانی به نانوذرات مورد مطالعه، امری ضروری می‌باشد، به‌خصوص در ذرات بیولوژیکی افزایش بیش از حد نیرو بحرانی سبب آسیب‌رسانی جدی به نانوذره هدف می‌شود. اهمیت محاسبه دقیق زمان بحرانی به این دلیل است که، ذره تا قبل از رسیدن به زمان بحرانی به صفحه مبنا چسبیده و هیچ حرکتی نداشته و جابه‌جایی ذره پس از زمان بحرانی رخ خواهد داد. اگر محاسبه زمان بحرانی صحیح نباشد ذره به نقطه هدف نخواهد رسید و یا از آن نقطه عبور خواهد کرد.

بنابراین تحقیقات مختلفی توسط محققان در سراسر جهان در رابطه با فرایند جابه‌جایی نانوذرات به‌منظور محاسبه نیرو و زمان بحرانی دقیق با استفاده از تئوری‌های تماسی و اصطکاکی مختلفی ارائه شده است.

ذاکری و خوارزمی [1] به بررسی تأثیر پارامترهای هندسی سطح، با توزیع زبری تصادفی پرداخته‌اند. پارامترها شامل انحراف معیار، ارتفاع زبری‌ها و شعاع نوک قله زبری‌ها بر روی نیروی عمودی و نیروی اصطکاک بوده‌اند. آن‌ها، ابتدا مدل اصطکاکی توسعه یافته AMM را برای تماس سطوح تخت صاف/تخت زبر، بر اساس مدل تماسی جی‌کاآر، مدل اصطکاکی HK و توزیع زبری تصادفی گرین وود-ویلیامسون یا Gw استخراج کرده‌اند. طبق نتایج شبیه‌سازی، مدل اصطکاکی توسعه‌یافته AMM با در نظر گرفتن نیروهای سطحی مقیاس نانو، نیروی اصطکاکی بزرگ‌تری را در مقایسه با مدل اولیه AMM پیش‌بینی کرده است. همچنین، مدل به‌دست آمده، برای تعیین اصطکاک بین سطح کروی صاف/تخت زبر و نهایتا اصطکاک نوک سوزن میکروسکوپ نیروی اتمی روی سطح زبر تعمیم داده شده است.

کورایم و همکاران [2] به شناسایی خواص مکانیکی سلول‌های سرطانی پرداخته‌اند. همچنین مدل‌های تماسی مناسب برای تعیین مدول الاستیسیته سلول‌های سرطانی SW48 بر اساس میکروسکوپ نیروی اتمی شناسایی و مورد استفاده قرار گرفته است. همچنین از روش سوبل برای تحلیل حساسیت مدل‌های هرتز (Hertz)، لوندبرگ (Lundberg)، داوسون (Dawson)، نیکپور (Nikpour) و هوپریچ (Hoeprich) استفاده شده است. از نتایج حاصل مشاهده شده است که، می‌توان از تئوری‌های لوندبرگ و هرتز برای شناسایی مدول الاستیسیته و از مدل تماسی هوپریچ برای تعیین نسبت پواسون استفاده کرد. در نهایت با استفاده از نتایج به‌دست آمده از تجزیه‌وتحلیل، مدول الاستیسیته سلول سرطانی SW48 به‌صورت تجربی و بر اساس تئوری‌های لوندبرگ و هرتز محاسبه شده است.

کورایم و خاکسار [3] به بررسی تأثیر تئوری ضربه بر مدل‌سازی دینامیکی و شبیه‌سازی نانوذرات مکعبی و بیضوی در فرایند جابه‌جایی بر اساس میکروسکوپ نیروی اتمی پرداخته‌اند. ابتدا معادلات دینامیکی قبل از حرکت ارائه شده است، سپس با توجه به این معادلات دو فرض برای حرکت نانوذرات در نظر گرفته شده است. با استفاده از تئوری‌های هرتز، JRK و جماری و همچنین رابطه تقریبی ضربه هانتر، اثرات ضربه در حرکت نیز در نظر گرفته شده است. نتایج حاصل از این پژوهش نشان داده است که، پس از ۳ ثانیه و تحت نیروهای ثابت، خطی، مرتبه دوم و سینوسی، نانوذره بیضوی به ترتیب کمتر از ۰/۰۸ میکرومتر، ۰/۱۱۴۳ میکرومتر، ۰/۳۶ میکرومتر و ۲۵ نانومتر حرکت می‌کند. علاوه بر این، نتایج حاصل از جابه‌جایی نانوذرات مکعبی نشان داده است که، نانوذرات مکعبی کمتر از ۰/۰۸ میکرومتر، در ۳ ثانیه تحت نیروی ثابت حرکت می‌کنند.

کورایم و همکاران [4] به مطالعه مکانیک تماس نانوذرات کروی در طی فرایند نانو جابه‌جایی پرداخته‌اند. نظریه تماسی هرتز برای نانوذرات کروی ساده در نظر گرفته شده است. نتایج به‌دست آمده نشان داده‌اند که، در نظر گرفتن ضربه قبل از تماس، در بهبود پارامترهای تماس اساسی و شناسایی خواص مکانیکی نانوذرات بسیار مؤثر بوده است.

ولاسوف و همکاران [5] نانو جابه‌جایی در زمان واقعی ذرات طلا را با استفاده از میکروسکوپ الکترونی روبشی مورد مطالعه قرار داده‌اند. آن‌ها نیروی مورد نیاز برای جابه‌جایی نانوذرات

کروی طلا ۱۵۰ نانومتر، بر روی یک بستر سیلیکونی محاسبه کرده‌اند. ضریب اصطکاک استاتیکی به‌دست آمده در محدوده ده تا چند صد نانو نیوتن بود است. بر این اساس، نه‌تنها نمودار نیرو – زمان در فاز اول (نقطه بحرانی) ارائه‌شده است، بلکه نمودار نیرو پس از زمان حرکت نیز به‌دست‌آمده است.

مورنو و همکاران [6] از جابه‌جایی مبتنی بر میکروسکوپ نیروی اتمی برای ساخت مدارهای الکتریکی استفاده کرده‌اند. در این تحقیق از نانوذرات طلا استفاده شده است. مدارهای ساخته شده توسط این گروه به‌راحتی قابل تنظیم مجدد بوده و ساخت آن‌ها نیازی به استفاده از پلیمرها و مواد شیمیایی نداشته است.

طاهری و بطحائی [7] به بررسی فاز اول جابه‌جایی نانوذرات پرداخته‌اند. آن‌ها با استفاده از آنالیز حساسیت ای–فست و مدل دقیق اصطکاکی اچ‌کا به بررسی تأثیر پارامترهای محیطی بر نیرو و زمان بحرانی غلتش پرداخته‌اند. انرژی سطحی، کار چسبندگی، مدول الاستیسیته سوزن، مدول الاستیسیته ذره، ضریب پواسون سوزن و ضریب پواسون ذره پارامترهای محیطی موردبررسی بوده‌اند. طبق نتایج به‌دست آمده، مشاهده شده است که، اثرگذارترین پارامتر روی نیرو و زمان بحرانی غلتش در راستای محور y در جابه‌جایی نانوذرات با استفاده از مدل اصطکاکی اچ‌کا بوده است.

طاهری [8] به استخراج نیرو و زمان بحرانی جابه‌جایی دوبعدی بافت سرطانی معده با استفاده از میکرو سکوپ نیروی اتمی پرداخته است. مدل‌های مختلف اصطکاکی از جمله مدل اصطکاکی کولمب، لاگره و اچ‌کا مورد مطالعه قرار گرفته است.

محمدی و همکاران [9] به مدل‌سازی جابه‌جایی نمونه‌های زیستی پرداخته‌اند. شرایط بحرانی لغزش، از جمله، نیرو و زمان بحرانی به‌دست آمده‌اند. در نهایت به‌منظور صحت‌سنجی، نتایج به‌دست آمده، با پژوهش‌های گذشته برای ذرات طلا و دی‌ان‌ای مقایسه شده است.

طاهری [10] به مدل‌سازی و شبیه‌سازی دینامیک سه‌بعدی نانو جابه‌جایی برای ذره طلا جهت نزدیک شدن هر چه بیشتر نتایج مدل‌سازی به نتایج حاصل از نانو جابه‌جایی واقعی با استفاده از مدل اصطکاکی اچ‌کا پرداخته است. نتایج به‌دست آمده، بیانگر شروع به حرکت غلتشی ذره مورد بررسی حول محور x قبل از غلتش حول محور y و همچنین لغزش در راستای محور y قبل از لغزش در راستای محور x بوده است.

کورایم و همکاران [11] به بررسی زبری سطح سلول سرطانی HT29 با استفاده از تحلیل تصاویر توپوگرافی به‌دست‌آمده توسط میکروسکوپ نیروی اتمی پرداخته‌اند. همچنین با استفاده از نتایج آنالیز زبری انجام‌شده و معادلات تئوری زبری رابینوویچ، شعاع متوسط برجستگی‌های سطح نمونه و سطح‌مبنا محاسبه‌شده است. در نتیجه این پژوهش، مد غلتشی مد غالب در شروع به حرکت سلول است و تحلیل برمبنای مدل رابینوویچ نسبت به مدل رامپ مقادیر نیرو و زمان بحرانی کمتری را پیش‌بینی می‌کند.

اصفهانی و همکاران [12] در پی اختلالات هیدرودینامیکی در محیط زیرآب، به طراحی یک کنترل‌کننده دقیق و قوی در کنترل جابه‌جا کننده زیرآب پرداخته‌اند. در این کنترل‌کننده پیشنهادی ویژگی استحکام (SMC) و پاسخ سریع (PID) با قوانین فازی برای کاهش ردیابی خطا گنجانده شده است. در قانون کنترل برای حذف چتر از تابع‌نمایی استفاده شده است. همچنین سیستم از نظر پایداری با روش مستقیم لیاپانوف تحلیل شده است. از این رو مطالعات مدل‌سازی و شبیه‌سازی برای یک جابه‌جا کننده زیر آب به‌منظور تأیید اثربخشی روش پیشنهادی در حضور اختلالات دینامیکی مدل نشده (جرم‌های متغیر پیوندها) و اختلال خارجی انجام شده است. هر دو کنترل‌کننده پیشنهادی جدید و SMC معمولی شبیه‌سازی شده‌اند. نتایج شبیه‌سازی عملکرد بالای کنترل‌کننده پیشنهادی را در مقایسه با SMC معمولی نشان داد.

ذاکری و فرجی [13] به شبیه‌سازی و مدل‌سازی رفتار دینامیکی نانوذره بر روی سطح زبر در حین راندن بر پایه میکروسکوپ نیروی اتمی، با استفاده از مدل تماس چندنقطه‌ای پرداخته‌اند. یک مدل تماسی چندنقطه‌ای برای دو سطح با هندسه زبری متفاوت شامل پروفیل زبری شش‌وجهی و چهاروجهی، از ترکیب مدل تماس تک نقطه‌ای رامپ با مدل تماسی جی‌کاآر و شوارتز استخراج گردید و معادلات مربوط به سطح تماس واقعی و نیروی چسبندگی برای تماس چندنقطه‌ای سطوح زبر ارائه شد سپس رفتار دینامیکی نانوذره کروی در راندن روی سطح زبر، با استفاده از مدل تماس چندنقطه‌ای جدید مدل‌سازی شد. به‌علاوه شبیه‌سازی دینامیکی نانوذراتی با شعاع‌های ۵۰، ۴۰۰ و ۵۰۰ نانومتر در جابه‌جایی بر روی سطوح زبر مختلف انجام شد. نتایج نشان داد که استفاده از این مدل خصوصا در شعاع‌های زبری کوچک، تأثیر عمده‌ای در تعیین نیروی بحرانی حرکت دارد.

حیدری و همکاران [14] به بررسی تأثیر رسوب طلا و تیتانیوم بر روی نوک‌های میکروسکوپ نیروی اتمی در نیروهای چسبندگی و مدول یانگ، بین چند لایه سیلیکون، طلا و نقره

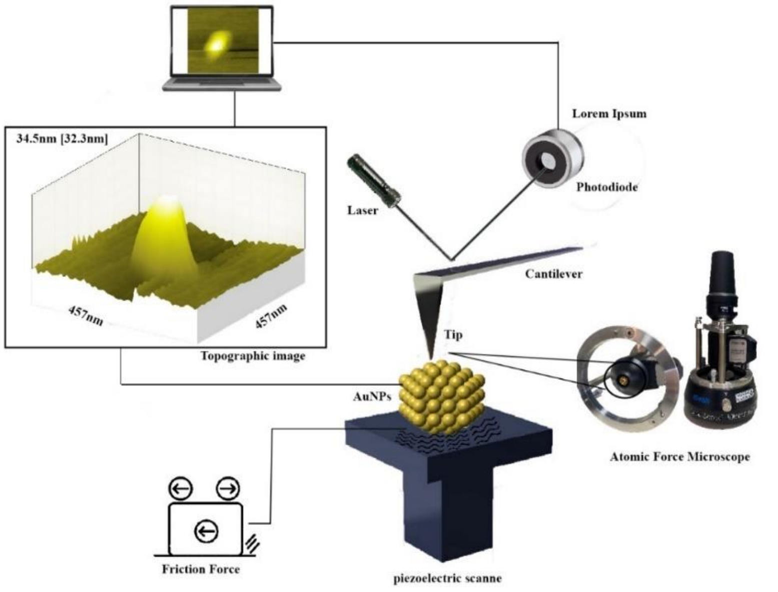
پرداخته‌اند. مشخص شد که به‌جز زیرلایه طلا، یک نوک میکروسکوپ نیروی اتمی پوشش داده شده با طلا دارای بالاترین نیروی چسبندگی با مقدار ۴۲/۶۷ نانونیوتن برای زیر لایه‌های سیلیکونی است، در حالی که نوک میکروسکوپ نیروی اتمی با پوشش تیتانیوم نیرو را برای همه نمونه‌ها کاهش می‌دهد. همچنین این مطالعه نشان داد که چنین تغییراتی باید در هنگام مطالعه نیروی چسبندگی در نظر گرفته شود. نتایج نهایی نشان داد که استفاده از زیرلایه طلا با نوک میکروسکوپ از جنس تیتانیوم منجر به کم‌ترین نیروی چسبندگی می‌شود که می‌تواند در اندازه‌گیری نیروی چسبندگی در حین ریز مونتاژ مفید باشد.

در این پژوهش جابه‌جایی نانوذره طلا (Gold nanoparticles) مبتنی بر میکروسکوپ نیروی اتمی با استفاده از مدل اصطکاکی اچ‌کا (HK friction model) که بر اساس سطح تماس واقعی است، مورد بررسی قرارگرفته شده است. به‌منظور جابه‌جایی، یک‌ذره طلا به شعاع (Rp) ۵۰ نانومتر، بر روی بستر اکسید سیلیکون که با سرعت ثابت حرکت می‌کند، رانده شده است. باتوجه به پژوهش‌های انجام شده در گذشته می‌توان مشاهده کرد که از مدل‌های مختلف اصطکاکی از جمله مدل اصطکاکی اچ‌کا به‌منظور شبیه‌سازی جابه‌جایی نانوذرات مختلف برای دستیابی به نیرو و زمان بحرانی استفاده شده است. نوآوری پژوهش صورت گرفته نسبت به دیگر پژوهش‌ها بررسی تأثیر پارامترهای ورودی مدل اصطکاکی اچ‌کا بر کاهش نیروی بحرانی و افزایش زمان بحرانی در جا به جایی نانوذره طلا می‌باشد.

پارامترهای $\bar{\tau}_{f_1}$، $\bar{\tau}_{f_2}$، B و M از جمله پارامترهای ورودی تحت بررسی در این پژوهش بودند. بدین منظور جهت دستیابی به سطوح بهینه برای هر یک از پارامترهای ورودی برای مدل اصطکاکی اچ‌کا از روش طراحی آزمایش تاگوچی استفاده شد و به‌منظور تجزیه‌وتحلیل نتایج، روش سیگنال به نویز به‌کار گرفته شد.

مدل‌سازی

در سال‌های اخیر، میکرو سکوپ نیروی اتمی به‌عنوان یک ابزار اساسی برای جابه‌جایی، ساخت و مونتاژ نانوذرات مختلف مانند طلا، دی‌ان‌ای و مخمر، به‌طور گسترده مورد توجه قرار گرفته است. مدل‌سازی جابه‌جایی نانوذرات، ابزاری اساسی برای انجام یک جابه‌جایی دقیق و کنترل شده ذرات در مقیاس میکرو/نانو است. انتقال از دنیای ماکرو به دنیای نانو منجر به افزایش نسبت مساحت به حجم و در نتیجه نیروهای سطحی مانند چسبندگی و اصطکاک می‌شود؛ بنابراین، مدل‌سازی جابه‌جایی و اصطکاک اساسا به هم وابسته هستند. در واقع موفقیت مدل‌سازی جابه‌جایی در پیش‌بینی نتایج تجربی بسیار به‌دقت مدل اصطکاک مرتبط است. در این پژوهش فرایند کلی انجام شده مطابق شکل (۱) آورده شده است.



شکل ۱ چکیده گرافیکی پژوهش

مدل اصطکاکی اچ‌کا

به‌طور کلی مدل‌های ا صطکاک مختلفی از جمله کولمب و اچ‌کا برای موقعیت‌های مختلف تعریف شـده اسـت. در این پژوهش ترجیح داده شد که از مدل اصطکاکی اچ‌کا استفاده شود، زیرا به مدل کولمب شباهت زیادی دارد علاوه بر این، این مدل حتی از مدل کولمب در مقیاس نانو نیز دقیق‌تر ا ست. مطابق شکل (۲) مشـــاهده شـــد که هرتادو و کیم یک مدل جابه‌جایی میکرو مکانیکی از لغزش اصـــطکاکی بین دو برآمدگی ارائه کردند که بیان می‌کند برای شعاع‌های تما سی کوچک‌تر از مقدار بحرانی، تنش اصـــطکاک ثابت می‌ماند. بالاتر از این مقدار بحرانی، تنش اصـــطکاک با افزایش شـــعاع تماس تا زمانی که انتقال ثانویه رخ دهد کاهش می‌یابد. در این شکل ناحیه ۱ لغزش‌های هم‌زمان را با مقادیر آزمایشـی به‌دسـت آمده توسـط میکروسـکوپ نیروی اتمی نشـــان می‌دهد، در حالی که ناحیه ۳ لغزش‌های چندین جابه‌جایی را با مقادیر تجربی به‌دســت آمده توســط تجهیزات آزمایشگاهی SFA نشان می‌دهد. این دو ناحیه توسط ناحیه ۲ به هم متصل می‌شوند که نشان دهنده کاهش تنش برشی با افزایش شعاع تماسی است.

معادله (۱) نشان می‌دهد که نیروی ا صطکاک f_T متنا سب با مجموع نیروی عمودی f_N و نیروی چسـبندگی f_0 اسـت و هیچ واب ستگی به سطح تماس ظاهری اج سام ماکرو سکوپی وجود ندارد [15].

$$f_T = \mu(f_N + f_0) \qquad (۱)$$

همچنین، برای یک ریز تماس، نیروی اصـطکاک به‌صـورت معادله (۲) در نظر گرفته می‌شود:

$$f_T = \tau A \qquad (۲)$$

که در آن A، ناحیه ریز تماس واقعی و τ ، مقاومت برشـــی ا ست. هر دوی این پارامترها مربوط به نیروی عمودی می‌با شند. مقدار مدول بر شی مؤثر دو ج سم که در تماس باهم ه ستند، از رابطه (۳) به دست می‌آید [16].

$$G^* = \frac{2.G_1.G_2}{(G_1 + G_2)} \qquad (۳)$$

رابطه بین تنش اصطکاکی بدون بعد $\bar{\tau}_f = \frac{\tau_f}{G^*}$ و شعاع تماس بدون بعد $\bar{a} = \frac{a}{b}$ در معادلات (۶-۴) نشان داده شده است [17]؛ که در آن a شعاع تماس، b طول بردار برگر و G^* مدول بر شی مؤثر است.

$$\log \bar{\tau}_f = \begin{cases} \log \bar{\tau}_f, & \bar{a} < \bar{a}_1 \\ M \log \bar{a} + B, & \bar{a}_1 < \bar{a} < \bar{a}_2 \\ \log \bar{\tau}_{f_2}, & \bar{a} > \bar{a}_2 \end{cases} \qquad (۴)$$

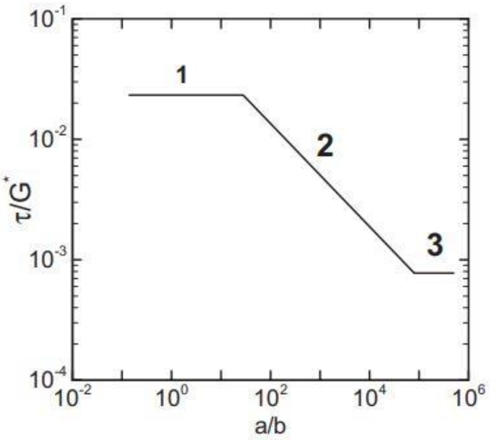
به‌طوری که:

$$M = \frac{\log\left(\frac{\bar{\tau}_{f_1}}{\bar{\tau}_{f_2}}\right)}{\log\left(\frac{\bar{a}_2}{\bar{a}_1}\right)} \qquad (۵)$$

$$B = \frac{\log(\bar{\tau}_{f_1})\log(\bar{a}_2) - \log(\bar{\tau}_{f_2})\log(\bar{a}_1)}{\log\left(\frac{\bar{a}_2}{\bar{a}_1}\right)} \qquad (۶)$$

$\bar{\tau}_{f_1}$ و $\bar{\tau}_{f_2}$ تنش اصـــطکاکی بی‌بعد در نواحی ۱ و ۲ اســـت. همچنین M، شـیب خط ناحیه گذر ۲ و B، عرض از مبدأ خط ناحیه گذر ۲ می‌با شد. با ا ستفاده از این معادلات می‌توان نیروی اصطکاک را به‌صورت معادله (۷) به دست آورد:

$$\frac{F_f}{G^* b^2} = \begin{cases} \bar{\tau}_{f_1}, & \bar{a} < \bar{a}_1 \\ 10^B a^{-M+2}, & \bar{a}_1 < \bar{a} < \bar{a}_2 \\ \bar{\tau}_{f_2}, & \bar{a} > \bar{a}_2 \end{cases} \qquad (۷)$$



شکل ۲ رابطه تنش اصطکاک بدون بعد و شعاع تماس بدون بعد در مدل اصطکاکی HK [16]

مقادیر اولیه مسئله

در پژوهش حاضر توسعه مدل ریاضی با در نظر گرفتن خواص مکانیکی مطابق جدول (۱) انجام شده است. در این شبیه‌سازی، یک‌ذره طلا به شـــعاع (Rp) ۵۰ نانومتر، بر روی بســـتر اکســـید سیلیکون که با سرعت ثابت حرکت می‌کند، رانده شده ا ست. محدوده خواص هندسـی میکروسـکوپ نیروی اتمی در جدول (۲) و محدوده پارامترهای محیطی در جدول (۳) نشان داده‌شده است.

جدول ۱ خواص مکانیکی میکروسکوپ نیروی اتمی

چگالی (kg/m^3)	مدول برشی (GPa)	ضریب پواسن	مدول یانگ (GPa)
۲۳۳۰	۴۰/۵	۰/۲۷	۱۶۹

جدول ۲ محدوده خواص هندسی میکروسکوپ نیروی اتمی

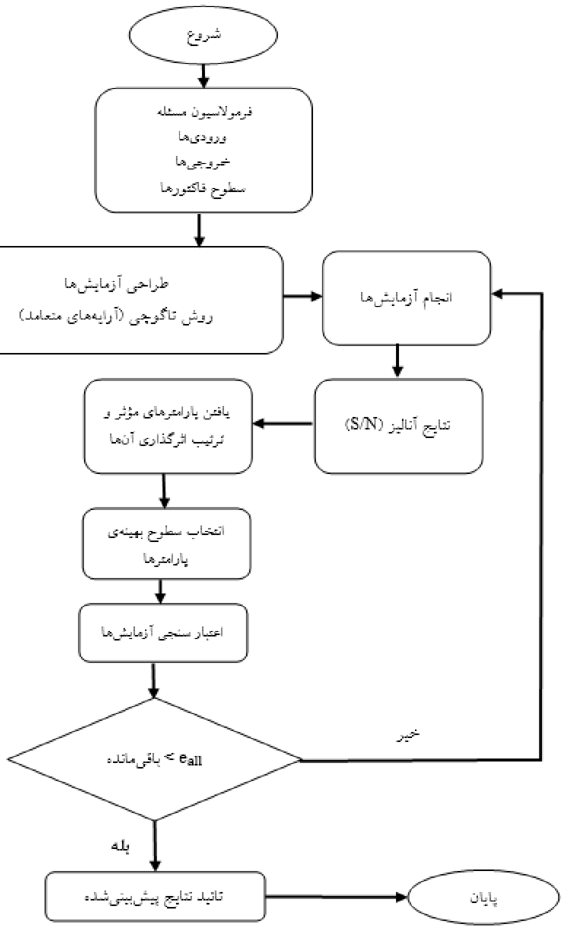
طول (µm)	عرض (µm)	ضخامت (µm)	ارتفاع (µm)
۲۲۵	۴۸	۱	۱۲

جدول ۳ محدوده پارامترهای محیطی

سرعت (mm/s)	مدول یانگ (GPa)	چسبندگی (J/m2)
۱۰۰	۸۵/۵	۰/۲

طراحی آزمایش به روش تاگوچی

طراحی آزمایش‌ها به‌منظور دستیابی به بهینه‌ترین تعداد آزمایش، با هدف صرفه‌جویی در هزینه و وقت انجام می‌شوند. از روش‌های طراحی آزمایش می‌توان به روش تاگوچی و روش سطح پاسخ، اشاره کرد. روش تاگوچی، شامل طراحی سیستم و طراحی پارامتر، برای دستیابی به یک فرایند قوی و بهترین کیفیت محصول است. هدف از روش طراحی سیستم، تعیین سطوح مناسب برای عوامل طراحی است. طراحی سطوح پارامترها تعیین می‌کند که بهترین عملکرد محصول یا فرایند مورد مطالعه ایجاد شود. روش تاگوچی از یک تابع ضرر برای محاسبه انحراف بین مقدار آزمایشی و مقدار مورد نظر استفاده می‌کند سپس نسبت سیگنال به نویز از تابع تلفات به دست می‌آید. در این روش می‌تواند با استفاده از یک تابع زیان، اثربخشی فرایند را به‌طور مؤثر بهبود بخشد و به فرایندی با کیفیت بالا از نظر طراحی پارامتر دست یابد [18]. علاوه بر این، از تحلیل واریانس (ANOVA) برای تخمین خطای واریانس و تعیین پارامترهای معنی‌دار استفاده می‌شود. مراحل انجام طراحی آزمایش‌ها و تجزیه‌وتحلیل داده‌ها در شکل (۳) نشان داده شده است.



شکل ۳ الگوریتم کلی طراحی آزمایش و تجزیه‌وتحلیل داده‌ها

جدول ۴ سطوح متغیرهای در نظر گرفته شده برای آزمایش

نوع متغیر	سطح ۱	سطح ۲	سطح ۳
$\bar{\tau}_{f_1}$	۰/۰۱۸۶	۰/۰۲۳۲۵	۰/۰۲۷۹
$\bar{\tau}_{f_2}$	۰/۰۰۰۶۲	۰/۰۰۰۷۷	۰/۰۰۰۹۳
B	-۲/۸۰۴	-۲/۳۳۷	-۱/۸۶۹
M	-۰/۵۱۲۸	-۰/۴۲۷۴	-۰/۳۴۱۹

جدول ۵ طراحی آزمایش به روش تاگوچی

M	B	$\bar{\tau}_{f_2}$	$\bar{\tau}_{f_1}$	شماره آزمایش
-۰/۳۴۱	-۱/۸۶۹	۰/۰۰۰۶۲	۰/۰۱۸۶	۱
-۰/۳۴۱	-۱/۸۶۹	۰/۰۰۰۶۲	۰/۰۱۸۶	۲
-۰/۳۴۱	-۱/۸۶۹	۰/۰۰۰۶۲	۰/۰۱۸۶	۳
-۰/۴۲۷	-۲/۳۳۷	۰/۰۰۰۷۷۵	۰/۰۱۸۶	۴
-۰/۴۲۷	-۲/۳۳۷	۰/۰۰۰۷۷۵	۰/۰۱۸۶	۵
-۰/۴۲۷	-۲/۳۳۷	۰/۰۰۰۷۷۵	۰/۰۱۸۶	۶
-۰/۵۱۲	-۲/۸۰۴	۰/۰۰۰۹۳	۰/۰۱۸۶	۷
-۰/۵۱۲	-۲/۸۰۴	۰/۰۰۰۹۳	۰/۰۱۸۶	۸
-۰/۵۱۲	-۲/۸۰۴	۰/۰۰۰۹۳	۰/۰۱۸۶	۹
-۰/۵۱۲	-۲/۳۳۷	۰/۰۰۰۶۲	۰/۰۲۳۲	۱۰
-۰/۵۱۲	-۲/۳۳۷	۰/۰۰۰۶۲	۰/۰۲۳۲	۱۱
-۰/۵۱۲	-۲/۳۳۷	۰/۰۰۰۶۲	۰/۰۲۳۲	۱۲
-۰/۳۴۱	-۲/۸۰۴	۰/۰۰۰۷۷۵	۰/۰۲۳۲	۱۳
-۰/۳۴۱	-۲/۸۰۴	۰/۰۰۰۷۷۵	۰/۰۲۳۲	۱۴
-۰/۳۴۱	-۲/۸۰۴	۰/۰۰۰۷۷۵	۰/۰۲۳۲	۱۵
-۰/۴۲۷	-۱/۸۶۹	۰/۰۰۰۹۳	۰/۰۲۳۲	۱۶
-۰/۴۲۷	-۱/۸۶۹	۰/۰۰۰۹۳	۰/۰۲۳۲	۱۷
-۰/۴۲۷	-۱/۸۶۹	۰/۰۰۰۹۳	۰/۰۲۳۲	۱۸
-۰/۴۲۷	-۲/۸۰۴	۰/۰۰۰۶۲	۰/۰۲۷۹	۱۹
-۰/۴۲۷	-۲/۸۰۴	۰/۰۰۰۶۲	۰/۰۲۷۹	۲۰
-۰/۴۲۷	-۲/۸۰۴	۰/۰۰۰۶۲	۰/۰۲۷۹	۲۱
-۰/۵۱۲	-۱/۸۶۹	۰/۰۰۷۷۵	۰/۰۲۷۹	۲۲
-۰/۵۱۲	-۱/۸۶۹	۰/۰۰۷۷۵	۰/۰۲۷۹	۲۳
-۰/۵۱۲	-۱/۸۶۹	۰/۰۰۷۷۵	۰/۰۲۷۹	۲۴
-۰/۳۴۱	-۲/۳۳۷	۰/۰۰۰۹۳	۰/۰۲۷۹	۲۵
-۰/۳۴۱	-۲/۳۳۷	۰/۰۰۰۹۳	۰/۰۲۷۹	۲۶
-۰/۳۴۱	-۲/۳۳۷	۰/۰۰۰۹۳	۰/۰۲۷۹	۲۷

در این پژوهش به‌منظور بهینه‌سازی تعداد آزمایش‌ها، با استفاده از نرم‌افزار مینی تب نسخه ۲۱,۱ به طراحی آزمایش به روش تاگوچی و بهینه‌سازی پارامترهای ورودی در مدل اچ‌کا به‌منظور جابه‌جایی نانوذره طلا پرداخته شده است. در این پژوهش چهار پارامتر فرایند که هر کدام دارای سه سطح هستند و برخی از تعاملات بین پارامترهای فرایند بررسی‌شده است. چهار پارامتر فرایند و سطوح عامل آن‌ها در جدول (۴) خلاصه شده است. پاسخ‌های خروجی، نیروی بحرانی و زمان بحرانی می‌باشند. همچنین در ادامه جدول (۵)، جدول طراحی آزمایش به روش تاگوچی با طرح متعامد ۲۷ تایی (L27) را نشان می‌دهد.

تحلیل نتایج

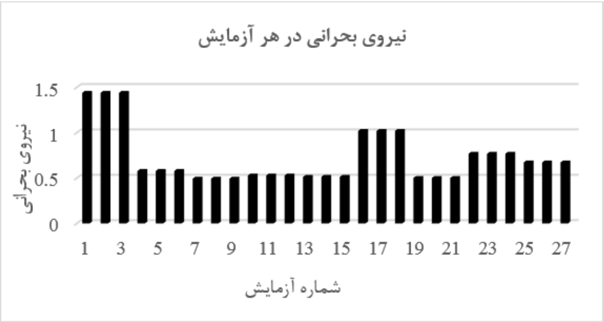
در طراحی آزمایش با روش تاگوچی، می‌توان تأثیر پارامترها با سطوح مختلف را بر روی پاسخ خروجی بررسی کرد. روش تاگوچی، روشی مناسب جهت رسیدن به مقدار بهینه سطوح پارامترها است. برای انجام تجزیه‌وتحلیل جهت تشخیص پارامترهای تأثیرگذار و مقادیر بهینه سطوح از دو روش آنالیز واریانس و نسبت سیگنال به نویز می‌توان استفاده کرد [19]. تجزیه‌وتحلیل داده‌ها در این پژوهش با روش سیگنال به نویز انجام‌شده است؛ در این بخش ابتدا به محاسبه میزان نیرو و زمان بحرانی با استفاده از مدل اصطکاکی اچ‌کا پرداخته شده، همچنین در ادامه به تجزیه‌وتحلیل نسبت سیگنال به نویز، آنالیز واریانس و مدل رگرسیون پرداخته خواهد شد.

محاسبه نیرو و زمان بحرانی با مدل اصطکاکی اچ‌کا

همان‌طور که در قسمت‌های قبل توضیح داده شد؛ در این تحقیق به بررسی اثر پارامترهای ورودی مدل اصطکاکی اچ‌کا بر کاهش نیروی بحرانی و افزایش زمان بحرانی در جابه‌جایی نانوذره طلا پرداخته‌شده است. بدین منظور پس از انجام طراحی آزمایش‌های صورت گرفته با نرم‌افزار مینی تب، به‌منظور محاسبه میزان نیرو و زمان بحرانی برای هر آزمایش از نرم‌افزار متلب استفاده شده است. همچنین تأثیر هر کدام از متغیرهای $\bar{\tau}_{f_1}$، $\bar{\tau}_{f_2}$، B و M در مدل اچ‌کا مورد بررسی قرار گرفته است. در جدول (۶) و شکل‌های (۴-الف) و (۴-ب) به‌ترتیب مقدار نیرو و زمان بحرانی در هرکدام از آزمایش‌ها آورده شده است.

جدول ۶ نیرو و زمان بحرانی در هر آزمایش

نیروی بحرانی	زمان بحرانی	شماره آزمایش	نیروی بحرانی	زمان بحرانی	شماره آزمایش
۰/۰۱۳	۰/۵۱۴	۱۵	۱/۴۴۴	۰/۱۷۹	۱
۰/۱۱۵	۱/۰۲	۱۶	۱/۴۴۴	۰/۱۷۹	۲
۰/۱۱۵	۱/۰۲	۱۷	۱/۴۴۴	۰/۱۷۹	۳
۰/۱۱۵	۱/۰۲	۱۸	۰/۵۷۹	۰/۰۳۴	۴
۰/۰۰۶	۰/۵	۱۹	۰/۵۷۹	۰/۰۳۴	۵
۰/۰۰۶	۰/۵	۲۰	۰/۵۷۹	۰/۰۳۴	۶
۰/۰۰۶	۰/۵	۲۱	۰/۴۹۴	۰/۰۰۱	۷
۰/۰۷۳	۰/۷۶۸	۲۲	۰/۴۹۴	۰/۰۰۱	۸
۰/۰۷۳	۰/۷۶۸	۲۳	۰/۴۹۴	۰/۰۰۱	۹
۰/۰۷۳	۰/۷۶۸	۲۴	۰/۵۲۹	۰/۰۱۹	۱۰
۰/۰۵۵	۰/۶۷۳	۲۵	۰/۵۲۹	۰/۰۱۹	۱۱
۰/۰۵۵	۰/۶۷۳	۲۶	۰/۵۲۹	۰/۰۱۹	۱۲
۰/۰۵۵	۰/۶۷۳	۲۷	۰/۵۱۴	۰/۰۱۳	۱۳
			۰/۵۱۴	۰/۰۱۳	۱۴



(الف)

(ب)

شکل ۴ مقدار نیرو و زمان بحرانی در هر آزمایش

نسبت سیگنال به نویز (S/N)

در روش تاگوچی به‌منظور تعیین سطوح آزمایش‌ها با فرض بالاترین یا پایین‌ترین عملکرد برای متغیرهای آزمایش از نسبت سیگنال به نویز استفاده می‌شود. نسبت سیگنال به نویز جهت به دست آوردن سطوح بهینه برای هر پارامتر ورودی از یک تابع زیان به دست می‌آید؛ بنابراین تابع زیان برای نیروی بحرانی از نوع هر چه کمتر بهتر انتخاب شده و به‌عنوان تبدیل لگاریتمی تابع زیان مطابق معادله (۸) محاسبه می‌شود [20]:

$$\eta_{ij} = -10\log\left(\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} y_i^2\right) \quad (۸)$$

تابع زیان برای زمان بحرانی از نوع هر چه بیشتر بهتر انتخاب شده و به‌عنوان تبدیل لگاریتمی تابع زیان مطابق معادله (۹) محاسبه می‌شود [20]:

$$\eta_{ij} = -10\log\left(\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} \frac{1}{y_i^2}\right) \quad (۹)$$

که در این دو معادله (۸) و (۹)، y_i^2 از نتایج به‌د ست آمده و n تعداد آزمایش‌ها می‌باشد.

نسبت سیگنال به نویز برای سطوح پارامترهای مختلف برای نیرو و زمان بحرانی به‌ترتیب در جدول‌های (۷) و (۸) آورده شده است. مطابق جدول (۷) مشاهده می‌شود که سطوح پارامتر با پایین‌ترین نسبت سیگنال به نویز برای پارامترهای $\bar{\tau}_{f_1}$ و $\bar{\tau}_{f_2}$ در سطح ۱ می‌باشد. همچنین برای پارامترهای B و M در سطح ۳ می‌باشد؛ بنابراین سطوح پارامترهای توصیه‌شده به‌منظور کاهش نیروی بحرانی در جابه‌جایی نانوذره طلا، تنش اصطکاکی بی‌بعد در نواحی ۱ و ۲ ($\bar{\tau}_{f_1}$ و $\bar{\tau}_{f_2}$) به ترتیب با مقادیر ۰/۰۱۸۶ و ۰/۰۰۰۶۲ همچنین عرض از مبدأ خط ناحیه ۲ و شیب‌خط در این ناحیه (B و M) به ترتیب با مقادیر ۱/۸۶۹- و ۰/۳۴۱۹- می‌باشند. مقدار دلتا تفاوت بین کمترین و بالاترین مقدار نسبت سیگنال به نویز را در هر پارامتر نشان می‌دهد. بر اساس مقادیر دلتا، پارامترها رتبه‌بندی می‌شوند. این امر به ما کمک می‌کند تا تأثیرگذارترین پارامتر را انتخاب کنیم. مشاهده می‌شود که پارامتر B (عرض از مبدأ خط ناحیه ۲) با مقدار رتبه ۱ را به خود اختصاص داده است. همچنین دومین عامل اثرگذار، پارامتر M (شیب‌خط) می‌باشد و به دنبال آن پارامتر $\bar{\tau}_{f_2}$ و $\bar{\tau}_{f_1}$ عوامل اثرگذار بر کاهش نیروی بحرانی می‌باشند.

مطابق جدول (۸) مشاهده می‌شود که سطوح پارامتر با بالاترین نسبت سیگنال به نویز برای پارامترهای $\bar{\tau}_{f_1}$ و $\bar{\tau}_{f_2}$ در سطح ۲ می‌باشد. همچنین برای پارامترهای B و M نیز در سطح ۳ می‌باشد؛ بنابراین سطوح پارامترهای توصیه شده به‌منظور افزایش زمان بحرانی در جابه‌جایی نانوذرات، تنش اصطکاکی

بی‌بعد در نواحی ۱ و ۲ ($\bar{\tau}_{f_1}$ و $\bar{\tau}_{f_2}$) به ترتیب با مقادیر ۰/۰۲۳۲۵ و ۰/۰۰۰۷۷ همچنین عرض از مبدأ خط ناحیه ۲ و شیب‌خط در این ناحیه (B و M) به ترتیب با مقادیر ۱/۸۶۹- و ۰/۳۴۱۹- می‌باشند. مطابق مقادیر دلتا، مشاهده می‌شود که اولین پارامتر مؤثر برافزایش زمان بحرانی، پارامتر B (عرض از مبدأ خط ناحیه ۲) می‌باشد و به ترتیب پارامترهای M، $\bar{\tau}_{f_2}$ و $\bar{\tau}_{f_1}$ عوامل اثرگذار بعدی می‌باشند.

جدول ۷ نسبت سیگنال به نویز برای نیروی بحرانی

سطح	$\bar{\tau}_{f_1}$	$\bar{\tau}_{f_2}$	B	M
۱	۲/۵۵۴۷	۲/۷۷۹۲	۵/۹۶۶۲	۴/۶۴۵۱
۲	۳/۷۰۸۰	۴/۲۶۹۸	۴/۵۷۰۲	۳/۵۲۱۴
۳	۳/۹۱۱۰	۳/۱۲۴۸	۰/۳۶۲۶-	۲/۰۰۷۳
دلتا	۱/۳۵۶۳	۱/۴۹۰۶	۶/۳۲۸۸	۲/۶۳۷۸
رتبه	۴	۳	۱	۲

جدول ۸ نسبت سیگنال به نویز برای زمان بحرانی

سطح	$\bar{\tau}_{f_1}$	$\bar{\tau}_{f_2}$	B	M
۱	۳۴/۷۷-	۳۱/۲۷-	۴۷/۳۹-	۳۹/۰۵-
۲	۳۰/۳۱-	۲۹/۹۴-	۲۹/۶۶-	۳۰/۸۶-
۳	۳۰/۷۹-	۳۴/۶۶-	۱۸/۸۲-	۲۵/۹۵-
دلتا	۴/۴۶	۴/۷۲	۲۸/۵۷	۱۳/۱۰
رتبه	۴	۳	۱	۲

بررسی تأثیر پارامترهای ورودی بر روی نیرو و زمان بحرانی با استفاده از نمودار سیگنال به نویز

در این بخش تأثیر پارامترهای ورودی $\bar{\tau}_{f_1}$، $\bar{\tau}_{f_2}$، B و M در مدل اچ‌کا بر روی مشخصه‌های خروجی نیرو و زمان بحرانی به‌طور کامل با استفاده از نمودار سیگنال به نویز در آزمایش تاگوچی مورد بررسی قرار گرفته است.

نمودار شکل (۵-الف) که نشان دهنده نیروی بحرانی در هر یک از سطوح پارامترها است، نیز نشان دهنده مشابه بودن مقادیر نیروی بحرانی در سطوح پارامترهای عرض از مبدأ خط ناحیه ۲ و شیب‌خط (B و M) است. همان‌طور که از شکل (۵-الف) مشاهده می‌شود، با افزایش پارامتر $\bar{\tau}_{f_1}$، نیروی بحرانی افزایش می‌یابد. با توجه به نمودار مشخص است؛ که سطح ۱ برای پارامتر $\bar{\tau}_{f_1}$ سبب کمینه شدن نیروی بحرانی می‌شود. بیان این نکته ضروری است که به‌طور کلی همان‌طور که در تحلیل نمودار مشخص است، تغییرات پارامتر $\bar{\tau}_{f_1}$ اثر قابل توجهی بر روی نیروی بحرانی ندارد.

پارامتر ارزیابی‌شده بعدی، $\bar{\tau}_{f_2}$می‌باشد. همان‌طور که از نمودار شکل (۵-الف) مشاهده می شود، افزایش این پارامتر از سطح اول تا دوم موجب افزایش زمان بحرانی می شود، در حالی که از سطح دوم تا سوم میزان نیروی بحرانی را کاهش می‌دهد. هدف از این پژوهش بهینه‌سازی سطوح پارامترهای مدل اصطکاکی اچ‌کا به‌منظور کاهش نیروی بحرانی می‌باشد پس با توجه به توضیح داده شده، برای پارامتر $\bar{\tau}_{f_2}$، سطح ۱ بهینه‌ترین حالت است زیرا موجب کاهش نیروی بحرانی می‌شود. همان‌طور که در تحلیل نمودار مشخص است، تغییرات پارامتر $\bar{\tau}_{f_2}$ اثر ناچیزی بر روی نیروی بحرانی دارد و می‌توان از آن صرف‌نظر کرد.

یکی از پارامترهای مؤثر بر کاهش نیروی بحرانی در مدل اچ‌کا برای جابه‌جایی نانوذرات، پارامتر B می‌باشد. با توجه به شکل (۵-الف)، سطح ۳ و بعد از آن سطح ۲ بیشترین تأثیر را بر کاهش نیروی بحرانی داشته‌اند. همچنین مشاهده می شود که با افزایش مقدار پارامتر B، نیروی بحرانی به‌طور قابل توجهی کاهش می‌یابد. با توجه به شیب کاهش و سطوح مورد نظر مشاهده می‌شود که مقدار این پارامتر در سطح ۳ مؤثرترین عامل بر کاهش نیروی بحرانی می‌باشد.

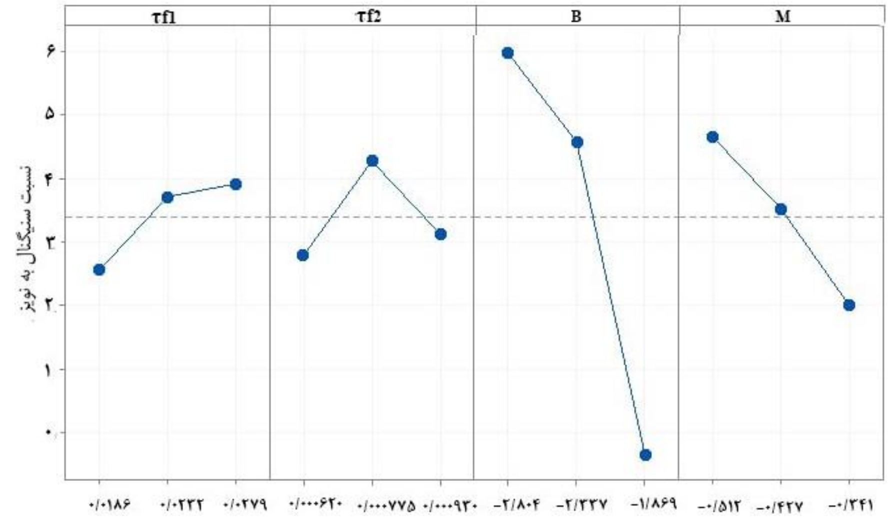
پارامتر بعدی که تأثیر آن بر کاهش نیروی بحرانی بررسی شده است، پارامتر M می‌باشد. همان‌طور که از نمودار شکل (۵-الف) پیداست، افزایش مقدار پارامتر M از سطح ۱ تا سطح ۳ موجب کاهش نیروی بحرانی می‌شود. با توجه به نمودار مشخص است که مقدار این پارامتر در سطح ۳ مؤثرترین عامل بر کاهش نیروی بحرانی می‌باشد. همچنین تأثیر این پارامتر از پارامتر B کم‌تر است و به‌عنوان دومین پارامتر اثرگذار بر کاهش نیروی بحرانی شناخته شده است.

نمودار شکل (۵-ب) نشان دهنده میانگین زمان بحرانی در هر یک از سطوح پارامترها می‌باشد. هدف از این پژوهش بهینه‌سازی سطوح پارامترهای ورودی مدل اصطکاکی اچ‌کا به‌منظور افزایش زمان بحرانی جهت جابه‌جایی نانوذرات می‌باشد. مطابق شکل (۵-ب) مشاهده می‌شود که افزایش پارامتر $\bar{\tau}_{f_1}$ از سطح ۱ تا سطح ۲ موجب افزایش زمان بحرانی می شود، در حالی که از سطح ۲ تا سطح ۳ مقدار زمان بحرانی روند کاهشی را با شیب ملایمی طی می‌کند. با توجه به نمودار

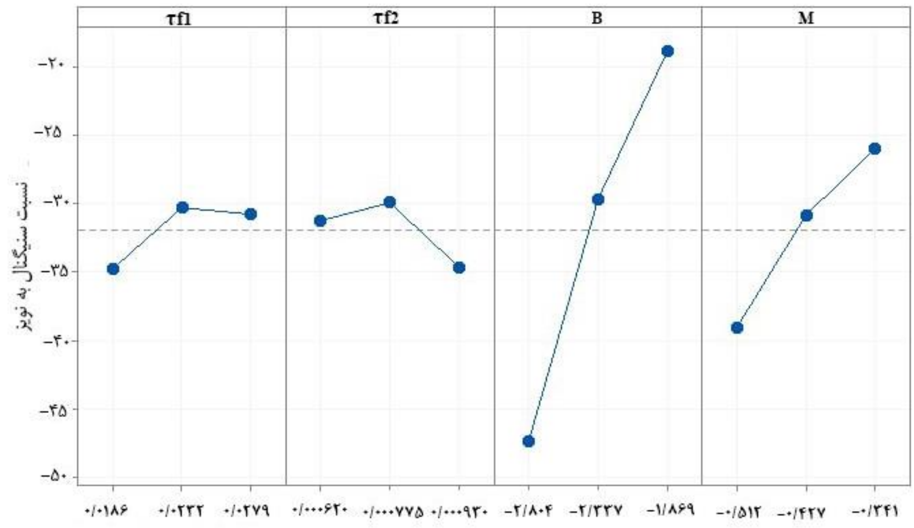
مشخص است؛ که سطح ۲ برای پارامتر $\bar{\tau}_{f_1}$ سبب بیشینه شدن زمان بحرانی می شود؛ اما این تغییرات زمان چشم‌گیر نیست و می‌توان $\bar{\tau}_{f_1}$ را به‌عنوان پارامتر غیرضروری در نظر گرفت.

در اثر افزایش پارامتر $\bar{\tau}_{f_2}$ از سطح ۱ تا سطح ۲، مقدار زمان بحرانی با شیب کمی افزایش می‌یابد؛ همچنین افزایش مقدار از سطح ۲ تا سطح ۳ موجب کاهش زمان بحرانی می‌شود؛ بنابراین با توجه به نمودار حاصل می شود که سطح ۲ برای پارامتر $\bar{\tau}_{f_2}$ بهینه‌ترین سطح است و موجب بیشینه شدن زمان بحرانی می‌شود. تأثیر این پارامتر بر نیروی بحرانی ناچیز است.

یکی از پارامترهای مؤثر بر افزایش زمان بحرانی در مدل اچ‌کا برای جابه‌جایی نانوذرات، پارامتر B می‌باشد. مطابق شکل (۵-ب) سطح ۳ و بعد از آن سطح ۲ بیشترین تأثیر را بر افزایش زمان بحرانی داشته‌اند. افزایش مقدار پارامتر B سبب افزایش چشم‌گیر زمان بحرانی می‌شود. با توجه به شیب نمودار و سطوح موجود نتیجه‌گیری می‌شود که مقدار این پارامتر در سطح ۳ مؤثرترین عامل بر روی زمان بحرانی می‌باشد. پارامتر بعدی که تأثیر آن بر افزایش زمان بحرانی بررسی شده است، پارامتر M می‌باشد. مطابق شکل (۵-ب)، افزایش مقدار پارامتر M موجب افزایش زمان بحرانی می شود. مشخص است که مقدار این پارامتر در سطح ۳ مؤثرترین عامل بر روی زمان بحرانی می‌باشد.



(الف) نیروی بحرانی



(ب) زمان بحرانی

شکل ۵ نمودار تأثیر پارامترهای مورد بررسی بر روی نیرو و زمان بحرانی

نتیجه‌گیری

استفاده از میکروسکوپ نیروی اتمی در نانوتکنولوژی نه‌تنها به‌عنوان ابزاری برای تصویربرداری و آنالیز توپوگرافی سطوح، بلکه به‌عنوان یک جابه‌جا کننده در تحقیقات مختلف مورد توجه قرار گرفته است. در گذار از دنیای ماکرو به دنیای میکرو/نانو، نیروهای سطحی مانند اصطکاک و چسبندگی که قبلا اهمیت کمتری داشتند یا حتی ناچیز بودند، تحت نظارت جدی قرار دارند. در این راستا، مدل‌های اصطکاک مختلفی توسط محققان متعدد به‌منظور مدل‌سازی شرایط حاکم در جابه‌جایی میکرو/نانو ایجادشده‌اند. در این پژوهش جابه‌جایی نانوذره طلا مبتنی بر میکروسکوپ نیروی اتمی با استفاده از مدل اصطکاکی اچ‌کا که بر اساس سطح تماس واقعی است، مورد بررسی قرار گرفته شده است. به‌منظور جابه‌جایی، یک‌ذره طلا به شعاع (Rp) ۵۰ نانومتر، بر روی بستر اکسید سیلیکون که با سرعت ثابت حرکت می‌کند، رانده‌شده است. هدف اصلی از این تحقیق بررسی تأثیر پارامترهای ورودی مدل اصطکاکی اچ‌کا بر کاهش نیروی بحرانی و افزایش زمان بحرانی در جابه‌جایی نانوذره طلا می‌باشد. پارامترهای $\bar{\tau}_{f_1}$، $\bar{\tau}_{f_2}$، B و M از جمله پارامترهای ورودی تحت بررسی در این پژوهش بودند. بدین منظور جهت دستیابی به سطوح بهینه برای هر یک از پارامترهای ورودی برای مدل اصطکاکی اچ‌کا از روش طراحی آزمایش تاگوچی استفاده شد و به‌منظور تجزیه‌وتحلیل نتایج، روش سیگنال به نویز به کار گرفته شد. با توجه به نتایج حاصل‌شده از تجزیه‌وتحلیل سیگنال به نویز اثرات هر ۴ پارامتر ورودی مدل اچ‌کا بر کاهش نیروی بحرانی و افزایش زمان بحرانی بررسی شد. طبق بررسی‌های صورت گرفته، برای نیروی بحرانی نتایج زیر مشاهده شد:

اولین پارامتر مؤثر بر کاهش نیروی بحرانی، پارامتر B می‌باشد. سطح ۳ با مقدار ۱/۸۶۹- و بعد از آن سطح ۲ با مقدار ۲/۳۳۷-بیشترین تأثیر را بر کاهش نیروی بحرانی داشته‌اند. همچنین مشاهده می‌شود که با افزایش مقدار پارامتر B از سطح ۱ با مقدار ۲/۸۰۴- تا سطح ۳ با مقدار ۱/۸۶۹- نیروی بحرانی به‌طور قابل‌توجهی کاهش می‌یابد. با توجه به شیب کاهش و سطوح مورد نظر مشاهده می‌شود که پارامتر B در سطح ۳ و با مقدار ۱/۸۶۹-، مؤثرترین عامل بر کاهش نیروی بحرانی می‌باشد.

دومین پارامتر مؤثر بر کاهش نیروی بحرانی، M می‌باشد. افزایش مقدار پارامتر M از سطح ۱ با مقدار ۰/۵۱۲- تا سطح ۳ با مقدار ۰/۳۴۱- موجب کاهش نیروی بحرانی می‌شود. همچنین مشخص شد که مقدار این پارامتر در سطح ۳ و با مقدار ۰/۳۴۱- مؤثرترین عامل بر کاهش نیروی بحرانی می‌باشد.

نتایج حاصل برای تأثیر پارامترهای ورودی برافزایش زمان بحرانی نیز به شرح زیر می‌باشد:

پارامتر B مؤثرترین پارامتر ورودی در مدل اصطکاکی اچ‌کا بر افزایش زمان بحرانی می‌باشد. سطح ۳ با مقدار عددی ۱/۸۶۹- و بعد از آن سطح ۲ با مقدار عددی ۲/۳۳۷- بیشترین تأثیر را بر افزایش زمان بحرانی داشته‌اند. افزایش مقدار پارامتر B سبب افزایش چشم‌گیر زمان بحرانی می‌شود. با توجه به شیب نمودار و سطوح موجود نتیجه‌گیری می‌شود که مقدار این پارامتر در سطح ۳ و با مقدار ۱/۸۶۹-، مؤثرترین عامل بر روی زمان بحرانی می‌باشد. دومین پارامتر مؤثر برافزایش زمان بحرانی پارامتر M در سطح ۳ و با مقدار عددی ۰/۳۴۱- می‌باشد.

فهرست علائم و اختصارات

علائم انگلیسی

A	مساحت واقعی تماس
A	شعاع تماس
$\bar{a}$	شعاع تماس بی‌بعد
B	عرض از مبدأ خط گذر ناحیه ۲
E	مدول یانگ
E^*	مدول یانگ مؤثر
f_0	نیروی چسبندگی
f_N	نیروی عمودی سطح
G^*	مدول برشی مؤثر
G_1	مدول برشی سوزن
G_2	مدول برشی ذره
H	ارتفاع سوزن میکروسکوپ نیروی اتمی
L	طول تیرک
M	شیب خط گذر ناحیه ۲
t	ضخامت تیرک
W	عرض تیرک

علائم یونانی

τ_f	تنش اصطکاکی

$\bar{\tau}_{f_1}$	تنش اصطکاکی بی‌بعد در ناحیه ۱
$\bar{\tau}_{f_2}$	تنش اصطکاکی بی‌بعد در ناحیه ۲

واژه نامه

Atomic force microscopy	میکروسکوپ نیروی اتمی
Dawson	داوسون
Gold nanoparticles	نانوذره‌ی طلا
Hertz	هرتز
HK friction model	مدل اصطکاکی اچ‌کا
Hoeprich	هوپریچ
Lundberg	لوندبرگ
Nikpour	نیکپور
nanomanipulation	جابه‌جایی نانوذرات

تقدیر و تشکر

مراجع

[1] M. Zakeri, and M. Kharazmi, "Modeling of Friction in Micro/Nano scale with Random Roughness Distribution," *Modares Mechanical Engineering*, vol. 14, no. 11, 2015. (In Persian)

[2] M. Korayem, and H. Khaksar, "Choosing Nano medicine Stiffness using contact models, based on the atomic force microscopy with Analysis of the cancer cell elasticity modulus," *Research square*, 2022.

[3] M. Korayem, and H. Khaksar, "Nanomanipulation of elliptic and cubic nanoparticles with consideration of the impact theories," *Applied Mathematical Modelling*, vol. 90,pp. 101-113, 2021.

[4] M. Korayem, H. Khaksar, and M. Taheri, "Simulating the impact between particles with applications in nanotechnology fields (identification of properties and manipulation)," *International Nano Letters*, vol. 4, no. 4, pp. 121-127, 2014.

[5] S. Vlassov, B. Polyakov, L.M. Dorogin, A. Lõhmus, A. Romanov, I. Kink, E. Gnecco, and R. Lõhmus, "Real-time manipulation of gold nanoparticles inside a scanning electron microscope," *Solid State Communications*, vol. 151, no. 9, pp. 688-692, 2011.

[6] M. Moreno-Moreno, P. Ares, C. Moreno, F. Zamora, C. Gomez-Navarro, and J. Gomez-Herrero, "AFM manipulation of gold nanowires to build electrical circuits", *Nano Letters*, vol. 19, no. 8, pp. 5459-5468, 2019.

[7] S. Bathaee, "Sensitivity analysis of peripheral parameters in three dimentional nano-manipulation by using HK model," *Journal of Solid and Fluid Mechanics*, vol. 9, no. 2, pp. 123-139, 2019. (In Persian)

[8] M. Taheri, "Application of atomic force microscopy in critical force and critical time extraction of 2D manipulation for gastric cancer tissue with different friction models," *Nanoscale*, vol. 9, no. 1, pp. 136-145, (2022). (In Persian)

[9] S. Mohammadi, M. Moghadam, and H. Pishkenari, "Dynamical modeling of manipulation process in trolling-mode AFM," *Physical Review E*, vol. 197, pp. 83-94, 2019.

[10] M. Taheri, "3D Modeling of Gold Nanoparticle Manipulation in Air Using HK Friction Model," *Modares Mechanical Engineering*, vol. 16, no. 10, pp. 275-282, 2017. (In Persian)

[11] M. Habibnejad Korayem, H. Badkoobehhezaveh, and M. Taheri, "Experimental Determination of HT29 Cancerous Cell Surface Roughness by Atomic Force Microscopy to be Applied in Nanomanipulation," Journal Of Applied and Computational Sciences in Mechanics, vol. 28, no. 1, pp. 111-122, 2017. (In Persian)

[12] H. Esfahani, V. Azimirad, and M. Zakeri, “Sliding Mode-PID Fuzzy controller with a new reaching mode for underwater robotic manipulators,” *Latin American Applied Research*, vol. 44, no. 3, pp. 253-258, 2014.

[13] M. Zakeri, and J. Faraji, “Dynamic modeling of nano/microparticles displacement in multi-point contact based on the Rumpf model,” *Modares Mechanical Engineering*, vol. 16, no. 8, pp. 120-130, 2016. (In Persian)

[14] P. Heidari, M. Salehi, B. Ruhani, V. Purcar, and S. Căprărescu, “Influence of Thin Film Deposition on AFM Cantilever Tips in Adhesion and Young’s Modulus of MEMS Surfaces,” *Materials*, vol. 15, no. 6, pp. 2102, 2022.

[15] G. Adams, S. Müftü, and N. Azhar, “A scale-dependent model for multi-asperity contact and friction,” *Journal of Tribology*, vol. 125, no. 4, pp. 700-708, 2003.

[16] G. Adams, and S. Müftü, “Improvements to a scale-dependent model for contact and friction,” *Applied Physics*, vol. 38, no. 9, pp. 1402, 2005.

[17] J. Hurtado, and K. Kim, “Scale effects in friction of single–asperity contacts. I. From concurrent slip to single–dislocation–assisted slip,” *Series A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. *455*, no. 1989, pp. 3363-3384, 1999.

[18] T. Hou, C. Su, and W. Liu, “Parameters optimization of a nano-particle wet milling process using the Taguchi method, response surface method and genetic algorithm,” *Powder Technology*, vol. *173*, no. 3, pp. 153-162, 2007.

[19] J. Wang, and W. Wan, “Experimental design methods for fermentative hydrogen production: a review,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 34, no. 1, pp. 235-244, 2009.

[20] S. Boopathi, K. Sivakumar, and R. Kalidas, “Parametric study of dry WEDM using Taguchi method,” *International Journal of Engineering Research and Development*, vol. 2, no. 4, pp. 63-68, 2012.

Ferdowsi University of Mashhad

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics

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

Society of Manufacturing Engineering of Iran

Investigating the Impact of Polymer Membrane Characteristics on the Performance of the Membrane Humidifier

Research Article

Seyyed Morteza Mousavi Zahed[1], Ebrahim Afshari[2]

DOI: 10.22067/jacsm.2023.81524.1174

1. Introduction

Membrane is generally a selective barrier between two phases and is used to separate one phase from another phase. Today, membranes are used in the industry to separate mixtures, bcause membrane processes have lower costs and higher efficiency than other separation methods. According to Figure 1, the feed flow (water vapor or wet fluid) enters one side of the membrane through the channels that are embedded in the wet side of the membrane, and the water in the feed flow penetrates throughout the membrane. Slow water permeability across the membrane can be due to pressure, concentration, and temperature gradients.

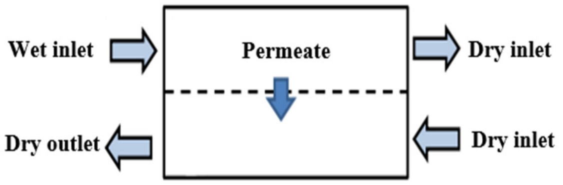


Figure 1. Water and heat transfer in a membrane humidifier

Nafion is a brand name of a polymer made of tetrafluorosulfonic acid, which is formed by the accumulation of sulfonyl chloride and hot sodium hydroxide and has the ability to transfer water and gas. Commercial Nafions, as the most common membranes used in membrane humidifiers, have different thicknesses and specifications. Nafion 111 is less thick than Nafion 115, 117, and 211. Membrane thickness, permeability and porosity coefficient of the membrane are the most important characteristics of Nafion, which affect its performance when used in membrane humidifiers.

2. Numerical modeling

Figure 2 shows the scope of modeling a flat membrane humidifier with an arrangement of simple and parallel channels with opposite flow. Due to the higher concentration of water on the wet side, water is transferred through the pores of the membrane to the dry side (Figure 2).

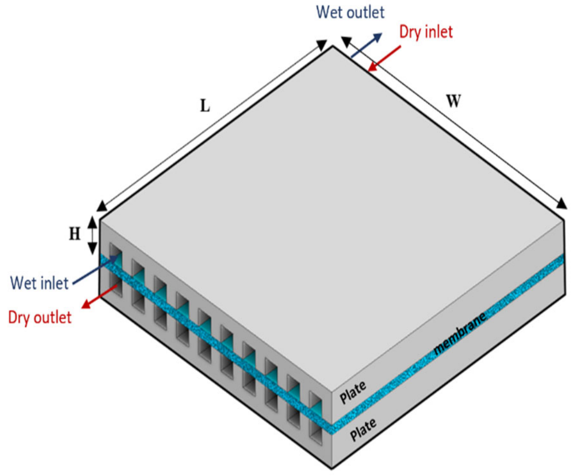


Figure 2. Three-dimensional view of membrane humidifier

3. Results

To validate the numerical modeling done, the results of this study and Yu et al.'s experimental study were compared by selecting the heat flux value as a validation criterion. It can be seen from Figure 3 that there is a great agreement between the studies. The maximum error of the results is less than 4.2% at the highest speed on the side of wet channels.

*Manuscript received: March 8, 2023. Revised, March 19, 2023, Accepted, June 3, 2023.
1. M.Sc. student, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, University of Isfahan, Isfahan, Iran
2. Corresponding author. Associate Professor, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, University of Isfahan, Isfahan, Iran. **Email**: e.afshari@eng.ui.ac.ir

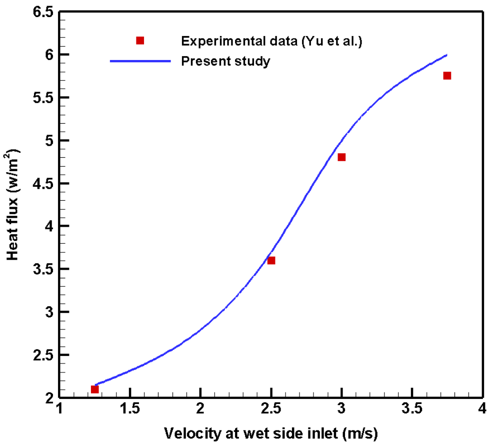


Figure 3. Comparison of dry side outlet heat flux between the experimental results and the present study

Figure 4 shows the impact of the thickness of different membranes on the relative humidity of the outlet of the dry side. Nafion 111 has the highest relative humidity due to its lower thickness.

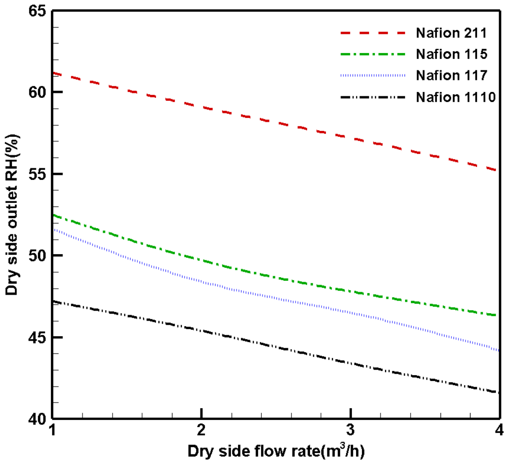


Figure 4. The impact of membrane thickness on the relative humidity of the dry side outlet

4. Conclusion

The most important conclusions of this research are summarized as follows.

1) Along the length of the channels on the dry side of the humidifier, the amount of water transferred through the membrane on the dry outlet side decreases due to the reduction of water transfer, although the amount of heat transferred by the membrane increases near the exit of dry channels;
2) Among the four types of Nafion (Nafion 115, 117, 211, and 111), Nafion 111 has the highest relative humidity, outlet temperature, and dew point temperature on the dry side outlet due to its lower thickness and the best performance among other Nafions;
3) The permeability of Nafion 115 for water with coefficients of 10^{-19} and 10^{-21} is almost the same. By increasing the permeability up to 10^{-15} due to the increase in mass and heat transfer, it causes an increase in relative humidity, heat transfer, and dew point temperature;
4) The porosity coefficient of Nafion 115 in porosity coefficients of 0.4, 0.5, 0.6 and 0.7 does not change much on the performance of the membrane humidifier. If the porosity coefficient increases from 0.4 to 0.7, the relative humidity on the outlet side of dry channels increases by 1.5%.

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

http://mechanic-ferdowsi.um.ac.ir

انجمن مهندسی ساخت و تولید ایران

دانشگاه فردوسی مشهد

بررسی تأثیر مشخصات غشای پلیمری بر عملکرد مرطوب‌ساز تخت غشایی*

مقاله پژوهشی

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

DOI: 10.22067/jacsm.2023.81524.1174

چکیده در مرطوب‌ساز غشایی، مشخصات غشا به عنوان قلب مرطوب‌ساز و انتخاب نافیون به عنوان رایج‌ترین غشا برای کاربرد در فرایند جداسازی دو جریان مرطوب و خشک تأثیر زیادی بر عملکرد آن دارد. در این مطالعه، به روش دینامیک سیالات محاسباتی و به کمک نرم‌افزار انسیس فلوئنت و با اضافه کردن یک کد به آن برای شبیه‌سازی انتقال آب در غشا به بررسی سه‌بعدی یک مرطوب‌ساز تخت غشایی شامل نواحی کانال‌های خشک، غشا، کانال‌های مرطوب و صفحات در طرف غشا پرداخته شده و تأثیر مشخصات غشا شامل: ضخامت، نفوذپذیری و ضریب تخلخل بر انتقال جرم (آب) و حرارت از طریق غشا و در نتیجه عملکرد مرطوب‌ساز بررسی شده است. نتایج نشان می‌دهند که استفاده از نافیون ۱۱۱ به دلیل ضخامت کمتر نسبت به نافیون‌های ۱۱۵، ۱۱۷ و ۲۱۱، منجر به بهبود انتقال حرارت و جرم شده و از این‌رو عملکرد مرطوب‌ساز غشایی را بهبود می‌بخشد. با در نظر گرفتن نقطه شبنم که تأثیر هم‌زمان انتقال جرم و حرارت را نشان می‌دهد؛ افزایش ضریب نفوذپذیری غشا از 10^{-21} تا 10^{-15} متر مربع، دمای نقطه شبنم در خروجی سمت خشک حدود ۳/۵ کلوین افزایش می‌یابد. در محدوده‌های متداول ضریب تخلخل غشاهای تجاری متداول، تغییر ضریب تخلخل تأثیر چندانی بر عملکرد مرطوب‌ساز غشایی ندارد.

واژه‌های کلیدی مرطوب‌ساز غشایی، نفوذپذیری، ضریب تخلخل، ضخامت، دمای نقطه شبنم، مدل‌سازی عددی.

Investigating The Effect of Polymer Membrane Characteristics on The Performance of The Membrane Humidifier

Seyyed Morteza Mousavi Zahed Ebrahim Afshari

Abstract *In the membrane humidifier, the characteristics of the membrane as the heart of the humidifier and the selection of Nafion as the most common membrane for use in the process of separating two wet and dry streams have a great impact on its performance. In this study, a numerical and three-dimensional investigation of a flat membrane humidifier including the dry flow channels, membrane, wet flow channels and plates on the two sides of the membrane has been investigated by Ansys Fluent software and the effect of membrane characteristics including: thickness, permeability and porosity coefficient on the mass (water) and heat transfer through the membrane and as a result the performance of the humidifier has been investigated. The results show that the use of Nafion 111 due to its lower thickness compared to Nafion 115, 117 and 211, leads to improved heat and mass transfer and therefore improves the performance of the membrane humidifier. Considering the dew point which shows the simultaneous effect of mass and heat transfer; increasing the permeability coefficient of the membrane from 10^{-15} to 10^{-21} square meters, the dew point temperature at the outlet of the dry side increases by about 3.5K. In the common limits of the porosity coefficient of common commercial membranes, the change of the porosity coefficient does not have much effect on the performance of the membrane humidifier.*

Key Words Membrane Humidifier, Permeability, Porosity Coefficient, Thickness, Dew Point Temperature, Numerical Modeling.

* تاریخ دریافت مقاله۱۴۰۱/۱۲/۱۷ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۲/۰۳/۱۳ می‌باشد.

(۱) کارشناس ارشد، دانشگاه اصفهان، دانشکده فنی و مهندسی، گروه مهندسی مکانیک، اصفهان.

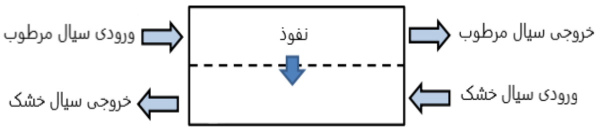
(۲) نویسندهٔ مسئول، دانشیار، دانشگاه اصفهان، دانشکده فنی و مهندسی، گروه مهندسی مکانیک، اصفهان.

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

مقدمه

غشا عموما یک مانع انتخابی بین دو فاز است و برای جدا کردن یک فاز از فازی دیگر استفاده می‌شود. امروزه در صنعت برای جداسازی مخلوط‌ها از غشاها استفاده می‌شود؛ زیرا فرایندهای غشایی نسبت به سایر روش‌های جداسازی دارای هزینه‌های کمتر و کارایی بالاتر هستند [1,2]. غشا می‌تواند از بسیاری از مواد نظیر سلولز، پلیمر، مواد معدنی، مایع پشتیبانی پلیمرها و غشاهای مصنوعی ساخته شود؛ اما غشاهای پلیمری به عنوان جدا کننده دو فاز، رایج‌تر و به طور گسترده‌تر در مرطوب‌سازهای غشایی به کار می‌روند [3].

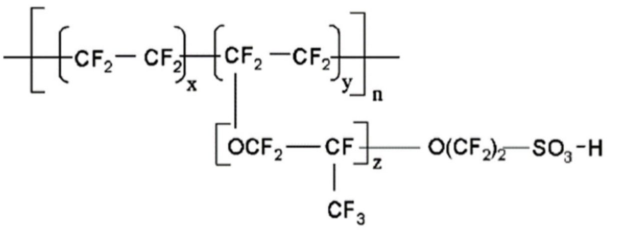
غشا، قلب یک مرطوب‌ساز غشایی است. مطابق شکل (۱)، جریان تغذیه (بخار آب یا سیال مرطوب) از طریق کانال‌هایی که در صفحه سمت مرطوب غشا تعبیه شده‌اند، به یک طرف غشا وارد می‌شود و آب موجود در جریان تغذیه در سراسر غشا نفوذ می‌کند. به دلیل طبیعت انتخابی غشا، فقط آب از آن عبور کرده و نگهدارنده در قسمت تغذیه باقی می‌ماند. نفوذپذیری آب در سراسر غشا می‌تواند به دلیل گرادیان‌های فشار، غلظت و دما باشد. در مرطوب‌ساز، علاوه بر انتقال آب از سمت مرطوب به سمت خشک، حرارت نیز از سمت گرم (معمولا سمت مرطوب) به سمت سرد (معمولا سمت خشک) منتقل می‌شود. به دلیل این که مرطوب‌سازی یک فرایند گرماگیر است؛ مولکول‌های آب با عبور از غشا گرما را جذب می‌کنند و به طرف خشک غشا منتقل می‌شوند [4]. با انتقال آب و گرما از سمت خشک به سمت مرطوب، سیال خشک ورودی به مرطوب‌ساز؛ مرطوب شده و از آن خارج می‌شود. این سیال که حالا مرطوب شده است سیال مورد هدف بوده و با جذب رطوبت و گرما دمای نقطه شبنم آن افزایش یافته است. خواص یک غشا شامل: جدا کننده خوب دو گاز خشک و مرطوب؛ پایداری حرارتی و هیدرولیکی بالا؛ نفوذپذیری بالا در برابر آب و هزینه ساخت پایین است. مشابه مبدل‌های حرارتی، آرایش جریان مخالف در مرطوب‌سازهای غشایی نیز عموما عملکرد بهتری نسبت به دیگر آرایش‌ها (موافق و متقاطع) دارد.



شکل ۱ انتقال آب و حرارت در مرطوب‌ساز غشایی

از نظر هندسی نیز دو نمونه غشا ورقه‌ای تخت و غشای لوله‌ای تو خالی وجود دارد. غشاهای ورقه‌ای تخت برای مبدل‌های حرارتی صفحه‌ای مورد استفاده قرار می‌گیرند. ضخامت این غشاها معمولا ۱۰۰ میکرومتر است. غشاهای لوله‌ای، لوله‌های توخالی هستند که غشا دیواره‌های این لوله‌ها است. قطر این لوله‌ها معمولا ۵۰۰ میکرومتر است و برای مبدل‌های حرارتی لوله – پوسته کاربرد دارند [5]. افت فشار بالا و توزیع ضعیف جریان هوا مهم‌ترین معایب غشاهای فیبر توخالی است [6]. برای کاهش افت فشار و ایجاد جریان آرام، غشاهای ورقه‌ای مسطح که متداول و از نظر تجاری در دسترس هستند؛ در مرطوب‌سازها کاربرد دارند [5,7,8].

اخیرا غشـــاهای متخلخل غیر فلورایدی مورد توجه قرار گرفته اســت؛ ولی چون نســبت به غشـــاهای پلیمری پایداری، مقاومت طول عمر و بازده کمتری دارند، غشـــاهای پلیمری در صنعت بیشتر مورد استفاده قرار گرفته است. نافیون نام تجاری پلیمری از جنس تترافلوئورو سولفونیک اسید بوده که از تجمع سدیم هیدروکسید داغ و سولفونیل کلراید تشکیل می شود و قابلیت انتقال آب – گاز و گاز – گاز را دارد. ترکیب شـــیمیایی نافیون در شکل (۲) ارائه شده است.



شکل ۲ ترکیب شیمیایی نافیون [9]

برای این که غشاها به خوبی وظیفه خود را انجام دهند؛ لازم اســت در ابتدا فعال‌ســازی شــوند [10]. نافیون‌های تجاری به عنوان متداول‌ترین غشاهای مورد استفاده در مرطوب‌ساز غشایی دارای ضخامت و مشخصات مختلفی هستند. به عنوان نمونه نافیون ۱۱۱ ضـــخامت کمتری از نافیون‌های ۱۱۵، ۱۱۷ و ۲۱۱ دارد. ضخامت غشا، نفوذپذیری و ضریب تخلخل غشا مهم‌ترین مشخصات نافیون هستند که بر عملکرد آن در موقع استفاده در مرطوب سازهای غشایی مؤثر می‌باشند. از این رو بررسی تأثیر این پارامترها بر مرطوب‌ساز غشایی بسیار حایز اهمیت است.

مطالعات مختلفی در زمینه مرطوب‌ساز غشایی انجام شده

است. جیانگ و همکاران [11] اثر ضخامت غشای نافیون را روی پارامترهای متعدد غشا بررسی کردند. آن‌ها نشان دادند که غشای ضخیم‌تر، نفوذپذیری کم‌تر یونی را در پی دارد. نیو و ژانگ [12] یک مدل نظری برای پیش‌بینی عملکرد غشا توسعه دادند و اثرات حالت‌های ورودی دو جریان هوا و ویژگی‌های جذب غشاها را بر اثر بخشی غشا بررسی کردند. آن‌ها گزارش کردند که رطوبت هوای ورودی تا حد زیادی بر کارایی مبدل تأثیر می‌گذارد. کیستلر و کاسلر [6] در یک مطالعه، غشاهای پلیمری لوله‌ای توخالی را مورد بررسی قرار دادند و نتیجه گرفتند که انتقال جرم آب در این غشاها تقریبا دو برابر بیشتر از غشاهای تخت است. عیب غشاهای لوله‌ای این است که مقاومت در برابر فشار بیشتری از نوع ورقه‌ای دارند و این عامل باعث می‌شود مدل آن‌ها تجاری-سازی نشود. بوی و همکاران [13] یک غشا کامپوزیت با ورق مسطح، لایه‌های سرامیکی و پلیمری ساختند و عوامل کلیدی مانند فشار، سرعت و رطوبت نسبی هوا که بر عملکرد رطوبت-زدایی و ضریب عملکرد تحت یک جریان متقاطع تأثیر می‌گذارد را از طریق شبیه‌سازی عددی مورد بررسی قرار دادند. نتایج مدل‌سازی آن‌ها نشان می‌دهد که عملکرد رطوبت‌زدایی غشا به رطوبت هوای مرطوب بستگی ندارد؛ در حالی که ضریب عملکرد آن به نفوذپذیری غشا و سرعت هوای مرطوب بستگی دارد. آن‌ها در مطالعه‌ای دیگر [14] جنبه‌های اساسی نفوذ آب، جذب و انتشار انرژی برای خواص غشای کامپوزیت ورقه مسطح را بررسی کردند تا نقش و تأثیر LiCl را بر پدیده‌های انتقال آب در مواد غشایی روشن کنند. علاوه بر این، LiCl میزان جذب آب و سرعت انتشار را بهبود می‌بخشد و نفوذ بخار آب در غشا زیاد می‌شود. نسیف و همکاران [15] عملکرد حرارتی مبدل حرارتی غشایی را بررسی کردند. آن‌ها از کاغذ کرافت به وزن ۶۰ گرم به عنوان غشا برای بازیابی انرژی استفاده کردند تجزیه و تحلیل انرژی در مدل‌سازی آن‌ها نشان می‌دهد که سیستم تهویه مطبوع با یک مبدل حرارتی غشایی نسبت به سیستم تهویه مطبوع معمولی در آب و هوای گرم و مرطوب انرژی کمتری مصرف می‌کند. نیو و ژانگ [16] اثر صرفه‌جویی انرژی در مبدل آنتالپی مبتنی بر غشا را مطالعه قرار کردند. آن‌ها تأثیر مواد غشایی بر عملکرد سیستم و مقاومت انتقال رطوبت را بررسی کردند. مین و سو [17,18] اثرات رطوبت هوا و دمای هوا را بر عملکرد یک دستگاه تهویه‌مطبوع مبتنی بر غشا و فرایندهای غشایی در هر دو فصل گرم و سرد مطالعه کردند. با افزایش رطوبت، حساسیت غشا کاهش می‌یابد و افزایش ضخامت غشا انتقال حرارت را کاهش می‌دهد. ژانگ و همکاران [19] روشی برای آماده‌سازی غشاهای نامتقارن استات سلولز جهت انتقال گرما و رطوبت ارائه دادند. مقاومت غشاها در برابر حرارت کم است و از این‌رو غشاها قابلیت انتقال حرارت بالایی دارند. با این حال، تفاوت زیادی در میزان مقاومت در برابر انتقال رطوبت برای غشاهای مختلف وجود دارد. پارک و اه [20] یک مدل تحلیلی یک بعدی برای بررسی ظرفیت رطوبت‌زنی مرطوب‌ساز غشایی از جنس نافیون معرفی کردند. نتایج نشان می‌دهد به علت این که نفوذپذیری آب تا حد زیادی به ضخامت نافیون بستگی دارد؛ غشای نازک نافیون منجر به رطوبت‌نسبی بالاتر در سمت خروجی هوای خشک می-شود. مین و همکاران [21,22] نفوذ بخار آب را از طریق پلی وینیلیدن فلوراید، پلی اتر سولفون و غشا سلولز مورد مطالعه قرار دادند. آن‌ها بیان کردند که غشا با جنس پلی وینیلیدن فلوراید حداکثر انتشار و غشا با جنس پلی اتر سولفون حداقل انتشار را دارد. ژانگ و همکاران در مطالعه‌ای عددی، انتقال گرما و جرم را در مبدل‌های آنتالپی صفحه موازی با غشاهای مختلف سه ماده کاغذ، استات سلولز و استارت سلولز اصلاح شده بررسی کردند. نتایج آن‌ها نشان داد که غشای اصلاح شده به دلیل ضخامت کم، شیب جذب تند و پتانسیل‌های جذب زیاد، بالاترین عملکرد را دارد. فیروزجایی و همکاران [23] یک مرطوب‌ساز غشایی صفحه‌ای را به صورت عددی و تجربی بررسی کردند. آن‌ها دریافتند که با افزایش دمای سمت مرطوب از ۵۰ به ۸۰ درجه سلسیوس دمای گاز خروجی افزایش می‌یابد و سرعت انتقال بخار غشا سه برابر می‌شود. هاشمی و همکاران [24] یک مرطوب‌ساز غشایی را به صورت سه‌بعدی مدل‌سازی کردند. آن‌ها دریافتند که افزایش تخلخل، نفوذپذیری و دما در طرف‌های خشک و مرطوب و کاهش ضخامت غشا، باعث افزایش جریان جرمی ورودی بخار آب و بهبود عملکرد مرطوب‌ساز می‌شود. نگیا ووآ و همکاران [25] یک مرطوب‌ساز غشایی را مدل‌سازی کردند و نتیجه گرفتند که با افزایش رطوبت نسبی، دما و سرعت جریان در سمت مرطوب نرخ انتقال جرم از غشا افزایش می‌یابد. آن‌ها در مطالعه‌ای دیگر [26] دریافتند که بالاترین عملکرد مرطوب‌ساز در نرخ جریان ثابت سمت مرطوب و خشک رخ می‌دهد. ژان و همکاران [27] یک مرطوب‌ساز غشایی را

مدل‌سازی کردند و به این نتیجه رسیدند که فشار عملیاتی با نرخ انتقال آب نسبت معکوس دارد. ولفنستر و همکاران [28] در یک مطالعه تجربی، غشاهای مختلف را در مرطوب‌ساز مورد بررسی قرار دادند. به این نتیجه رسیدند که رطوبت نسبی بیشترین تأثیر را در نفوذ غشا دارد. لی و همکاران [29] انتقال حرارت و رطوبت نسبی در یک مرطوب‌ساز غشایی با غشاهای کاغذی مبتنی بر سلولز و غشاهای پلیمری مصنوعی را بررسی کردند. آن‌ها دریافتند که استفاده از غشاهای استات مبتنی بر سلولز و غشاهای پلیمری مصنوعی با استفاده از مواد کامپوزیتی و افزودنی‌های آبدوست، بهبود زیادی در انتقال رطوبت دارد. یان و همکاران [30] یک مرطوب‌ساز غشایی را با ضخامت غشاهای مختلف مورد بررسی قرار دادند. آن‌ها دریافتند که با افزایش ضخامت غشا مقاومت غشا در برابر انتقال جرم و حرارت افزایش می‌یابد.

در مطالعات گذشته که در زمینه مرطوب‌ساز غشایی انجام شده است؛ عمدتا تمرکز روی ساختار غشا، تحلیل ترمودینامیکی تعیین نحوه انتقال آب و حرارت، مشخصات و هندسه کانال‌های جریان مرطوب و خشک بوده است. در این مطالعه یک مرطوب-ساز تخت غشایی به صورت سه‌بعدی مدل‌سازی عددی شده و پدیده‌های انتقال حرارت و انتقال آب در نواحی مختلف آن و تأثیر میزان انتقال آب و حرارت بر عملکرد آن بررسی شده است. به کمک این مدل عددی، بررسی تأثیر پارامترهای مؤثر غشا شامل ضخامت، نفوذپذیری و ضریب تخلخل بر انتقال آب، انتقال حرارت، دمای نقطه شبنم و عملکرد مرطوب‌ساز از مهم‌ترین اهداف این پژوهش است.

معادلات حاکم

به دلیل پیچیدگی‌هایی که در حل معادلات حاکم بر مرطوب ساز وجود دارد، فرضیات زیر را در نظر گرفته شده است.

۱. جریان آرام، دائم و تراکم‌ناپذیر در نظر گرفته می‌شود.
۲. انتقال آب به صورت تک‌فاز در نظر گرفته می‌شود.
۳. فشار پایین بوده و مخلوط گازها، گاز کامل است.
۴. دیواره مرطوب ساز کاملا عایق و انتقال حرارت فقط از طریق غشا اتفاق می‌افتد.
۵. لایه متخلخل (غ شا) همگن و غ شا فقط ن سبت به بخار آب نفوذپذیر و نسبت به سایر گازها نفوذناپذیر است.
۶. از تأثیر گرانش صرف نظر می‌شود.

معادلات (۱) تا (۵) معادلات حاکم و شـــامل معادلات بقا جرم، مومنتوم (در سه راستا)، انرژی و اجزا است [31].

$$\frac{\partial F}{\partial x}+\frac{\partial C}{\partial y}+\frac{\partial H}{\partial z}=J \quad (۱)$$

$$F=\begin{Bmatrix} \rho\varepsilon u \\ \rho\varepsilon u^2+\varepsilon P \\ \rho\varepsilon uv \\ \rho\varepsilon uw \\ \rho\varepsilon u C_p T - k_{eff}\frac{\partial T}{\partial x} \\ \rho\varepsilon u C^i T - {D^i}_{eff}\frac{\partial C_i}{\partial x} \end{Bmatrix} \quad (۲)$$

$$G=\begin{Bmatrix} \rho\varepsilon v \\ \rho\varepsilon uv \\ \rho\varepsilon v^2+\varepsilon P \\ \rho\varepsilon wv \\ \rho\varepsilon v C_p T - k_{eff}\frac{\partial T}{\partial y} \\ \rho v\varepsilon C^i T - {D^i}_{eff}\frac{\partial C_i}{\partial y} \end{Bmatrix} \quad (۳)$$

$$H=\begin{Bmatrix} \rho\varepsilon w \\ \rho\varepsilon uw \\ \rho\varepsilon vw \\ \rho\varepsilon w^2+\varepsilon P \\ \rho\varepsilon w C_p T - k_{eff}\frac{\partial T}{\partial z} \\ \rho w\varepsilon C^i T - {D^i}_{eff}\frac{\partial C_i}{\partial z} \end{Bmatrix} \quad (۴)$$

$$J=\begin{Bmatrix} 0 \\ \frac{-\mu}{K}u \\ \frac{-\mu}{K}v \\ \frac{-\mu}{K}w \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (۵)$$

در معادلات بالا، ρ، μ و C_p به ترتیب چگالی، ویسکوزیته و ظرفیت گرمایی ویژه مخلوط گاز است. ε و K ضریب تخلخل (برای کانال‌ها برابر ۱ و برای غشا با توجه به نوع غشا مشخص می‌شود) و ضریب نفوذپذیری محیط متخلخل (غشا) است. همچنین P، T، u، v و w به ترتیب فشار، دمای مخلوط گاز و مؤلفه‌های سرعت در راستاهای x، y و z است. k_{eff} ضریب هدایت حرارتی مؤثر است که در کانال‌ها مربوط به مخلوط هوای خشک و مرطوب و در غشا از رابطه (۶) به دست می‌آید [32].

$$k_{eff}=\frac{1}{\frac{1-\varepsilon}{3k_m}+\frac{\varepsilon}{2k_m+k_w}}-2k_m \quad (۶)$$

در رابطه بالا، k_m و k_w به ترتیب ضـــریب هدایتی غشـــا و بخار آب است.

در معادله بقای اجزا، C^i غلظت جز i اســـت. ضـــریب پخش

مؤثر جز i در غشا و ضریب پخش هر جز در کانال‌ها به ترتیب از معادله‌های (۷) و (۸) به‌دست می‌آید [25].

$$D_{eff}^{i} = \varepsilon^{1/5} D^{i} \qquad (۷)$$

$$D^{i} = D_0 (\frac{T}{T_0})^{1/5} (\frac{P_0}{P}) \qquad (۸)$$

در معادلات بالا، D^i ضریب پخش جز i در مخلوط گاز است، D^i_{eff} ضریب پخش مؤثر جز *i* در محیط متخلخل، D_0 ضریب پخش در دما و فشار استاندارد T_0 و P_0 می‌باشد. همچنین، ضریب پخش آب در غشا از رابطه (۹) به‌دست می‌آید [33].

$$D_m^{H_2o} = \begin{cases} 3.1 \times 10^{-7}\lambda(e^{0.28\lambda} - 1).e^{-\frac{2346}{T}} & 0 < \lambda \le 3 \\ 4.17 \times 10^{-7}\lambda(1 + 161e^{-\lambda}).e^{-\frac{2346}{T}} & \lambda > 3 \end{cases} \qquad (۹)$$

در معادله بالا، λ ظرفیت آب غشا است و از رابطه (۱۰) به‌دست می‌آید.

$$\lambda = \begin{cases} 0.043 + 17.81a - 39.85a^2 + 33a^3 & 0 < a \le 1 \\ 14 + 1.4(a - 1) & 1 < a \le 3 \end{cases} \qquad (۱۰)$$

در معادله بالا، a فعالیت بخار آب در غ شا ا ست و از رابطه (۱۱) زیر به‌دست می‌آید [33].

$$a = \frac{C^{H_2o}RT}{P_{sat}} \qquad (۱۱)$$

در رابطه بالا، R ثابت گاز، P_{sat} فشار ا شباع و C^{H_2o} غلظت آب در غشا است.

عملکرد مرطوب‌ساز بهتر است با دمای نقطه شبنم ارزیابی شود. دمای نقطه شبنم تأثیر همزمان میزان آب و حرارت عبوری از غشا به سمت کانال خشک را نشان می‌دهد. هر چه دمای نقطه شبنم بالاتر باشد؛ عملکرد مرطوب‌ساز بهتر است. همان‌طور که از معادله‌های (۱۲) و (۱۳) مشخص است؛ برای به دست آوردن دمای نقطه شبنم باید رطوبت نسبی و فشار اشباع در خروجی خشک معلوم باشد [34].

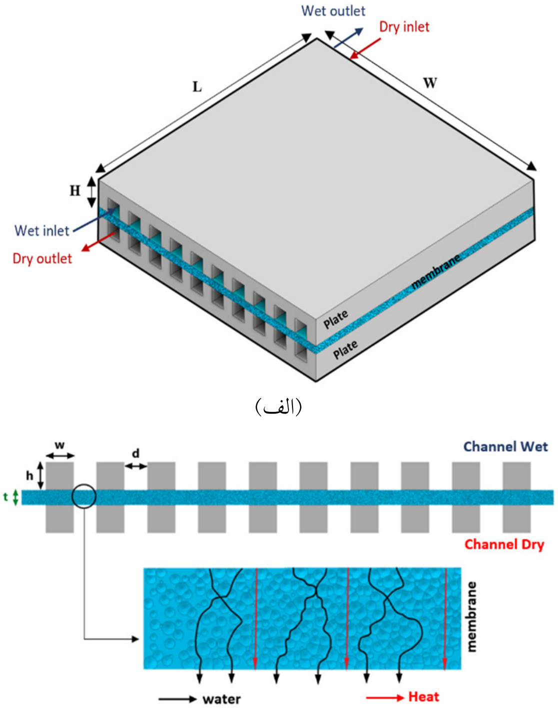
$$P_{sat(T=Dew\ point)} = P_{sat(T=T_{dry})} \times \varphi_{dry} \qquad (۱۲)$$

$$P_{sat} = 0.61078 \exp(\frac{17.27T}{273.3+T}) \qquad (۱۳)$$

در روابط بالا، φ رطوبت نسبی، P_{sat} فشار اشباع (کیلو پاسکال) و T بر حسب درجه سلسیوس و زیرنویس dry مربوط به سمت خشک است.

مدل‌سازی عددی

شکل (۳-الف) دامنه مدل‌سازی یک مرطوب‌ساز تخت غشایی با آرایش کانال‌های ساده و موازی را ، با جریان مخالف نشان می‌دهد که از چهار بخش اصلی شامل غشا، صفحات نگهدارنده در دو طرف غشا، کانال‌های عبور جریان خشک و کانال‌های عبور جریان مرطوب تشکیل شده است. غشا محیطی متخلخل است که در شکل نیز نشان داده شده است. هوای گرم و مرطوب از سمت کانال‌های مرطوب به طرف کانال‌های خشک جریان می‌یابد. به دلیل بالاتر بودن غلظت آب در سمت مرطوب، آب از میان تخلخل‌های غشا به سمت خشک منتقل می‌شود (فلش‌های مشکی در شکل (۳-ب)). نفوذپذیری، ضریب تخلخل و ضخامت غشا، عوامل مؤثر بر انتقال اب هستند. حرارت نیز توسط مکانیسم‌های جابه‌جایی و هدایت از سمت مرطوب به سمت خشک منتقل می‌شود (فلش‌های قرمز در شکل (۳-ب)).



(الف)

(ب)

شکل ۳ شماتیکی از مرطوب‌ساز غشایی، (الف) نمای سه‌بعدی، (ب) نمای دو بعدی به همراه ساختار غشا و عبور آب و حرارت از آن

م شخ صات و ابعاد هند سی و همچنین شرایط عملکردی مورد نیاز برای مدل سازی مرطوب ساز غ شایی در جدول (۱) آمده است.

جدول ۱ مشخصات هندسی، شرایط عملکردی و خواص مربوط به گازها در مرطوب‌ساز ساده

پارامتر	نماد	واحد	مقدار
طول / عرض	W/ L	mm	۱۱۴/۱۰۰
ارتفاع/ عرض / فاصله کانال‌ها	d / w / h	mm	۲/۲/۴
ارتفاع صفحات	H	mm	۵
ضخامت غشا	t	µm	۱۲۷
ضریب هدایت حرارتی غشا	k	$W.m^{-1}k^{-1}$	۲
چگالی غشا خشک	-	$kg.m^{-3}$	۱۹۸۰
وزن معادل غشا	-	$kg.mol^{-3}$	۱/۱
نفوذپذیری غشا	K	m^2	۱×۱۰^{-۱۹}
ضریب تخلخل غشا	ε	-	۰/۵

روش حل عددی

ترم‌های مختلف معادلات مربوط به مرطوب‌ساز غشایی به روش حجم محدود گسسته‌سازی می‌شوند. برای گسسته‌سازی پارامترهای فشار و سرعت و محتوای آب به ترتیب از گسسته‌سازی مرتبه دوم، روش بالادستی مرتبه دوم و روش بالادستی مرتبه اول استفاده می‌شود. برای مدل‌سازی مرطوب‌ساز غشایی از نرم‌افزار فلوئنت استفاده می‌شود و با اضافه کردن یک کد به آن، انتقال آب در غشا مدل‌سازی می‌گردد. در ادامه با استفاده از الگوریتم سیمپل و با فرض فشار مبنا در نرم‌افزار فلوئنت میدان‌های فشار و سرعت حل می‌شوند. این الگوریتم با انجام یک روند تکراری، حل را تا رسیدن به همگرایی نتایج با دقت $۱۰^{-۶}$ انجام می‌دهد. به علت وابسته بودن خواص فیزیکی و شیمیایی به خواص انتقالی، معادلات بقا در مرطوب‌ساز به شدت به یکدیگر کوپل هستند. مهم‌ترین علت انتخاب این روند تکراری کوپل بودن معادلات با یکدیگر هستند. برای شروع عملیات حل از ضرایب زیر تخفیف پیش فرض فلوئنت استفاده می‌شود و با مشاهده نتایج، چنان چه بعد از چند تکرار نتایج همگرا بود؛ حل متوقف می‌شود. برای حل سریع‌تر و رسیدن به همگرایی بهتر ضرایب زیر تخفیف به صورت دستی تغییر می‌کند. چنانچه این ضرایب بیش از حد بزرگ باشد مجدد حل واگرا می‌شود. با توجه به تجربیات و مدل‌سازی‌های انجام شده قبلی بهترین ضرایب زیرتخفیف برای معادلات ممنتوم، فشار و معادلات جرم به ترتیب برابر ۰/۳، ۰/۷ و ۰/۹۵ است.

استقلال حل از شبکه

درصد جرم آب خروجی سمت خشک به عنوان یک پارامتر مناسب برای بررسی عدم وابستگی نتایج به به تعداد شبکه در نظر گرفته شده است. نتایج نشان می‌دهد هرچه تعداد شبکه و سلول‌های محاسباتی زیادتر شود؛ حل دقیق‌تر است. همان‌طور که در جدول (۲) آمده است؛ با افزایش تعداد شبکه‌های محاسباتی تا ۲۳۸۰۰۰ سلول، مقدار درصد جرم آب خروجی سمت خشک از تعداد شبکه مستقل می شود. این امر نشان دهنده این است که با تغییر دادن تعداد شبکه، نتایج حل عددی تغییر چندانی نمی‌کند.

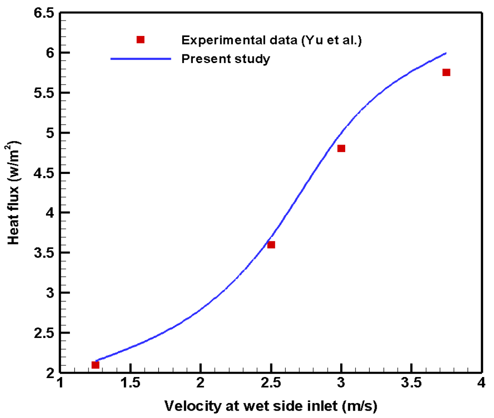
جدول ۲ بررسی استقلال نتایج از تعداد شبکه محاسباتی

تعداد شبکه محاسباتی	درصد جرمی آب در خروجی سمت خشک
۶۶۰۰۰	۰/۵۶۳۷۲
۱۱۰۰۰۰	۰/۰۱۵۶۴
۲۰۰۰۰۰	۰/۰۱۷۲۶۰
۲۳۸۰۰۰	۰/۰۱۹۹۷۰
۲۶۵۰۰۰	۰/۰۲۰۰۰۰

نتایج

اعتبارسنجی

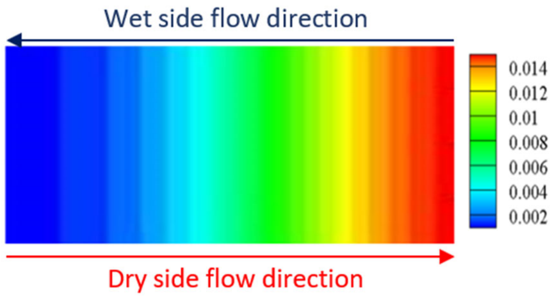
برای اعتبارسنجی مدل‌سازی عددی انجام شده، نتایج این مطالعه و مطالعه تجربی یو و همکاران با انتخاب مقدار شار حرارتی به عنوان یک معیار اعتبارسنجی مقایسه شده است. از شکل (۴) مشاهده می‌شود که تطابق زیادی بین مطالعات ایجاد شده است. لازم به ذکر است که در سرعت بالاتر در سمت کانال‌های مرطوب، نتایج عددی به دلیل نادیده گرفتن اشباع آب از دقت پایین‌تری برخوردار است و تفاوت بین پاسخ‌ها ناشی از همین موضوع است. حداکثر خطای نتایج کمتر از ۴/۲٪ در بالاترین سرعت در سمت کانال‌های مرطوب بررسی شده است.



شکل ۴ مقایسه شارحرارتی خروجی سمت خشک بین نتایج تجربی [35] و مطالعه حاضر

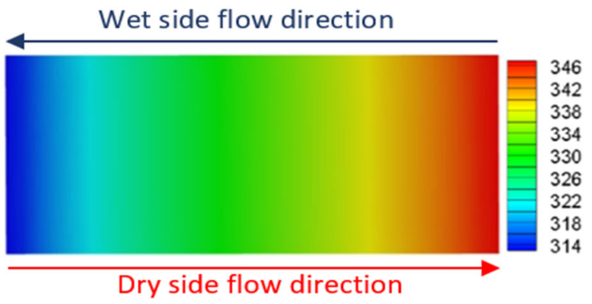
تغییرات غلظت آب و دما در غشا

شکل (۵) کانتور غلظت آب را روی صفحه‌ای در مرکز غشا و موازی جریان هوای خشک و مرطوب نشان می‌دهد. جریان هوای گرم و مرطوب از سمت راست به چپ و جریان هوای خشک از سمت چپ به راست است. همان‌طور که مشخص است، ماکزیمم و مینیمم غلظت آب در غشا مربوط به ورودی جریان مرطوب و خشک و برابر ۰/۰۱۴ و ۰/۰۰۲ است. با فاصله گرفتن از ورودی سمت مرطوب، غلظت آب انتقال یافته از سمت کانال‌های مرطوب به سمت کانال‌های خشک به دلیل کاهش تبادل جرم، کاهش می‌یابد. با نزدیک شدن به خروجی سمت خشک، به دلیل افزایش تبادل جرم در مرطوب‌ساز، مقدار غلظت آب افزایش می‌یابد.



شکل ۵ توزیع غلظت آب (کیلومول بر مترمکعب) بر صفحه در مرکز غشا مرطوب‌ساز

همچنین از شکل (۵) مشخص است که در همه جای غشا انتقال جرم (آب) رخ داده است و بیانگر این موضوع است که غشا کاملا خیس و مرطوب است و می‌تواند وظیفه خود را به خوبی ایفا کند. شکل (۶) کانتور دما روی صفحه‌ای در مرکز غشا و به موازات کانال‌های سمت خشک و مرطوب مرطوب‌ساز را نشان می‌دهد. جریان هوای گرم و مرطوب از سمت راست به چپ و جریان هوای خشک از سمت چپ به راست است. مطابق شکل، دما در مرکز غشا و در سمت مسیر ورودی جریان گرم و مرطوب زیاد و در ادامه به دلیل افزایش انتقال انرژی و جرم، کاهش می‌یابد. همچنین، دما در غشا و در راستای مسیر جریان خشک به دلیل افزایش فرصت تبادل حرارت بین کانال‌های خشک و مرطوب انتقال انرژی و جرم، افزایش می‌یابد.

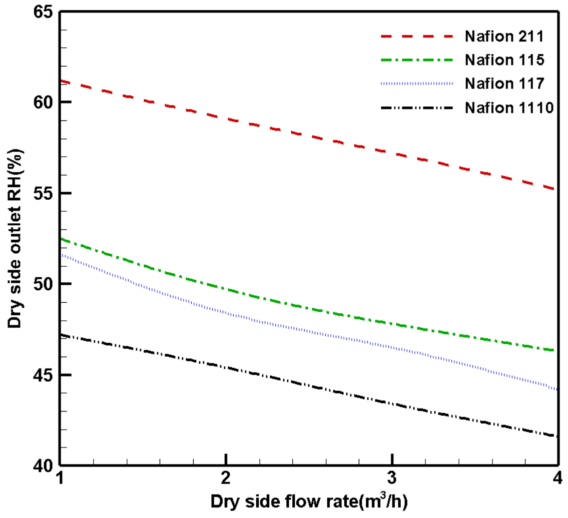


شکل ۶ توزیع دما (کلوین) روی صفحه در مرکز غشا مرطوب‌ساز

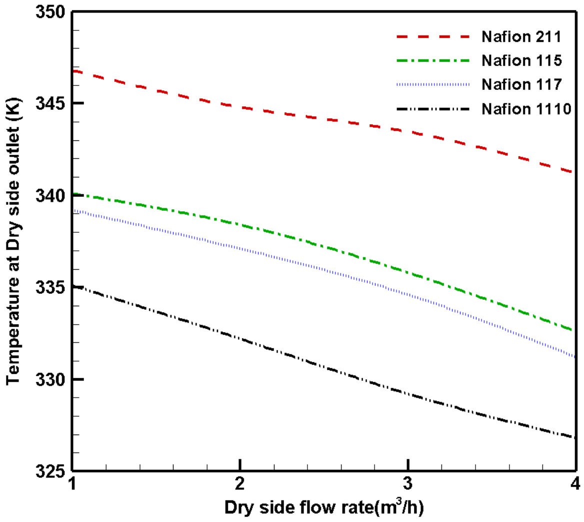
تأثیر ضخامت غشا بر عملکرد مرطوب‌ساز

جهت بررسی تأثیر ضخامت غشا بر عملکرد مرطوب‌ساز، چهار غشای نافیون شامل نافیون‌های ۱۱۵ (ضخامت ۱۲۷ میکرومتر)، ۱۱۷ (ضخامت ۱۸۳ میکرومتر)، ۲۱۱ (ضخامت ۵۰/۸ میکرومتر)، ۱۱۱ (ضخامت ۲۵۴ میکرومتر) مطالعه شده است. همان‌طور که از شکل‌های (۷) و (۸) مشخص است؛ در یک دبی مشخص سمت خشک، با افزایش ضخامت غشا به دلیل افزایش مقاومت غشا در برابر نفوذ انتقال جرم و انرژی، میزان انتقال جرم (رطوبت نسبی) و انتقال انرژی (انتقال حرارت) کاهش می‌یابد و طبق معادله (۶) با کاهش دما و درصد رطوبت نسبی، دمای نقطه شبنم نیز افت می‌کند. نتایج نشان می‌دهد که بیشترین رطوبت نسبی در بین چهار نوع غشای ذکر شده مربوط به نافیون ۲۱۱ است. همچنین از شکل (۸) می‌توان فهمید که حرارت انتقال یافته از طرف کانال‌های مرطوب به طرف کانال‌های خشک در نافیون ۲۱۱ بهتر از سه نوع نافیون دیگر است. شکل (۹) دمای نقطه شبنم خروجی کانال‌های خشک را برای چهار نوع غشا نشان می‌دهد. دمای نقطه شبنم در یک دبی ثابت در سمت خشک و مرطوب با افزایش ضخامت غشا، کاهش می‌یابد. به دلیل این‌که ضخامت نافیون‌های ۱۱۵ و۱۱۷ تقریبا یکسان است؛ تغییرات رطوبت نسبی، دمای خروجی و دمای خروجی نقطه شبنم در سمت خشک در این دو مرطوب‌ساز اندک است. چون ضخامت نافیون ۲۱۱ خیلی کمتر از نافیون ۱۱۵ است؛ رطوبت نسبی و دمای خروجی و دمای خروجی نقطه شبنم در سمت خشک بیشتر است.

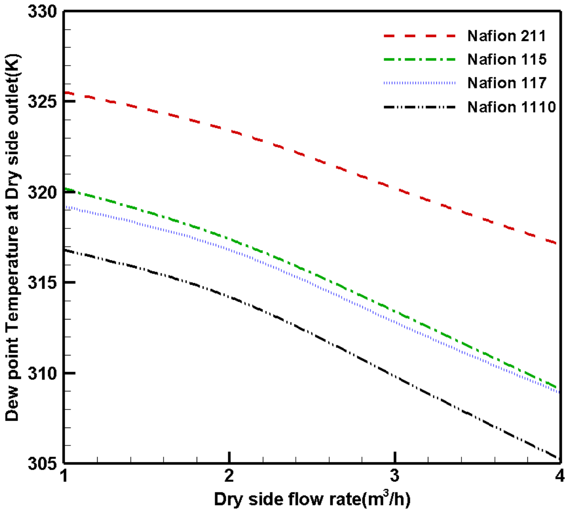
با استفاده از مدل‌سازی عددی انجام شده نتیجه می‌شود که بیشترین و کمترین افت فشار در طول کانال‌های خشک مرطوب‌ساز مربوط به غشاهای نافیون ۲۱۱ و ۱۱۱ است که به ترتیب برابر است با ۱۴/۳ و ۱۱/۳ پاسکال است.



شکل ۷ تأثیر ضخامت غشا بر رطوبت نسبی خروجی سمت خشک



شکل ۸ تأثیر ضخامت غشا بر دمای خروجی سمت خشک

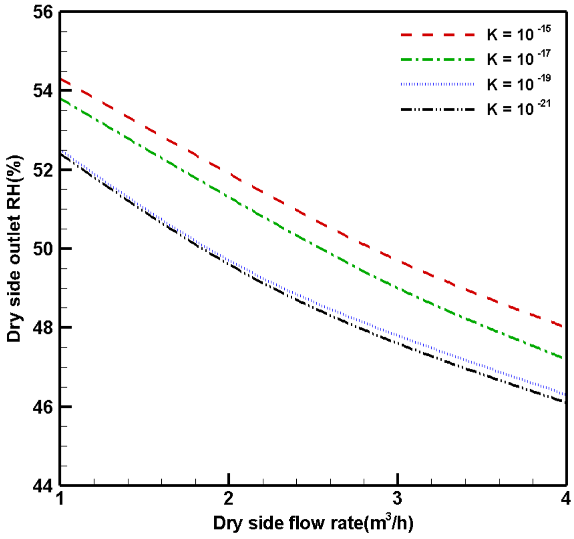


شکل ۹ تأثیر ضخامت غشا بر دمای نقطه شبنم خروجی سمت خشک

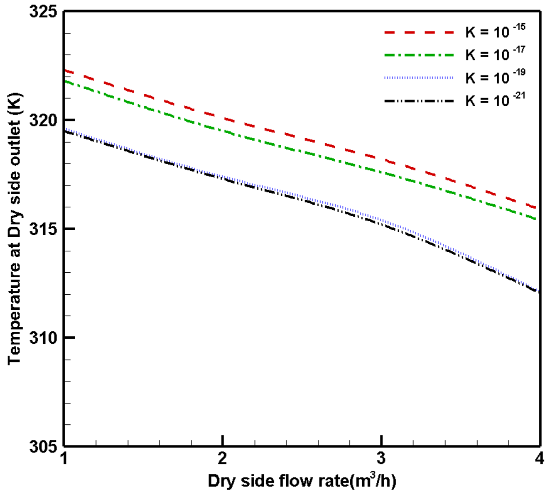
تأثیر نفوذپذیری غشا بر عملکرد مرطوب‌ساز

شکل‌های (۱۰) تا (۱۲) تأثیر نفوذپذیری غشا (K) بر عملکرد مرطوب‌ساز، از جنس نافیون ۱۱۵ را برای ضریب نفوذپذیری‌های 10^{-15}، 10^{-17}، 10^{-19} و 10^{-21} متر مربع نشان می‌دهد. با مقایسه نمودارها مربوط به دو ضریب نفوذپذیری پایین، مشاهده می‌شود که با ضریب نفوذپذیری کمتر از 10^{-19} متر مربع، عملکرد مرطوب‌ساز غشایی تغییر زیادی نمی‌کند و تقریبا رطوبت خروجی، دمای خروجی و دمای نقطه شبنم در خروجی سمت خشک برابر با ضریب نفوذپذیری 10^{-21} متر مربع است. در دبی ثابت در سمت کانال‌های خشک و مرطوب، با افزایش ضریب نفوذپذیری تا 10^{-15} متر مربع به دلیل افزایش انتقال جرم و حرارت، رطوبت نسبی، انتقال حرارت و نقطه شبنم افزایش می‌یابد. استفاده از ضریب نفوذپذیری 10^{-15} در مقایسه با ضریب نفوذپذیری 10^{-19} متر مربع، رطوبت نسبی، دما و دمای نقطه شبنم در خروجی خشک به ترتیب ۴، ۱ و ۱ در صد بیشتر می شود. نفوذپذیری بر انتقال حرارت و بر انتقال جرم تأثیر گذاشته است؛ اما تأثیر آن بر انتقال جرم بیشتر است.

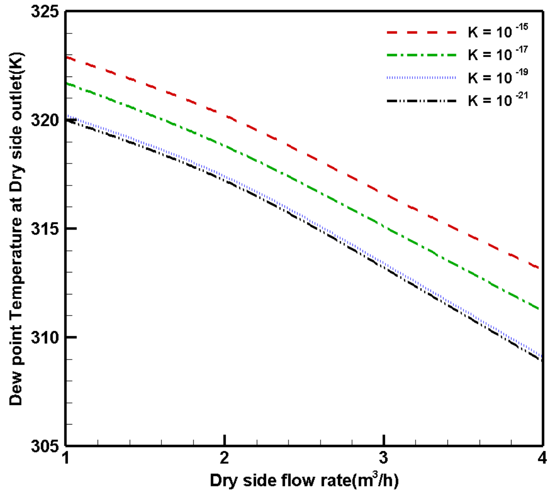
نتایج حاصل از مدل سازی نتیجه می‌دهد که افت فشار در طول کانال های خشک برای ضرایب نفوذپذیری 10^{-15}، 10^{-17}، 10^{-19} و 10^{-21} به ترتیب برابر است با ۱۳/۹، ۱۲/۷، ۱۱/۹ و ۱۱/۴ پاسکال است.



شکل ۱۰ تأثیر نفوذپذیری غشا بر رطوبت خروجی سمت خشک



شکل ۱۱ تأثیر نفوذپذیری غشا بر دمای خروجی سمت خشک

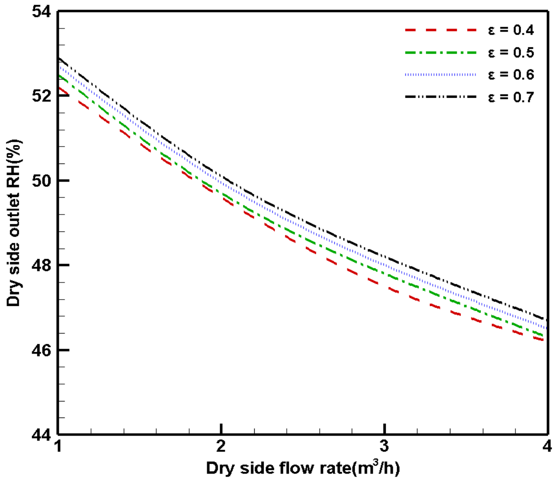


شکل ۱۲ تأثیر نفوذپذیری غشا بر دمای شبنم خروجی سمت خشک

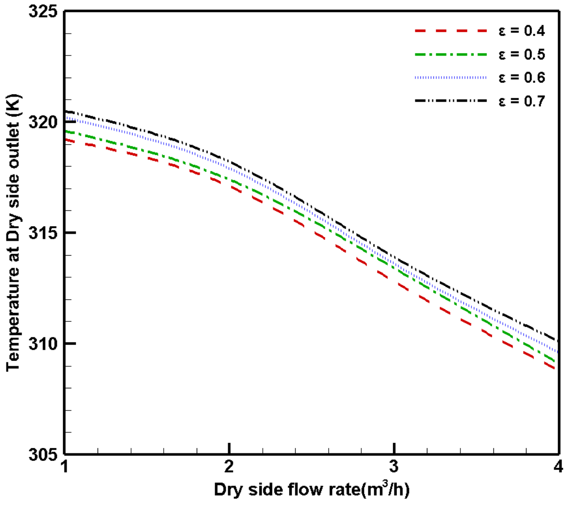
تأثیر ضریب تخلخل غشا بر عملکرد مرطوب‌ساز

ضریب تخلخل برابر نسبت فضای خالی به حجم کل فضای محیط متخلخل است. اگر یک محیط تمام سیال را در خود جای دهد ضریب تخلخل آن ۱ است. غشا یک محیط متخلخل است؛ زیرا تمام بخار آب را در خود جای نمی‌دهد. کانال‌های سمت خشک و مرطوب ضریب تخلخل ۱ را دارند. برای بررسی تأثیر ضریب تخلخل غشا (ε) بر عملکرد مرطوب‌ساز غشایی، غشا از جنس نافیون ۱۱۵ با ضریب تخلخل‌های ۰/۴، ۰/۵، ۰/۶ و ۰/۷ مدل‌سازی شده است. شکل‌های (۱۳)، (۱۴) و (۱۵) به ترتیب مربوط به تأثیر ضریب تخلخل بر رطوبت نسبی، دما خروجی سمت خشک و دمای نقطه شبنم خروجی سمت خشک است.

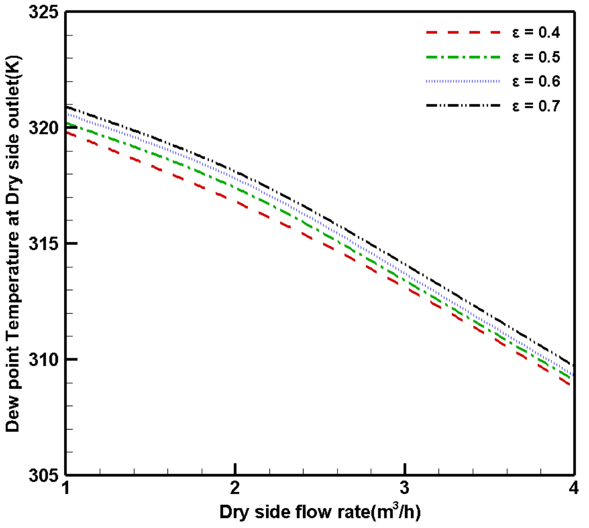
مطابق شکل‌ها، ضریب تخلخل تأثیر زیادی بر عملکرد مرطوب-ساز ندارد. به عبارتی، تأثیر دو مشخصه دیگر غشا (ضخامت و نفوذپذیری) نسبت به ضریب تخلخل غشا بر انتقال جرم و حرارت مرطوب‌ساز بیشتر است. همچنین از شکل (۱۳) مشخص است که در یک دبی مشخص سمت خشک و مرطوب، با افزایش ضریب تخلخل از ۰/۴ به ۰/۷، به دلیل نزدیک شدن ضریب تخلخل به ۱ و افزایش انتقال جرم و حرارت از سمت کانال‌های مرطوب به طرف کانال‌های خشک درصد رطوبت نسبی خروجی سمت خشک حدود ۱/۵ درصد افزایش می‌یابد. مطابق شکل‌های (۱۴) و (۱۵)، بیشترین دمای خروجی و دمای نقطه شبنم خروجی سمت خشک مربوط به ضریب تخلخل ۰/۷ است که در دبی ۱ متر مکعب بر ساعت در طرف کانال‌های خشک اتفاق می‌افتد و به ترتیب ۳۲۰/۵ و ۳۲۰/۹ کلوین است.



شکل ۱۳ تأثیر ضریب تخلخل غشا بر رطوبت خروجی سمت خشک



شکل ۱۴ تأثیر ضریب تخلخل غشا بر دمای خروجی سمت خشک



شکل ۱۵ تأثیر ضریب تخلخل غشا بر دمای شبنم خروجی سمت خشک

افت فشار در طول کانال‌های خشک مرطوب‌ساز برای ضرایب تخلخل ۰/۴، ۰/۵، ۰/۶ و ۰/۷ به ترتیب برابر است با ۱۰/۸، ۱۱/۹، ۱۲/۹ و ۱۳/۷ پاسکال است.

نتیجه گیری

در این مقاله به مدل سازی عددی و سه‌بعدی یک مرطوب ساز غشایی شامل تمامی نواحی آن (غشا، کانال‌های سمت خشک و مرطوب و صفحات دو طرف سمت خشک و مرطوب) پرداخته شده و تأثیر مشخصات اساسی غشا شامل ضخامت، نفوذپذیری و ضریب تخلخل بر انتقال آب و حرارت و به تبع آن عملکرد مرطوب ساز پرداخته شده ا ست. مهم‌ترین نتایج این پژوهش به صورت زیر خلاصه می‌شود.

۱. در راستای طول کانال‌های سمت خشک مرطوب‌ساز، مقدار آب انتقال یافته از طریق غشا در سمت خروجی خشک به دلیل کاهش انتقال آب کاهش می‌یابد؛ هر چند که مقدار گرمای انتقال یافته توسط غشا در نزدیکی خروجی کانال‌های خشک افزایش می‌یابد.

۲. در بین ۴ نوع نافیون ۱۱۵، ۱۱۷، ۲۱۱ و ۱۱۱، نافیون ۱۱۱ به دلیل ضخامت کمتر، بیشترین رطوبت نسبی، دمای خروجی و دمای نقطه شبنم در خروجی سمت خشک و بهترین عملکرد در بین نافیون‌های دیگر را دارد.

۳. نفوذپذیری نافیون ۱۱۵ برای آب با ضریب‌های 10^{-19} و 10^{-21} تقریبا یکسان است. با افزایش نفوذپذیری تا 10^{-15} به دلیل افزایش انتقال جرم و حرارت، سبب افزایش رطوبت نسبی، انتقال حرارت و دمای نقطه شبنم می‌شود.

۴. ضریب تخلخل نافیون ۱۱۵ در ضریب تخلخل‌های ۰/۴، ۰/۵، ۰/۶ و ۰/۷ تغییر چندانی بر عملکرد مرطوب‌ساز غشایی ندارد. اگر ضریب تخلخل از ۰/۴ به ۰/۷ افزایش یابد، رطوبت نسبی در سمت خروجی کانال‌های خشک حدود ۱/۵ درصد افزایش می‌یابد.

علایم اختصاری

a	فعالیت بخار آب
C_p	ظرفیت گرمای ویژه در فشار ثابت $(\frac{J}{kg.K})$
C^i	غلظت جز i $(\frac{mol}{m^3})$
C^{H_2O}	غلظت آب در غشا $(\frac{mol}{m^3})$
D^i	ضریب پخش جز i در مخلوط گاز $(\frac{m^2}{s})$
D^i_{eff}	ضریب پخش مؤثر جز i در محیط متخلخل $(\frac{m^2}{s})$
D_0	ضریب پخش در فشار و دمای استاندارد $(\frac{m^2}{s})$
$D_m^{H_2O}$	ضریب پخش آب در غشا $(\frac{m^2}{s})$
K	ضریب نفوذپذیری محیط متخلخل $(\frac{1}{m^2})$
k_{eff}	ضریب هدایت حرارتی مؤثر $(\frac{W}{m.K})$
k_m	ضریب هدایت حرارتی غشا $(\frac{W}{m.K})$
k_w	ضریب هدایت حرارتی بخار آب $(\frac{W}{m.K})$
P	فشار مخلوط گاز (Pa)
R	ثابت جهانی گاز $(\frac{kJ}{kg.K})$
T	دما مخلوط گاز (°C)
u	سرعت در راستای x $(\frac{m}{s})$
v	سرعت در راستای y $(\frac{m}{s})$
w	سرعت در راستای z $(\frac{m}{s})$

حروف یونانی

ρ	چگالی $(\frac{kg}{m^3})$
ε	ضریب تخلخل
λ	ظرفیت آب غشا
φ	رطوبت نسبی
μ	ویسکوزیته (Pa.s)

واژه نامه

مرطوب‌ساز غشایی	Membrane Humidifier
نافیون	Nafion
سمت‌های خشک و مرطوب	Dry and Wet sides
رطوبت نسبی	Relative Humidity
نفوذپذیری	Permeability
شرایط عملکردی	Operating Conditions
غلظت آب	Water Concentration
ضرایب زیرتخفیف	Under Relaxation Factors

تقدیر و تشکر

مراجع

[1] R. W. Baker, “Future directions of membrane gas separation technology,” *Industrial and Engineering Chemistry Research*, vol. 41, no. 6, pp. 1393–1411, (2002).

[2] W. J. Koros and R. Mahajan, “Pushing the limits on possibilities for large scale gas separation: Which strategies?,” *Journal of Membrane Science*, vol. 181, no. 1, pp. 141, (2001).

[3] C. H. Li, C. Y. Chen, T. F. Yang, W. K. Li, and W. M. Yan, “Experimental study on heat and mass transfer of a multi-stage planar dehumidifier,” *International Journal of Heat and Mass Transfer,* vol. 148, pp. 119104, (2020).

[4] A. Ferraris et al., “Nafionr tubing humidification system for polymer electrolyte membrane fuel cells,” *Energies*, vol. 12, no. 9, (2019).

[5] J. Woods, “Membrane processes for heating, ventilation, and air conditioning,” *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 33, pp. 290–304, (2014).

[6] K. R. Kistler and E. L. Cussler, “Membrane modules for building ventilation,” *Chemical Engineering Research and Design* , vol. 80, no. 1, pp. 53–64, (2002).

[7] W. Albrecht, R. Hilke, K. Kneifel, T. Weigel, and K. V. Peinemann, “Selection of microporous hydrophobic membranes for use in gas/liquid contactors: An experimental approach,” *Journal of Membrane Science*, vol. 263, no. 1–2, pp. 66–76, (2005). https://doi.org/10.1016/j.memsci.2005.04.005

[8] G. Glenn Lipscomb and S. Sonalkar, “Sources of non-ideal flow distribution and their effect on the performance of hollow fiber gas separation modules,” *Separation and Purification Reviews*, vol. 33, no. 1, pp. 41–76, (2004).

[9] T. Maiyalagan and S. Pasupathi, “Components for PEM fuel cells: An overview,” *Materials Science Forum* , vol. 657. (2010).

[10] H. Li et al., “A review of water flooding issues in the proton exchange membrane fuel cell,” *Journal of Power Sources*, vol. 178, no. 1, pp. 103–117, (2008).

[11] B. Jiang, L. Wu, L. Yu, X. Qiu, and J. Xi, “A comparative study of Nafion series membranes for vanadium redox flow batteries,” *Journal of Membrane Science*, vol. 510, pp. 18–26, (2016).

[12] J. L. Niu and L. Z. Zhang, “Membrane-based Enthalpy Exchanger: Material considerations and clarification of moisture resistance,” *Journal of Membrane Science*, vol. 189, no. 2, pp. 179–191, (2001).

[13] T. D. Bui, F. Chen, A. Nida, K. J. Chua, and K. C. Ng, “Experimental and modeling analysis of membrane-based air dehumidification,” *Separation and Purification Technology*, vol. 144, pp. 114–122, (2015).

[14] D. T. Bui, A. Nida, K. C. Ng, and K. J. Chua, “Water vapor permeation and dehumidification performance of poly(vinyl alcohol)/lithium chloride composite membranes,” *Journal of Membrane Science,* vol. 498, pp. 254–262, (2016).

[15] M. Nasif, R. Al-Waked, G. Morrison, and M. Behnia, “Membrane heat exchanger in HVAC energy recovery systems, systems energy analysis,” *Energy and Buildings*, vol. 42, no. 10, pp. 1833–1840, (2010).

[16] L. Z. Zhang and J. L. Niu, “Effectiveness correlations for heat and moisture transfer processes in an enthalpy exchanger with membrane cores,” *Journal of Heat Transfer*, vol. 124, no. 5, pp. 922–929, (2002).

[17] R. Huizing, H. Chen, and F. Wong, “Contaminant transport in membrane based energy recovery ventilators,” *Science and Technology for the Built Environment*, vol. 21, no. 1, pp. 54–66, (2015).

[18] L. Wang, D. Curcija, and J. Breshears, “The energy saving potentials of zone-level membrane-based enthalpy recovery ventilators for VAV systems in commercial buildings,” *Energy and Buildings,* vol. 109, pp. 47–52, (2015).

[19] X. R. Zhang, L. Z. Zhang, H. M. Liu, and L. X. Pei, “One-step fabrication and analysis of an asymmetric cellulose acetate membrane for heat and moisture recovery,” *Journal of Membrane Science,* vol. 366, no. 1–2, pp. 158–165, (2011).

[20] S. Park and I. H. Oh, “An analytical model of NafionTM membrane humidifier for proton exchange membrane fuel cells,” *Journal of Power Sources*, vol. 188, no. 2, pp. 498–501, (2009).

[21] J. Min, T. Hu, and X. Liu, “Evaluation of moisture diffusivities in various membranes,” *Journal of Membrane Science*, vol. 357, no. 1–2, pp. 185–191, (2010).

[22] J. Min, T. Hu, and Y. Song, “Experimental and numerical investigations of moisture permeation through membranes,” *Journal of Membrane Science*, vol. 367, no. 1–2, pp. 174–181, (2011).

[23] V. Kord Firouzjaei, S. M. Rahgoshay, and M. Khorshidian, “Planar membrane humidifier for fuel cell application: Numerical and experimental case study,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 147, pp. 118872, (2020).

[24] S. Z. Hashemi-Valikboni, S. S. M. Ajarostaghi, M. A. Delavar, and K. Sedighi, “Numerical prediction of humidification process in planar porous membrane humidifier of a PEM fuel cell system to evaluate the effects of operating and geometrical parameters,” *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, vol. 141, no. 5, pp. 1687–1701, (2020).

[25] H. N. Vu, X. L. Nguyen, J. Han, and S. Yu, “A study on vapor transport characteristics in hollow-fiber membrane humidifier with empirical mass transfer coefficient,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 177, pp. 121549, (2021).

[26] H. N. Vu, X. L. Nguyen, and S. Yu, “A Lumped-Mass Model of Membrane Humidifier for PEMFC,” *Energies*, vol. 15, no. 6, (2022).

[27] X. L. Nguyen, H. N. Vu, and S. Yu, “Parametric understanding of vapor transport of hollow fiber membranes for design of a membrane humidifier,” *Renewable Energy*, vol. 177, pp. 1293–1307, (2021).

[28] F. Wolfenstetter, M. Kreitmeir, L. Schoenfeld, H. Klein, M. Becker, and S. Rehfeldt, "Experimental study on water transport in membrane humidifiers for polymer electrolyte membrane fuel cells," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 47, no. 55, pp. 23381–23392, (2022).

[29] J. Li et al., "A review of air-to-air membrane energy recovery technology for building ventilation," *Energy and Buildings*, vol. 265, pp. 112097, (2022).

[30] W. Yan et al., "Effects of membrane characteristics on the evaporative cooling performance for hollow fiber membrane modules," *Energy*, vol. 270, no. November 2022, pp. 126873, (2023).

[31] J. D. Anderson, "Governing Equations of Fluid Dynamics," *Computational Fluid Dynamics*, pp. 15–51, (1992).

[32] N. B. Houreh, E. Afshari, H. Shokouhmand, and S. Asghari, "Numerical study and experimental validation on heat and water transfer through polymer membrane by applying a novel enhancement technique," *Journal of Energy Storage*, vol. 29, no. March, pp. 101387, (2020).(In Persian).

[33] Y. Wang and C. Y. Wang, "Simulation of flow and transport phenomena in a polymer electrolyte fuel cell under low-humidity operation," *Journal of Power Sources*, vol. 147, no. 1–2, pp. 148–161, (2005).

[34] N. Baharlou Houreh, M. Ghaedamini, H. Shokouhmand, E. Afshari, and A. H. Ahmaditaba, "Experimental study on performance of membrane humidifiers with different configurations and operating conditions for PEM fuel cells," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 45, no. 7, pp. 4841–4859, (2020). (In Persian).

[35] S. Yu et al., "A parametric study of the performance of a planar membrane humidifier with a heat and mass exchanger model for design optimization," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 54, no. 7–8, pp. 1344–1351, (2011).

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics, 35, 4, 2023. (33-46)

Ferdowsi University of Mashhad

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics

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

Society of Manufacturing Engineering of Iran

Investigating the Impact of the Catalyst Granule Size on the Performance of Catalytic Hydrazine Thruster Decomposition Chamber

Research Article

MohammadReza Salimi[1], Hadiseh Karimaei[2], Mostafa Gholampour Yazdi[3]

DOI: 10.22067/jacsm.2023.76821.1121

1. Introduction

Most spacecraft such as rockets, satellites, and space probes have small propulsion systems for situation control, orbital transfer, and position correction. Among these propulsion systems, there are monopropellant thrusters, which are a branch of liquid chemical thrusters, and due to the amount of thrust force and special impact, are mostly used in space missions. The main components of these thrusters include a pressure tank, a monopropellant tank, an injector, a thrust chamber, and a nozzle. The general performance of these thrusters is this way: the liquid propellant after leaving the tank is injected onto the catalyst bed by an injector. The monopropellant is decomposed by an exothermic reaction into hot gaseous products by passing through the catalyst bed, and finally, the resulting hot gases generate the thrust force by passing through a convergent-divergent nozzle.

In this study, the decomposition chamber of a hydrazine monopropellant thruster was numerically simulated at the scale of the granules forming the catalyst bed. Then, the impact of the diameter of the catalyst granules on the performance of the decomposition chamber is investigated. For this purpose, simulations were carried out for catalyst granules with different diameters and with specific porosity coefficient and inlet pressure of the chamber. Then, the impacts of the diameter of the catalyst granules on the performance parameters of the catalyst bed such as the mass flow rate, mass fraction of hydrazine, and the temperature of the outer wall of the bed, changes in the pressure, and pressure drop of the bed were studied. Reviewing the papers and researches conducted in the field of studying the behavior of the hydrazine thruster decomposition chamber showed that in all the studies, the porous medium has been modeled. The innovation of this research is in the numerical simulation of the decomposition chamber of a monopropellant hydrazine propellant, at the scale of the granules forming the catalyst bed. At the pore-scale simulation, no simplified model is included and therefore it has high accuracy.

2. Governing equations

It is assumed that chemical reactions are carried out in the vicinity of the catalyst. Therefore, gas phase reactions are ignored. Now, due to the very low permeability of the catalyst granules, the mass and heat transfer in the catalyst granules are considered to be completely diffusive. Therefore, the mass and energy transfer equations inside the catalyst are written as follows.

$$\frac{\partial(\rho Y_k)}{\partial t}-\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\rho D\frac{\partial Y_k}{\partial x_i}\right)=\dot{\omega}_k \tag{1}$$

$$\frac{\partial(\rho h)}{\partial t}=\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\frac{\mu}{Pr}\frac{\partial h}{\partial x_i}+\mu\left(\frac{1}{Sc}-\frac{1}{Pr}\right)\sum_{k=1}^{N}h_k\frac{\partial Y_k}{\partial x_i}\right) \tag{2}$$

3. Modelling

The catalyst bed in this research for the decomposition of hydrazine monopropellant consists of alumina granules coated with active metal iridium. The schematic of the studied catalyst bed can be seen in Figure 1.

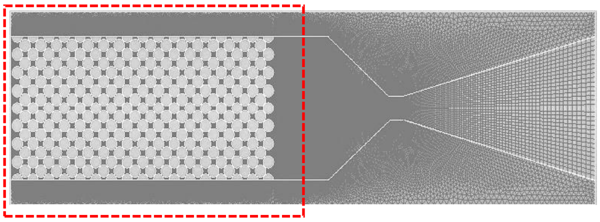


Figure 1. Schematic of the catalyst bed

Simulations were done for catalyst granules with diameters of 0.88, 1 and 1.15 mm and with a porosity coefficient of 0.4. The inlet pressure to the decomposition chamber was also considered to be 15 bar.

*Manuscript received: May 22, 2022. Revised, November 6, 2022, Accepted, June 25, 2023.

[1]. Aerospace Research Institute, Ministry of Research Science and Technology.

[2]. Corresponding author. Assistant professor, Aerospace Research Institute, Ministry of Research Science and Technology, **Email**: karimaei@ari.ac.ir,

[3]. Aerospace Research Institute, Ministry of Research Science and Technology.

4. Results and discussion

Figure 2 shows the quantitative comparison of hydrazine mass fraction profiles. At the porosity coefficient of 0.4, with the increase in the diameter of the catalyst granules, due to the increase in the contact surface, the mass fraction of hydrazine at the end of the bed decreased slightly. The decomposition of hydrazine is controlled according to the transfer rate of hydrazine to the catalyst granules, because it decomposes quickly upon reaching the surface of the catalyst. The mass fraction of hydrazine also decreases exponentially along the length of the catalyst bed.

With the increase in the diameter of the catalyst granules, due to the increase in the contact surface and as a result of the increase in the resistance of the porous medium, the pressure drop also increased. Increasing the pressure drop through the catalyst bed will have adverse effects on the performance of a monopropellant hydrazine thruster. Due to the pressure drop, the catalyst granules that are located at the end of the catalyst bed are mechanically broken, which will reduce the working life of the thruster. Table 1 shows the pressure drop changes. By reducing the diameter of the catalyst granules, due to the reduction of the resistance of the porous medium, the amount of pressure drop also decreases.

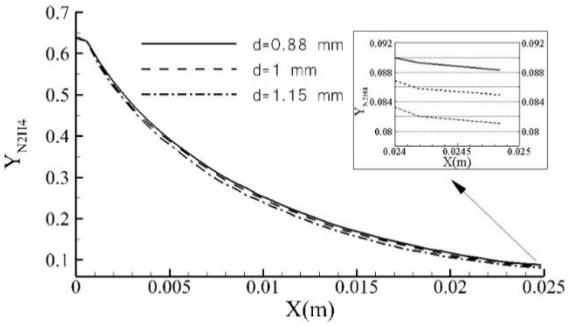


Figure 2. Mass fraction of hydrazine at the porosity coefficient of 0.4 with different granule sizes at the chamber inlet pressure of 15 bar

Table 1. Pressure drop at the end of the catalytic bed at the porosity coefficient of 0.4 and different granule sizes with chamber inlet pressure of 15 bar

Diameter of catalyst granules (mm)	Pressure at the end of the bed (bar)
0.88	9.28
1	8.23
1.15	6.46

Table 2 shows the mass flow rate changes. With the increase in the diameter of the catalyst granules, due to the increase in the resistance of the porous medium and as a result, the more pressure drop, the mass flow rate decreased. Decreasing the mass flow rate increases the resident time, which ultimately leads to an increase in the decomposition of hydrazine and an increase in the temperature.

In the process of catalytic decomposition of hydrazine in a monopropellant thruster, at the beginning of the decomposition chamber, the heat resulting from the decomposition of hydrazine is more than that of ammonia decomposition, and therefore the reaction will be exothermic. As long as the endothermic decomposition of ammonia controls the reaction, the temperature of the bed will increase. After that, the temperature will decrease in the area dominated by ammonia decomposition.

To design the thruster structure, it is very important to determine the thickness and material of the wall. For this purpose, it is necessary to determine the outer wall temperature along the thruster. Figure 3 shows the temperature changes of the outer wall up to about 5%. The maximum temperature of the outer wall is in the case of using granules with a larger diameter. The reason for this issue is the increase in the contact surface of granules with a larger diameter and more decomposition of hydrazine and the increase in the bed temperature.

Table 2. Mass flow rate at the porosity coefficient of 0.4 and different granule sizes with chamber inlet pressure of 15 bar

Diameter of catalyst granules (mm)	Mass flow rate (kg/s)
0.88	0.0023
1	0.0021
1.15	0.0017

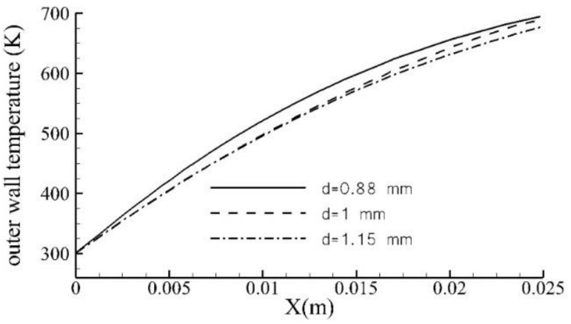


Figure 3. The temperature changes of the outer wall at the porosity coefficient of 0.4 and different granule sizes with chamber inlet pressure of 15 bar

5. Conclusion

In this study, the decomposition of hydrazine on a catalyst bed consisting of alumina granules coated with active metal iridium in a monopropellant thruster was analyzed through pore-scale simulation. Simulations were carried out for catalyst granules with three different sizes and a specific porosity coefficient and a specific chamber inlet pressure. The results showed that assuming constant porosity coefficient and bed inlet pressure, increasing the size of catalyst granules in a thruster leads to an increase in hydrazine decomposition equal to 8%. Moreover, by increasing the size of the catalyst granules, due to the decrease in permeability, the pressure at the end of the bed increases, which causes the mass flow rate to decrease up to 25%. Also, the decrease in mass flow rate increases the resident time, which ultimately leads to an increase in the decomposition of hydrazine and an increase in the temperature up to 5%. Finally, with the increase in the size of the catalyst granules in the specific porosity coefficient, the temperature of the outer wall increases.

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک،۳۵، ۴، ۱۴۰۲. (۳۳-۴۶)

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

http://mechanic-ferdowsi.um.ac.ir

انجمن مهندسی ساخت و تولید ایران

دانشگاه فردوسی مشهد

بررسی تأثیر قطر دانه‌های کاتالیست بر عملکرد محفظه تجزیه رانشگر کاتالیستی هیدرازینی*

مقاله پژوهشی

محمد رضا سلیمی(۱) حدیثه کریمایی(۲) مصطفی غلامپور یزدی(۳)

DOI: 10.22067/jacsm.2023.76821.1121

چکیده *رانشگرهای تک‌پیشرانه‌ای هیدرازینی، به‌طور گسترده در سامانه‌های کنترل وضعیت، انتقال مداری و اصلاح موقعیت ماهواره‌ها مورد استفاده قرار می‌گیرند. در این رانشگرها، تک‌پیشرانه هیدرازین، با عبور از بستر کاتالیستی و طی یک واکنش به شدت گرمازا به محصولات داغ گازی تجزیه می‌شود. در این مقاله، محفظه تجزیه یک رانشگر تک‌پیشرانه‌ای هیدرازینی، در مقیاس دانه‌های تشکیل دهنده بستر کاتالیستی، به‌صورت عددی شبیه‌سازی شده است سپس اثر پارامتر قطر دانه‌های کاتالیست روی عملکرد محفظه تجزیه با بستر کاتالیستی مورد مطالعه به طول ۲/۴۸ سانتی‌متر، مورد بررسی قرار گرفته است. شبیه‌سازی‌ها برای دانه‌های کاتالیست با قطرهای ۰/۸۸، ۱، ۱/۱۵ میلی‌متر در ضریب تخلخل ۰/۴ و فشار ورودی محفظه ۱۵ بار انجام گرفته است. نتایج نشان می‌دهد که اندازه دانه‌های کاتالیست بر عملکرد محفظه مؤثر بوده و با افزایش آن، تجزیه هیدرازین حدود ۸٪ و دمای بستر حدود ۵٪ افزایش یافته و دبی جرمی حدود ۲۵٪ کاهش می‌یابد که بارگذاری بستر نیز به تبع آن حدود ۵٪ کاهش می‌یابد. در نهایت، افزایش بیشتر دمای محفظه تجزیه، سبب افزایش دمای دیواره بیرونی می‌گردد.*

واژه‌های کلیدی رانشگرهای تک‌پیشرانه‌ای، بستر کاتالیستی، محفظه تجزیه، قطر دانه‌های کاتالیست، هیدرازین.

Investigation of the Effect of Catalyst Granule Diameter on the Performance of Decomposition Chamber of a Hydrazine Catalytic Thruster

MohammadReza Salimi Hadiseh Karimaei Mostafa Gholampour Yazdi

Abstract *Monopropellant hydrazine thrusters are widely used in situation control, orbital transmission, and position correction systems of satellites. In these thrusters, hydrazine is decomposed into the hot gaseous products by passing through a catalyst bed during a highly exothermic reaction. In this paper, the decomposition chamber of a monopropellant hydrazine thruster is numerically simulated in the granule scale of the catalyst bed. The effect of the catalyst granule size is investigated on the performance of the decomposition chamber with catalyst bed with a length of 2.48 cm. Simulations have been performed for catalyst granules with diameters of 0.88, 1, and 1.15 mm at the porosity equal to 0.4 and the chamber inlet pressure equal to 15 bar. The results show that the size of the catalyst granules affects the chamber performance so that with its increase, the hydrazine decomposition and the bed temperature increase respectively 8% and 5% and the mass flow decreases about 25%, which in turn reduces the bed loading about 5%. Finally, further increase in the temperature of the decomposition chamber causes an increase in the outer wall temperature.*

Key Words Monopropellant thruster, Catalyst bed, Decomposition Chamber, Catalyst granule diameter, Hydrazine.

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۱/۳/۱ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۲/۴/۵می‌باشد.

(۱) استادیار گروه علوم فضایی، پژوهشگاه هوافضا، وزارت علوم تحقیقات و فناوری،

(۲) نویسنده مسئول: استادیار گروه علوم فضایی، پژوهشگاه هوافضا، وزارت علوم تحقیقات و فناوری.

(۳) دانشجوی کارشناسی ارشد، پژوهشگاه هوافضا، وزارت علوم تحقیقات و فناوری

Email: karimaei@ari.ac.ir

مقدمه

اکثر فضاپیماها مانند راکت‌ها و ماهواره‌ها و کاوشگرهای فضایی دارای سامانه‌های پیشرانش کوچکی به منظور مانور مداری و کنترل وضعیت می‌باشند. در واقع این سامانه‌های پیشرانش، جزو زیرسامانه کنترل واکنش (RCS) (Reaction control system) فضاپیما می‌باشند. از جمله این سامانه‌های پیشرانش، رانشگرهای تک‌پیشرانه‌ای می‌باشند که شاخه‌ای از رانشگرهای شیمیایی مایع بوده و با توجه به میزان نیروی تراست، ضربه ویژه (Isp) و همچنین رژیم عملکردی منحصر به فردشان غالبا بیشترین کاربرد را در مأموریت‌های فضایی دارا می‌باشند و به‌طور گسترده در سامانه‌های کنترل وضعیت، انتقال مداری و اصلاح موقعیت فضاپیماها مورد استفاده قرار می‌گیرند. اجزای اصلی در این رانشگرها شامل مخزن فشارگذاری، مخزن تک‌پیشرانه، انژکتور، محفظه رانش (Thrust chamber) و نازل می‌باشد. عملکرد کلی این رانشگرها به این صورت می‌باشد که، تک‌پیشرانه مایع بعد از خروج از مخزن توسط یک انژکتور روی بستر کاتالیستی تزریق می‌شود. تک‌پیشرانه با عبور از بستر کاتالیستی و طی یک واکنش گرمازا به محصولات داغ گازی شکل تجزیه شده و در نهایت، گازهای داغ حاصل از تجزیه تک‌پیشرانه، با عبور از یک نازل همگرا-واگرا نیروی تراست تولید می‌کنند.

پرواکسید هیدروژن اولین تک‌پیشرانه مورد استفاده در رانشگرهای تک‌پیشرانه‌ای بود که توسط آلمان‌ها توسعه داده شد[1]. این تک‌پیشرانه بعدها به علت ضربه ویژه پایین (۱۶۵-۱۸۵ ثانیه) و مشکلات مرتبط با ذخیره‌سازی آن، توسط هیدرازین (با ضربه ویژه ۲۲۰ ثانیه) جایگزین شد. استفاده از رانشگرهای تک‌پیشرانه‌ای بر پایه تک‌پیشرانه هیدرازین، افق جدیدی را در دانش بشر گشوده است، که مستقیما بر اکتشاف منابع طبیعی در فضای بین سیاره‌ای و روی زمین، پیش‌بینی آب و هوا، ارتباطات رادیویی و تلویزیونی، ناوبری هوایی و دریایی تأثیرگذار بوده است. اولین تحقیق جامع در مورد مدل محاسبه، روی رانشگرهای تک‌پیشرانه‌ای، توسط اشمیتز و همکارانش [2] انجام شد. آن‌ها نه تنها تعداد زیادی داده تجربی برای رانشگر هیدرازینی با استفاده از کاتالیست شل ۴۰۵ (Shell405) به دست آوردند، بلکه فرمول‌هایی را نیز برای ارزیابی رفتار و پاسخ یک رانشگر تک‌پیشرانه‌ای استخراج کردند. در محاسبه آن‌ها، جریان در بستر کاتالیستی، با معادله Erguns مدل‌سازی شد. سپس کرستن [3,4] یک مدل عددی برای بررسی رفتار پایا و گذرای بستر کاتالیستی ایجاد و یک برنامه رایانه‌ای بر مبنای آن توسعه داد. در مدل او، انتقال جرم از جریان به سطح بیرونی دانه‌های کاتالیست و از سطح به داخل آن‌ها لحاظ شده بود. همچنین، فرض شده بود که تعادل شیمیایی و ترمودینامیکی بین گاز و دانه‌های کاتالیست وجود نداشته و از این رو معادلات انتقال جرم و انرژی برای هر دو فاز گاز و جامد تحلیل شد. در تحقیقات شنکار و همکارانش[5]، معادلات مربوط به تجزیه تک‌پیشرانه در آن به‌صورت گذرا تحلیل می‌شدند. لازم به ذکر است که آن‌ها با استفاده از این روش توانستند اثرات پارامترهایی نظیر فشار ورودی محفظه تجزیه و بارگذاری بستر (Bed loading) روی توزیع دما و گونه‌های شیمیایی را مدل-سازی کنند. همچنین آن‌ها از نتایج تجزیه و تحلیل عددی خود برای طراحی یک رانشگر ۱۰ نیوتنی استفاده کردند.

ماکلد و بلال [6] با استفاده از یک مدل ساده شده، به مطالعه یک رانشگر دو بخشی هیدرازینی پرداختند. در معادلات آن‌ها از اثرات انتقال حرارت و جرم بین جریان گاز و دانه‌های کاتالیست صرف نظر شده و انرژی واکنش‌های شیمیایی مستقیما صرف افزایش دمای گاز می‌شد. بنابراین، مدل آن‌ها یک مدل تعادلی بود که در آن دمای گاز و بستر کاتالیست برابر فرض شده بود. این موضوع سبب شده تا معادلات مربوط به فاز جامد در تحقیق آن‌ها تحلیل نشود. هوانگ و همکارانش [7] با استفاده از مدل تحلیلی شنکار و همکارانش برای ناحیه القایی و مدل یک بعدی کرستن برای ناحیه پسا القایی، اثرات تخریب شدن دانه‌های بستر کاتالیستی روی عملکرد یک رانشگر هیدرازینی را مطالعه کردند. زی و همکارانش[8] با مطالعه بر روی تک‌پیشرانه DT-3 و با شبیه‌سازی سه‌بعدی، اثرات دبی جرمی و دمای پیش‌گرمایش (Preheating temperature) و نیز طول بستر کاتالیستی، برای کنترل تراست و راه‌اندازی مجدد رانشگر را مورد بررسی قرار دادند. تک‌پیشرانه DT-3 مخلوطی از هیدرازین، نیترات هیدرازین (Hydrazine nitrate) و آب با نسبت‌های مشخص می‌باشد که خواص مشابه هیدرازین دارد. این تک‌پیشرانه ضربه ویژه بالاتری نسبت به هیدرازین داشته به علاوه این‌که حتی با دمای منفی ۳۰ درجه می‌توان از آن استفاده کرد. آن‌ها نشان دادند که بخش پایین‌دست بستر کاتالیستی دارای طول بهینه‌ای می‌باشد و کوتاه‌کردن این طول باعث می‌شود که اجزا کاملا واکنش انجام ندهند و افزایش بیش از

حد آن نیز بر تراست خروجی تأثیر می‌گذارد. سلیمی و کریمایی [9] ایجاد کاتالیزور و بستر کاتالیزوری برای تجزیه هیدرازین در رانشگرهای تک‌پیشرانه‌ای کم‌پیشران را مورد بحث قرار دادند. همچنین مواد تشکیل‌دهنده کاتالیست، روش‌های ساخت کاتالیست و بستر کاتالیست، ملاحظات ساخت و الزامات و همچنین جانمایی آن را مورد بررسی قرار دادند. پاکدهی و همکارانش[10] اثر تجزیه آمونیاک در یک رانشگر تک‌پیشرانه‌ای هیدرازینی، بر دمای محفظه تجزیه، وزن مولکولی محصولات گازی و ضربه ویژه را مورد بررسی قرار دادند. مطالعات آن‌ها حاکی از این بود که افزایش نرخ تجزیه آمونیاک، منجر به کاهش دما، وزن مولکولی و ضربه ویژه می‌شود.

نمازی و همکاران [11] ضریب پخش جرمی احتراق کاتالیستی متان را در محیط متخلخل متشکل از الیاف با استفاده از تحلیل مقیاس حفره محاسبه کردند. آن‌ها با تبیین وابستگی شدید کمیت حساس ضریب پخش جرمی به هندسه و آرایش گرانول‌ها در محیط متخلخل، اهمیت تحلیل در مقیاس حفره را برای استخراج این کمیت نشان دادند. سولوف و همکاران [12] فرایند شیمیایی هیدروژناسیون استیلن را در مجاورت کاتالیست پالادیوم در مقیاس حفره به صورت سه‌بعدی شبیه‌سازی کردند. کاتالیزور آن‌ها از فوم سلول باز بود و مقایسه نتایج آن‌ها با داده‌های تجربی دقت شبیه‌سازی‌ها را نشان داد. یکی از کاربردهای آنالیز مقیاس حفره در کاتالیست‌ها مربوط به واکنش الکتروشیمیایی در پیل‌های سوختی است که امروزه مورد توجه بسیاری از محققان قرار گرفته است. تحقیقات زیادی در این زمینه وجود دارد که از آن جمله می توان به مراجع [13,14] اشاره کرد.

در مقاله حاضر، محفظه تجزیه یک رانشگر تک‌پیشرانه‌ای هیدرازینی، در مقیاس دانه‌های تشکیل دهنده بستر کاتالیستی، به‌صورت عددی شبیه‌سازی شده است. سپس اثر پارامتر قطر دانه‌های کاتالیست، روی عملکرد محفظه تجزیه مورد بررسی قرار می‌گیرد. به این منظور، شبیه‌سازی‌ها برای دانه‌های کاتالیست با قطرهای متفاوت و با ضریب تخلخل و فشار ورودی محفظه مشخص انجام گرفته است. سپس اثرات پارامتر قطر دانه‌های کاتالیست بر روی پارامترهای عملکردی بستر کاتالیستی نظیر دبی جرمی، کسر جرمی هیدرازین، بارگذاری بستر، دمای بستر و دمای دیواره بیرونی بستر، تغییرات فشار و افت فشار بستر بررسی شده است. بررسی مقالات و پژوهش‌های انجام گرفته در زمینه مطالعه رفتار محفظه تجزیه رانشگر هیدرازینی، نشان می‌دهد که در تمامی تحقیقات انجام شده، محیط متخلخل، مدل‌سازی شده است. نوآوری تحقیق حاضر در شبیه‌سازی عددی محفظه تجزیه یک رانشگر تک‌مؤلفه‌ای هیدرازینی، در مقیاس گرانول‌های تشکیل‌دهنده بستر کاتالیستی (حفره)، است. در شبیه‌سازی در مقیاس حفره، هیچ مدل ساده شده‌ای وارد نمی‌شود و بنابراین از دقت بالایی برخوردار است.

معادلات حاکم

مسئله حاضر از دو بخش تشکیل شده است، بخش اول مربوط به تبخیر و گازی‌سازی تک‌پیشرانه بوده که در ناحیه القایی محفظه تجزیه به وقوع می‌پیوندد. در این ناحیه معادله ساده شده انرژی مطابق با تحقیق شنکار و همکارانش [5] مورد استفاده قرار گرفته و طول ناحیه به همراه خواص ترمودینامیک گاز در طول آن محاسبه می‌شوند. در بخش دوم بعد از مشخص شدن خواص جریان در انتهای ناحیه القایی، تحلیل تجزیه هیدرازین در فاز گاز روی بستر کاتالیستی انجام می‌شود. فرایند تجزیه کاتالیستی هیدرازین در یک رانشگر تک‌پیشرانه‌ای را می‌توان به صورت ایدئال شامل دو مرحله اصلی در نظر گرفت و از واکنش‌های میانی صرف نظر نمود. در مرحله اول، هیدرازین مایع طی یک واکنش بسیار سریع و به‌شدت گرمازا مطابق رابطه (۱) به گازهای آمونیاک و نیتروژن و هیدروژن تجزیه می‌گردد. گاز تولید شده در این واکنش، به دلیل تولید حجم بسیار زیاد و همچنین انبساط به دلیل وجود گرمای زیاد، باعث افزایش فشار محفظه تجزیه می‌شود. در مرحله دوم، گاز آمونیاک حاصل از تجزیه هیدرازین مایع، طی یک واکنش گرماگیر مطابق رابطه (۲) به گازهای نیتروژن و هیدروژن تجزیه می‌گردد. که سرعت واکنش مرحله دوم بسیار کمتر از سرعت واکنش مرحله اول می‌باشد. در حقیقت این واکنش، کنترل سرعت کلی را در دست دارد.

$$2N_2H_4 \rightarrow 2NH_3 + N_2 + H_2 \quad (۱)$$

$$2NH_3 \rightarrow N_2 + 3H_2 \quad (۲)$$

نرخ واکنش‌های شیمیایی کاتالیستی تجزیه هیدرازین و آمونیاک به‌صورت زیر محاسبه می‌شوند [5]:

$$r_{N_2H_4} = A_{N_2H_4} \exp\left(-\frac{T_A^{N_2H_4}}{T_s}\right) Y_s^{N_2H_4} \quad (۳)$$

$$r_{NH_3} = A_{NH_3} \exp\left(-\frac{T_A^{NH_3}}{T_s}\right) Y_s^{NH_3} \quad (۴)$$

در معادلات فوق T_S معرف دمای سطح کاتالیست و Y_S معرف کسر جرمی گونه‌های شیمیایی در سطح کاتالیست با زمان می‌باشند. ثوابت $A_{N_2H_4}$، $T_A^{N_2H_4}$، A_{NH_3}، و $T_A^{NH_3}$ نیز در جدول (۱) مشخص شده‌اند.

جدول ۱ ثابت‌های به کار رفته در معادلات آرنیوسی [5]

ردیف	ثابت	مقدار	واحد
۱	$A_{N_2H_4}$	۱/۵×۱۰^۴	یک بر ثانیه
۲	$T_A^{N_2H_4}$	۲۷۷۷/۷۸	درجه کلوین
۳	A_{NH_3}	۲/۵۳×۱۰^۱۰	یک بر ثانیه
۴	$T_A^{NH_3}$	۲۷۷۷/۷۸	درجه کلوین

انرژی فعال‌سازی و دمای فعال‌سازی تجزیه هیدرازین بسیار کمتر از تجزیه آمونیاک است، بنابراین تجزیه هیدرازین فعال‌تر است. از این رو، سینتیک تجزیه هیدرازین، فرایند احتراق کاتالیستی در داخل رانشگر را تا قبل از شروع واکنش گرماگیر تجزیه آمونیاک کنترل می‌کند. ازسوی دیگر در مدل آرنیوسی، فاکتور پیش‌نمایی A مانند یک عامل مقیاس عمل می‌کند و واحد آن 1/S می‌باشد. فاکتور پیش‌نمایی، در مقایسه با انرژی فعال‌سازی، علاوه بر نوع کاتالیست، تابعی از هندسه بستر کاتالیستی و شرایط واکنش می‌باشد.

فرم بقایی معادلات ناویر استوکس [5] در ادامه ارائه می‌شوند:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (۵)$$

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_i} + F_i \quad (۶)$$

$$\frac{\partial(\rho Y_k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i Y_k)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i}\left(\rho D \frac{\partial Y_k}{\partial x_i}\right) + \dot{\omega}_k \quad (۷)$$

$$\frac{\partial(\rho h)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i h)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i}\left(\frac{\mu}{Pr}\frac{\partial h}{\partial x_i} + \frac{\mu}{Pr}\left(\frac{1}{Le} - 1\right)\sum_{k=1}^{N} h_k \frac{\partial Y_k}{\partial x_i}\right) + \frac{\partial p}{\partial t} + S_{rad} \quad (۸)$$

که در آن‌ها، Pr عدد پرانتل و Le عدد لویس می‌باشند. لازم به ذکر است که در معادلات فوق نظیر تحقیق ششنکار و همکارانش [5] فرض شده که ضریب پخش تمامی گونه‌های شیمیایی برابر بوده و براین اساس تنها از یک ضریب پخش جرمی D استفاده شده است. زمانی که عدد لویس برابر یک باشد، از انتقال انرژی از طریق پخش جرمی گونه‌ها می‌توان صرف نظر کرد.

سینتیک حاکم بر مسئله با استفاده از قانون آرنیوس به‌صورت زیر تعریف می‌شود:

$$k_r = AT^{\alpha} \exp\left(-\frac{E_a}{R_u T}\right) \quad (۹)$$

که در آن، α معرف نمای دما، E_a انرژی فعال‌سازی و R_u ثابت جهانی گازها می‌باشند. توجه شود که برای اطمینان از بقای جرم، معادلات انتقال گونه‌های شیمیایی برای N-1 گونه شیمیایی تحلیل می‌شود و کسر جرمی گونه N از بقای جرم، به‌صورت زیر محاسبه می‌شود:

$$\sum_{k=1}^{N} Y_k = 1 \quad (۱۰)$$

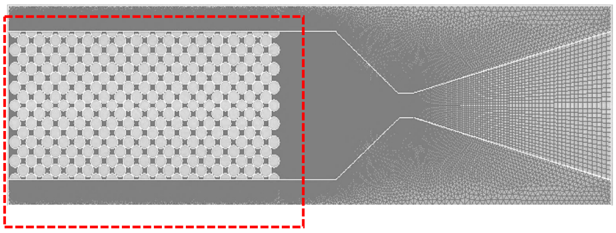
فرض بر این است که واکنش‌های شیمیایی تماما در مجاورت کاتالیست انجام می‌شوند. بنابراین، از واکنش‌های فاز گاز صرف نظر می‌شود. حال با توجه به نفوذپذیری (Permeability) بسیار پایین دانه‌های کاتالیست، انتقال جرم و حرارت در دانه‌های کاتالیست کاملا از جنس پخش در نظر گرفته می‌شوند. بنابراین، معادلات انتقال جرم و انرژی داخل کاتالیست به‌صورت زیر نوشته می‌شوند.

$$\frac{\partial(\rho Y_k)}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial x_i}\left(\rho D \frac{\partial Y_k}{\partial x_i}\right) = \dot{\omega}_k \quad (۱۱)$$

$$\frac{\partial(\rho h)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_i}\left(\frac{\mu}{Pr}\frac{\partial h}{\partial x_i} + \mu\left(\frac{1}{Sc} - \frac{1}{Pr}\right)\sum_{k=1}^{N} h_k \frac{\partial Y_k}{\partial x_i}\right) \quad (۱۲)$$

مدل‌سازی

بستر کاتالیستی در این پژوهش برای تجزیه تک‌پیشرانه هیدرازین متشکل از گرانول‌های آلومینا که با فلز فعال ایریدیوم پوشش داده شده‌اند، می‌باشد. طرح‌واره بستر کاتالیستی بررسی شده در شکل (۱) مشاهده می‌شود.



شکل ۱ طرحواره بستر کاتالیستی مورد پژوهش

شبیه‌سازی‌ها برای دانه‌های کاتالیست با قطرهای ۰/۸۸، ۱، ۱/۱۵ میلی‌متر و در ضریب تخلخل ۰/۴ انجام گرفته است. فشار ورودی به محفظه تجزیه نیز ۱۵ بار، در نظر گرفته شده است. پس از تولید هندسه فوق، با استفاده از نرم‌افزار فلوئنت، واکنش تجزیه هیدرازین در مقیاس دانه‌های تشکیل دهنده بستر کاتالیستی شبیه‌سازی گردید. مشخصات هندسی و عملکردی محفظه تجزیه، در جدول (۲) ارائه شده است.

جدول ۲ مشخصات هندسی رانشگر و نیز محفظه تجزیه

ردیف	کمیت	مقدار	واحد
۱	قطر محفظه تجزیه	۱/۱۸	سانتی متر
۲	طول محفظه تجزیه	۲/۴۸	سانتی متر
۳	فشار ورودی محفظه تجزیه	۱۵	بار
۴	ضخامت دیواره	۰/۲	سانتی متر
۵	دمای تک‌پیشرانه در ورودی محفظه	۵۰۰	درجه کلوین
۶	دمای دیواره محفظه تجزیه	۳۰۰	درجه کلوین
۷	ضریب تخلخل بستر	۰/۴	–

شبیه‌سازی‌ها با در نظر گرفتن تبخیر قطرات تک‌پیشرانه هیدرازین، در ناحیه القایی، توسط مدل شنکار انجام می‌شود. لازم به ذکر است که بستر کاتالیستی در این شبیه‌سازی شامل یک بخش می‌باشد و از این نظر با تحقیق هوانگ و همکارانش که روی بستر دوبخشی صورت پذیرفته کاملا متفاوت می‌باشد.

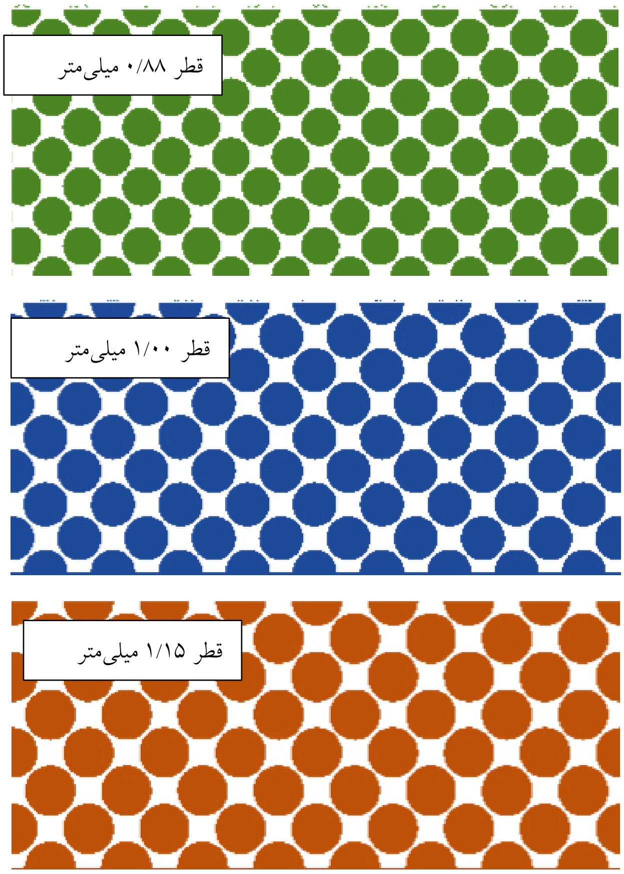
در هندسه مورد نظر بستر کاتالیستی، ضریب تخلخل در طول بستر کاتالیستی، ثابت در نظر گرفته شده و قطر دانه‌ها تغییر کرده است. ضریب تخلخل بستر ۰/۴ و قطر دانه‌ها ۰/۸۸، ۱، ۱/۱۵ میلی‌متر درنظر گرفته شده است. دلیل انتخاب این ابعاد دانه‌ها، محدودیت ایجاد شده با توجه به کوچک بودن قطر محفظه تجزیه، به منظور ثابت ماندن ضریب تخلخل ۰/۴ می‌باشد. با توجه به دوبعدی و متقارن محوری بودن هندسه ایجاد شده، ضریب تخلخل با توجه به فرمول (۱۳) [7] محاسبه شده است.

$$\varepsilon = \frac{(\pi R^2 L) - v}{(\pi R^2 L)} \quad (۱۳)$$

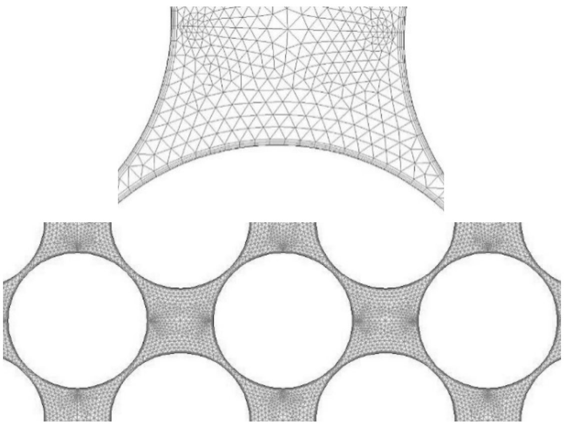
که در فرمول فوق ε ضریب تخلخل بستر و R شعاع محفظه تجزیه و L طول بستر کاتالیستی و v مجموع حجم تمامی دانه‌های بستر (چنبره‌ها) می‌باشد. هندسه و مش مسئله حاضر با استفاده از نرم‌افزار GAMBIT 2.4.6 ایجاد شده است. برای ضریب تخلخل ۰/۴ تعداد مش‌های بستر، حدود ۱۶۵۵۵۴ می‌باشد. هنگامی که تعداد مش‌های بستر، حدود ۱۶۵۵۵۴ می‌شود، کسر جرمی هیدرازین و نیز سرعت محوری در انتهای بستر کاتالیستی برای ضریب تخلخل ۰/۴ با افزایش تعداد مش دیگر تغییری نمی‌کنند. لذا این تعداد مش برای شبیه‌سازی در نظر گرفته شد. برای ضرایب تخلخل دیگر نیز به همین صورت، حداقل تعداد مش مورد نیاز انتخاب گردید. نوع شبکه‌بندی ایجاد شده نیز quad-pave می‌باشد. فاصله اولین ردیف لایه مرزی از سطح دانه‌های کاتالیست ۲ میکرون، با نرخ رشد ۱/۳ و تعداد ۴ ردیف در نظر گرفته شده است.

در شکل (۲) هندسه بستر کاتالیستی در ضریب تخلخل ۰/۴ و با قطر دانه‌های ۰/۸۸، ۱ و ۱/۱۵ میلی‌متر نمایش داده می‌شود. شکل (۳) نمایی از شبکه محاسباتی ایجاد شده پیرامون دانه‌های کاتالیست را نمایش می‌دهد. با توجه به این‌که در مجاورت سطح دانه‌های کاتالیست، واکنش‌های شیمیایی به وقوع می‌پیوندند، از شبکه با سازمان، و تراکم بالا استفاده شده است. لازم به ذکر است که شبیه‌سازی‌ها به‌صورت دوبعدی و متقارن محوری (Axisymmetric) انجام شد. به همین دلیل شکل هندسی کاتالیست‌ها به صورت چنبره (Torus) توپر در نظر گرفته شده است که متفاوت از شکل گرانولی آن‌هاست. برای محاسبه میدان جریان، از نرم‌افزار فلوئنت ۱۷/۱ (FLUENT 17.1) با فرض ورودی گاز در ابتدا استفاده شده است. در تنظیمات نرم‌افزار، حل‌گر از نوع فشار مبنا انتخاب گردید و نیز از شرط مرزی تقارن‌محوری در سطح پایین استفاده شده است. در قسمت دیواره گرانول‌ها مدل واکنش (Reaction) در نرم‌افزار فعال شده است. به منظور فعال‌سازی واکنش‌های شیمیایی در بخش گونه‌ها (Species) ، واکنش‌های حجمی و نیز سطح دیواره (Wall surface) فعال شده است. گونه‌های انتخاب شده در فاز گازی، شامل ۴ گونه هیدرازین و آمونیاک و هیدروژن و نیتروژن می‌باشند. با توجه به اهمیت بالای لایه

مرزی در دیواره گرانول‌ها، از مدل توربولانسی دو معادله‌ای کی–امگا اس اس تی (k-ω SST) استفاده شده است. روش حل نیز سیمپل–سی (SimpleC) تعیین شد و روش گسسته‌سازی برای فشار از نوع استاندارد (Standard) و برای دیگر متغیرها از نوع آپ‌ویند مرتبه دوم (Second-order upwind) انتخاب گردید.



شکل ۲ هندسه بستر ایجاد شده در ضریب تخلخل ۰/۴ و با قطر دانه‌های ۰/۸۸، ۱، ۱/۱۵ میلی‌متر

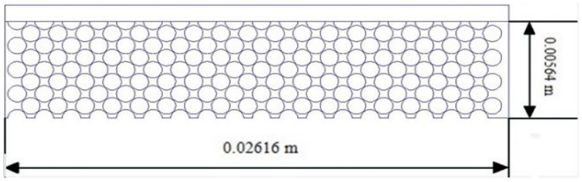


شکل ۳ شبکه محاسباتی پیرامون دانه‌های کاتالیست

حال به منظور صحه‌گذاری (Validation)، نتایج به‌دست آمده از روش عددی کار حاضر با نتایج حل عددی هوانگ و همکارانش [7] مقایسه شده است. برای بررسی صحت شبیه‌سازی‌ها، نتایج تحقیق ایشان با فرض این‌که قطر دانه‌ها هم در بالادست و هم در پایین دست بستر، ۱ میلی‌متر و ضریب تخلخل نیز ۰/۴ می‌باشد و هیچ گونه تخریبی در بستر ایجاد نشده، در نظر گرفته شده است.

هندسه و ابعاد محفظه تجزیه تحلیل شده توسط آن‌ها در شکل (۴) نمایش داده شده است. شرایط کاری این رانشگر نیز در جدول (۳) ارائه شده است.

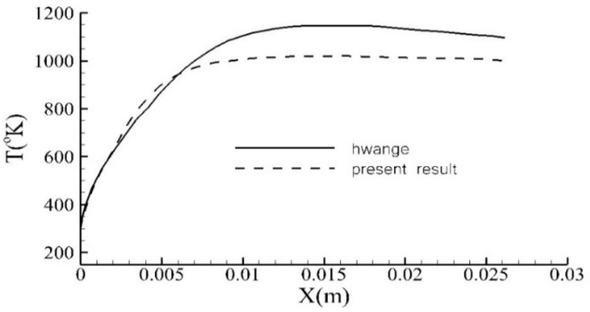
در شکل (۵) پروفیل دما در طول محفظه احتراق تحقیق حاضر با نتایج هوانگ و همکارانش [7] مقایسه شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود، تطابق نسبتاً خوبی بین نتایج وجود دارد.



شکل ۴ هندسه و ابعاد بستر در مطالعه هوانگ و همکارانش **Error! Reference source not found.**

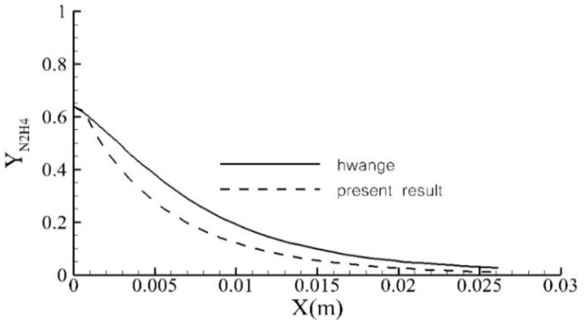
جدول ۳ شرایط کاری رانشگر هوانگ و همکارانش [7]

ردیف	کمیت	مقدار	واحد
۱	فشار ورودی	۲۶/۷	بار
۲	دمای ورودی	۳۰۰	درجه کلوین
۳	دبی جرمی	۲/۰۶	گرم بر ثانیه
۴	قطر دانه‌ها	۱	میلی‌متر
۵	ضریب تخلخل بستر	۰/۴	



شکل ۵ مقایسه پروفیل دما در طول بستر کاتالیست با نتایج هوانگ و همکارانش

پروفیل کسر جرمی گونه‌های هیدرازین نیز در شکل (۶) با نتایج عددی هوانگ و همکارانش [7] مقایسه شده است. در این نمودارها نیز مطابقت خوبی بین نتایج دیده می‌شود.



شکل ۶ مقایسه پروفیل کسر جرمی هیدرازین در طول بستر کاتالیست با نتایج هوانگ و همکارانش

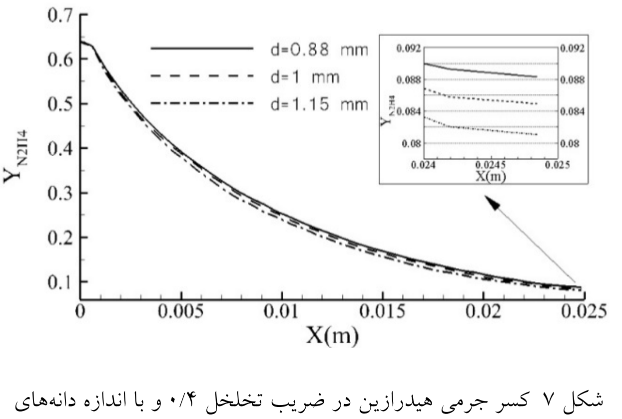
اختلافات کم مشاهده شده بین نتایج حاضر با داده‌های هوانگ و همکارانش [15] می‌تواند به چند دلیل باشد. این‌که بستر کاتالیستی در نظر گرفته شده در تحقیقات هوانگ، به عنوان یک محیط متخلخل یک‌بعدی در نظر گرفته شده است و آن محیط متخلخل در مقیاس خلل و فرج، شبیه‌سازی نشده است. همچنین دمای دیواره محفظه در تحقیق هوانگ مشخص نبوده اما در این تحقیق برابر ۲۹۰ درجه کلوین در نظر گرفته شده است. همچنین در دیواره‌ها فقط انتقال حرارت تشعشعی در نظر گرفته شده است.

نتایج و بحث

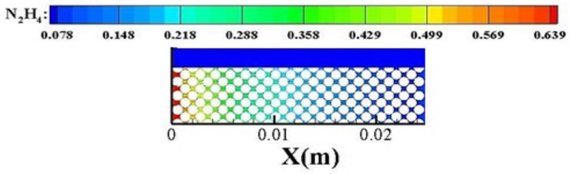
در این بخش اثر پارامتر قطر دانه‌های تشکیل‌دهنده بستر کاتالیستی بر پارامترهای مختلف عملکردی بستر کاتالیستی نظیر دبی جرمی، کسر جرمی هیدرازین، بارگذاری بستر، دمای بستر و دمای دیواره بیرونی بستر، تغییرات فشار و افت فشار بستر بررسی شده است. در این خصوص، ضریب تخلخل معادل ۰/۴ در نظر گرفته شده است. زیرا در این ضریب تخلخل، هیدرازین در طول بستر به طور کامل تجزیه شده و دلیل این مسئله نیز بیشتر بودن سطح تماس و در نتیجه افزایش نرخ واکنش‌های شیمیایی در این ضریب تخلخل می‌باشد. برای ارزیابی اثرات قطر دانه‌های کاتالیست نیز سه اندازه دانه با اندازه‌های ۰/۸۸، ۱، ۱/۱۵ میلی‌متر مورد نظر قرار گرفته‌اند. شبیه‌سازی‌ها برای فشار ورودی ۱۵ بار انجام گرفته‌اند.

کسر جرمی هیدرازین

در شکل (۷) مقایسه کمی پروفیل‌های کسر جرمی هیدرازین، در ضریب تخلخل ۰/۴ و قطر دانه‌های ۰/۸۸، ۱، ۱/۱۵ میلی‌متر، در فشار ورودی محفظه ۱۵ بار نشان داده شده است. همان‌طور که در این شکل مشاهده می‌شود، در ضریب تخلخل ۰/۴ با افزایش قطر دانه‌های کاتالیست، به دلیل افزایش سطح تماس، کسر جرمی هیدرازین در انتهای بستر، به میزان کمی کاهش یافته است. در شکل (۸) نیز کانتور نرخ تجزیه هیدرازین در ضریب تخلخل ۰/۴ و قطر دانه ۱ میلی‌متر و فشار ورودی محفظه ۱۵ بار ارائه شده است. تجزیه هیدرازین با توجه به میزان انتقال هیدرازین به دانه‌های کاتالیست کنترل می‌شود، زیرا با رسیدن به سطح کاتالیست به سرعت تجزیه می‌شود. کسر جرمی هیدرازین (N2H4 mass fraction) نیز در طول بستر کاتالیستی به‌صورت نمایی افت می‌کند. شایان ذکر است که، نرخ واکنش تجزیه هیدرازین در این تحقیق، محدود به بخش بسیار نازکی از جداره دانه‌های کاتالیست می‌شود. بنابراین نرخ واکنش‌های شیمیایی در این حالت بسیار بیشتر از نرخ انتقال جرم از جریان سیال به سطح کاتالیست و از سطح کاتالیست به داخل آن می‌باشد. به‌طوری که، هیدرازین قبل از این‌که به داخل دانه‌های کاتالیست منتشر شود، کاملا تجزیه شده و از بین می‌رود؛ لذا واکنش تجزیه کاتالیستی هیدرازین در شرایط مطالعه شده در این تحقیق توسط پخش مولکولی (انتقال جرم) کنترل می‌شود.



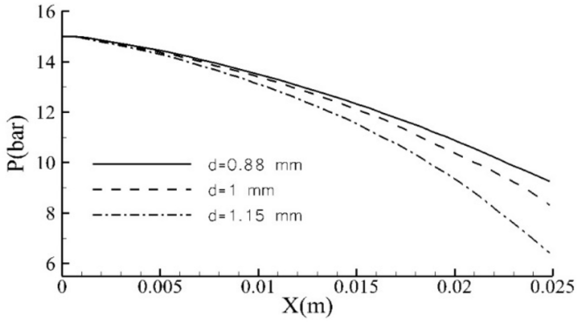
شکل ۷ کسر جرمی هیدرازین در ضریب تخلخل ۰/۴ و با اندازه دانه‌های متفاوت در فشار ورودی محفظه ۱۵ بار



شکل ۸ کانتور نرخ تجزیه هیدرازین، دانه‌ها با قطر ۱میلی‌متر در ضریب تخلخل ۰/۴ و فشار ورودی محفظه ۱۵ بار

فشار داخل محفظه

شکل (۹) مقایسه کمّی پروفیل‌های تغییرات فشار داخل محفظه، در ضریب تخلخل ۰/۴ و قطر دانه‌های ۰/۸۸، ۱، ۱/۱۵میلی‌متر، در فشار ورودی ۱۵ بار را نشان می‌دهد. نتایج نشان می‌دهد با افزایش قطر دانه‌های کاتالیست، به دلیل افزایش سطح تماس و در نتیجه افزایش مقاومت محیط متخلخل، افت فشار نیز افزایش یافته است.



شکل ۹ تغییرات فشار داخل محفظه در ضریب تخلخل ۰/۴ و با اندازه دانه‌های متفاوت در فشار ورودی محفظه ۱۵ بار

افزایش افت فشار از میان بستر کاتالیستی اثرات نامطلوبی در عملکرد یک رانشگر تک‌پیشرانه‌ای هیدرازینی خواهد داشت. به دلیل افت فشار، دانه‌های کاتالیستی که در انتهای بستر کاتالیستی واقع شده‌اند از لحاظ مکانیکی دچار شکسته شدن می‌شوند که این موضوع باعث کاهش عمر کاری رانشگر خواهد شد. به این دلیل است که در رانشگرها، بستر کاتالیستی، دوبخشی طراحی می‌شود تا بدون این‌که واکنش‌پذیری بستر دچار کاهش شود، افت فشار به‌طور قابل توجهی کاهش پیدا کند.

در جدول (۴) تغییرات افت فشار در ضریب تخلخل ۰/۴ و قطر دانه‌های ۰/۸۸، ۱، ۱/۱۵میلی‌متر، در فشار ورودی ۱۵ بار ارائه شده است. با فرض ثابت بودن ضریب تخلخل و نیز فشار ورودی، با کاستن از قطر دانه‌های کاتالیست، به دلیل کاهش مقاومت محیط متخلخل، میزان افت فشار نیز کاهش می‌یابد.

جدول ۴ افت فشار در ضریب تخلخل ۰/۴ و اندازه دانه‌های متفاوت در انتهای بستر کاتالیستی در فشار ورودی محفظه ۱۵ بار

فشار در انتهای بستر (بار)	قطر ذرات کاتالیست (میلی‌متر)
۹/۲۸	۰/۸۸
۸/۲۳	۱
۶/۴۶	۱/۱۵

دبی جرمی

جدول (۵) تغییرات دبی جرمی، در ضریب تخلخل ۰/۴ و قطر دانه‌های ۰/۸۸، ۱، ۱/۱۵میلی‌متر، در فشار ورودی ۱۵ بار را نشان می‌دهد. همان‌طور که مشخص است با افزایش قطر دانه‌های کاتالیست، به دلیل افزایش مقاومت محیط متخلخل و در نتیجه افت فشار بیشتر، دبی جرمی کاهش یافته است. پایین آمدن دبی جرمی باعث افزایش زمان مانند (Resident time) خواهد شد که در نهایت منجر به افزایش تجزیه هیدرازین و افزایش دما خواهد شد. بنابراین با افزایش اندازه کاتالیست (در ضریب تخلخل یکسان)، می‌توان انتظار داشت که مصرف تک‌پیشرانه رانشگر کاهش یابد.

جدول ۵ تغییرات دبی جرمی در ضریب تخلخل ۰/۴ و اندازه دانه‌های مختلف و فشار ورودی ۱۵ بار

دبی جرمی (کیلوگرم بر ثانیه)	قطر ذرات کاتالیست (میلی‌متر)
۰/۰۰۲۳	۰/۸۸
۰/۰۰۲۱	۱
۰/۰۰۱۷	۱/۱۵

بارگذاری بستر

یکی از پارامترهای مهم برای طراحی محفظه تجزیه، بارگذاری بستر (G) می‌باشد. با افزایش بارگذاری بستر طول ناحیه القایی افزایش یافته و در ورودی ناحیه پسا القایی، دمای مخلوط گازی نیز افزایش می‌یابد. همچنین با افزایش این پارامتر، میزان بیشینه دما نیز کمی از ورودی محفظه تجزیه دور می‌شود. رابطه (۱۴) [7] معرف کمیت بارگذاری بستر می‌باشد:

$$G = \frac{\dot{m}}{A} \qquad (۱۴)$$

که در این رابطه A برابر مساحت مقطع عرضی محفظه تجزیه، می‌باشد. با توجه به رابطه فوق، طبیعی است که منحنی بارگذاری بستر، رفتاری مشابه با دبی جرمی داشته باشد. جدول (۶) تغییرات بارگذاری بستر، در ضریب تخلخل ۰/۴ و قطر دانه‌های ۰/۸۸، ۱، ۱/۱۵میلی‌متر، در فشار ورودی ۱۵ بار را نشان می‌دهد. مشاهده می‌شود با افزایش قطر دانه‌های کاتالیست و به دلیل افت فشار بیشتر و کاهش دبی جرمی، بارگذاری بستر نیز کاهش یافته است.

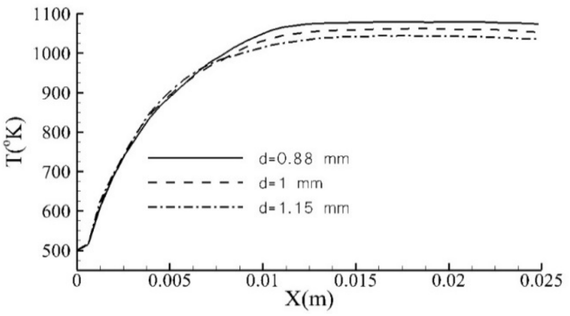
جدول ۶ تغییرات بارگذاری بستر در ضریب تخلخل ۰/۴ و اندازه دانه‌های مختلف و فشار ورودی ۱۵ بار

بارگذاری بستر (kg/m^2s)	قطر ذرات کاتالیست (میلی‌متر)
۲۰/۹۵	۰/۸۸
۱۹/۲۷	۱
۱۵/۵۸	۱/۱۵

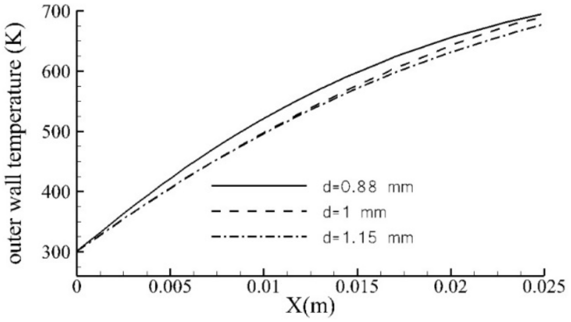
دمای بستر و دیواره بیرونی

در فرایند تجزیه کاتالیستی هیدرازین در یک رانشگر تک‌پیشرانه‌ای، در ابتدای محفظه تجزیه، گرمای حاصل از تجزیه هیدرازین بیشتر از تجزیه آمونیاک است و بنابراین واکنش، گرمازا خواهد بود. لذا تا زمانی که تجزیه گرماگیر آمونیاک واکنش را کنترل کند، دمای بستر افزایش می‌یابد و بعد از آن دما در منطقه تحت سلطه تجزیه آمونیاک کاهش خواهد یافت. شکل (۱۰) مقایسه کمی پروفیل‌های تغییرات دما، در ضریب تخلخل ۰/۴ و قطر دانه‌های ۰/۸۸، ۱، ۱/۱۵میلی‌متر و در فشار ورودی ۱۵ بار را نشان می‌دهد. مشاهده می‌شود که بیشینه دمای بستر با افزایش اندازه دانه‌های کاتالیست، به طور جزئی تا حدود ۵٪ افزایش می‌یابد. دلیل این موضوع نیز آزادسازی سریع‌تر انرژی تک‌پیشرانه می‌باشد که بر ساز و کار انتقال حرارت به بدنه محفظه غلبه کرده و باعث افزایش دمای محصولات برای دانه‌های کاتالیست با قطر بیشتر شده است. این میزان افزایش دما، با بالا بردن فشار ورودی تک‌پیشرانه نیز افزوده شده است. از آن‌جا که تجزیه آمونیاک گرماگیر است، پس از کم شدن تجزیه هیدرازین، دما نیز کاهش یافته است.

از آنجایی که در رانشگرهای تک‌پیشرانه‌ای هیدرازینی به طور معمول هیچ گونه خنک‌کاری انجام نمی‌شود، لذا می‌بایست رانشگر به‌صورتی طراحی شود که میزان گرمای انتقال‌یافته به قسمت‌هایی که هیدرازین در آن به‌صورت راکد می‌باشد، کاهش یابد[16]. بنابراین جهت طراحی سازه رانشگر، تعیین ضخامت و جنس دیواره بسیار مهم می‌باشد. به این منظور نیاز به تعیین دمای بیرونی دیواره در طول رانشگر می‌باشد. شکل (۱۱) تغییرات دمای دیواره بیرونی تا حدود ۵٪، در ضریب تخلخل ۰/۴ و قطر دانه‌های ۰/۸۸، ۱، ۱/۱۵میلی‌متر و در فشار ورودی ۱۵ بار را نشان می‌دهد. مشاهده می‌گردد که بیشینه دمای دیواره بیرونی در حالت استفاده از دانه‌های با قطر بزرگ‌تر می‌باشد. دلیل این موضوع نیز، افزایش سطح تماس دانه‌های با قطر بزرگ‌تر و تجزیه بیشتر هیدرازین و افزایش دمای بستر می‌باشد.



شکل ۱۰ تغییرات دما در ضریب تخلخل ۰/۴ و با اندازه دانه‌های متفاوت و در فشار ورودی ۱۵ بار



شکل ۱۱ تغییرات دمای دیواره بیرونی در ضریب تخلخل ۰/۴ و با اندازه دانه‌های متفاوت و در فشار ورودی ۱۵ بار

نتیجه‌گیری

در این مقاله، تجزیه تک‌پیشرانه هیدرازین روی بستر کاتالیستی متشکل از گرانول‌های آلومینا که با فلز فعال ایریدیوم پوشش داده شده‌اند در یک رانشگر تک‌پیشرانه‌ای، از طریق شبیه‌سازی در مقیاس حفره‌ها، تحلیل گردید. از این طریق، امکان مطالعه پارامترهای مربوط به بستر کاتالیستی که از مهم‌ترین آن‌ها ابعاد دانه‌های کاتالیست می‌باشد بر روی پارامترهای عملکردی بستر

فراهم گردید. شبیه‌سازی‌ها برای دانه‌های کاتالیست با سه اندازه مختلف و در یک ضریب تخلخل مشخص و فشار ورودی محفظه مشخص انجام گرفته است. نتایج نشان داد که با فرض ثابت بودن ضریب تخلخل و فشار ورودی بستر، افزایش اندازه دانه‌های کاتالیست در یک رانشگر، منجر به افزایش تجزیه هیدرازین به میزان ۸٪ خواهد شد. همچنین با افزایش اندازه دانه‌های کاتالیست، به دلیل کاهش نفوذپذیری، میزان تغییرات فشار در انتهای بستر افزایش می‌یابد که باعث می‌شود دبی جرمی تا ۲۵٪ کاهش یابد. دلیل دیگر این است که با افزایش اندازه دانه‌های کاتالیست، به دلیل افزایش مقاومت محیط متخلخل و در نتیجه افت فشار بیشتر، دبی جرمی کاهش می‌یابد. همچنین پایین آمدن دبی جرمی باعث افزایش زمان ماند خواهد شد که در نهایت منجر به افزایش تجزیه هیدرازین و افزایش دما تا ۵٪ خواهد شد. به دلیل همین کاهش دبی جرمی، بارگذاری بستر نیز به تبع آن تا ۵٪ کاهش می‌یابد. در نهایت لازم به ذکر است که با افزایش اندازه دانه‌های کاتالیست در ضریب تخلخل مشخص، به دلیل افزایش سطح و تجزیه بیشتر هیدرازین و افزایش بیشتر دمای محفظه تجزیه، دمای دیواره بیرونی، افزایش می‌یابد.

واژه نامه

زیرسامانه کنترل واکنش	Reaction control system (RCS)
محفظه رانش	Thrust chamber
کاتالیست شل ۴۰۵	Shell405
ارگانز	Erguns
بارگذاری بستر	Bed loading
دمای پیش‌گرمایش	Preheating temperature
نیترات هیدرازین	Hydrazine nitrate
نفوذپذیری	Permeability
گمبیت	GAMBIT
متقارن محوری	Axisymmetric
چنبره	Torus
فلوئنت	FLUENT
واکنش	Reaction
گونه‌ها	Species
سطح دیواره	Wall surface
کی–امگا اس اس تی	k-ω SST
سیمپل–سی	SimpleC
استاندارد	Standard
آپویند مرتبه دوم	Second-order upwind
صحه‌گذاری	Validation
کسر جرمی	mass fraction
زمان ماند	Resident time

تقدیر و تشکر

مراجع

[1] N. S. Davis, and J. H. Keefe ,"Concentrated Hydrogen Peroxide as a Propellant", *Journal of Industrial and Engineering Chemistry*, vol.48, no. 4, pp.745-748, 1956.

[2] B. W. Schmitz, ; W.W. Smith, D.A. Williams, and D. Maybee, Design and Scaling Criteria for Monopropellant Hydrazine Rocket Engines and Gas Generators Employing Shell 405 Catalyst; in: *AIAA Second Propulsion Joint Specialist Conference*, Colorado Springs, Colorado, 1966.

[3] A. S. Kersten, Analytical Study of Catalystic Reactors for Hydrazine Decomposition; Technical Report, NASA UARL G. pp. 7-458. 1969,

[4] A.S. Kersten, Analytical and Experimental Studies of the Transient Behaviour of Catalytic Reactor for Hydrazine Decomposition; *Technical Report, NASA UARL C.*, 459-960, 1967.

[5] V. Shankar, A.K Anantha Ram and K. A. Bhaskaran, "Prediction of the Concentration of Hydrazine Decomposition Products Along a Granular Catalystic Bed"; *Acta Astronautica*. vol.11, no. 6, pp. 287–299. 1984.

[6] A. E. Makled, H. Belal, Modeling of Hydrazine Decomposition for Monopropellant Thrusters; *13th International Conference on Aerospace Sciences & Aviation Technology*. 2009.

[7] CH. Hwang, S.N. Lee, S.W. Baek, C.Y. Han, S.K. Kim and M.J. Yu, “Effects of Catalyst Bed Failure on Thermo Chemical Phenomena for a Hydrazine Monopropellant Thruster Using Ir/Al2O3 Catalysts”, *Industrial & Engineering Chemistry Research,* no. 51, pp. 5382–5393, 2012.

[8] Z.G. Gao, G.x. Li, T. Zhang, X. Liu, Z. Wang and X. Liu, “Numerical Simulation for the Decomposition of DT-3 in a Monopropellant Thruster”, *Aerospace Science and Technology* , vol. 74, no. 1, pp. 132-144, 2018.

[9] M.R. Salimi, H. Karimaei, “Making Catalyst and Preparing Catalyst Bed for Hydrazine Decomposition in Low-Thrust Monopropellant Thrusters”, *Technology in Aerospace Engineering*, vol. 2, no. 1, pp. 17-25, 2019. (In Persian)

[10] Sh. Pakdehi, F. Shirvani, R. Zolfaghari, “A Thermodynamic Study on Catalytic Decomposition of Hydrazine in a Space Thruster”, *Archives of Thermodynamics*, vol.40, no. 4, pp. 10-20. 2019.

[11] M. Namazi, M. Nayebi, A. Isazadeh, , A. Modarresi, I.G. Marzbali, and S.M. Hosseinalipour, “Experimental and numerical study of catalytic combustion and pore-scale numerical study of mass diffusion in high porosity fibrous porous media”, *Energy*. vol. 238, no. 1, 121831-9. 2022.

[12] S.A. Solovev, O.V. Soloveva, I.G. Akhmetova, Y.V. Vankov, and D.L. Paluku , “Numerical Simulation of Heat and Mass Transfer in an Open-Cell Foam Catalyst on Example of the Acetylene Hydrogenation Reaction”, *Chemical Engineering*. vol. 6, no.1, pp. 11-19, 2022.

[13] L. Chen, R. Zhang, Q. Kang, and W.Q. Tao, “Pore-scale study of pore-ionomer interfacial reactive transport processes in proton exchange membrane fuel cell catalyst layer”, *Chemical Engineering Journal*., vol. 391, no. 1, pp.123590-9. 2020.

[14] M. Farzaneh, H. Ström, F. Zanini, S. Carmignato, S. Sasic and D. Maggiolo, “Pore-scale transport and two-phase fluid structures in fibrous porous layers: Application to fuel cells and beyond”, *Transport in Porous Media*., vol.136, no.1, pp. 245-270. 2021.

[15] C.H. Hwang, S.W. Baek, S.J. Cho, “Experimental Investigation of Decomposition and Evaporation Characteristics of HAN-Based Monopropellants”, *Combustion and Flame*, vol. 161, no. 4, pp. 1109–1116. 2014.

[16] Z.G. Gao, G.X. Li, T. Zhang, X.H. Liu, Z.H. Wang, X. Liu, “Numerical simulation for the decomposition of DT-3 in a monopropellant thruster”, *Aerospace Science and Technology*., vol. 74, no.1, pp. 132-144, 2018.

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics, 35, 4, 2023. (47-62)

Ferdowsi University of Mashhad

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics

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

Society of Manufacturing Engineering of Iran

Experimental Study of Measurement of Free Oscillations of a Cylinder with Fin in Wind Tunnel Under Different Reynolds

Research Article

Hayatollah Adavi[1], Hassan Isvand[2], Arash Shams Taleghani[3]

DOI: 10.22067/jacsm.2023.80578.1157

1. Introduction

In the field of aerospace technologies, the study of unsteady flow around bodies and surfaces undergoing rotation or oscillation (such as antennas, rotors, and bodies with tails) is of particular importance. Numerical modeling of turbulent flow is complicated and experimental and laboratory methods are often used. When the flow hits a body, the flow layer separates from the sharp edges of the surfaces and creates vortex regions. These regions create a pressure distribution around the body, which generates forces perpendicular to the surfaces and results in a moment around the center. Based on the resulting moment and the moment of inertia of the body, the possibility of movement around the cylinder axis exists. As a result, the body's movement is also affected by the flow, ultimately leading to oscillatory, rotational, or a combination of both types of movements. The study of the dynamic behavior of composite bodies such as a cylinder with the fin of motion behavior of a composite body (cylinders with fin) is very important for designing and maintaining the stability of rockets and missiles.

2. Laboratory equipment

The desired laboratory models are cylinders with lengths of 16 and 24 centimeters and a diameter of 10 centimeters made of Plexiglass. Figure 1 shows a schematic of the desired model with its geometric parameters and Figure 2 shows a schematic of the aforementioned model with an electronic angle measuring device.

3. Results

Multiple experiments were performed on cylinders with lengths of 16 and 24 centimeters at different length ratios, Reynolds numbers, and initial angles of attack. In all experiments, a model with four different motion behaviors, including unsteady oscillation, steady oscillation, unsteady rotation, and steady rotation was used.

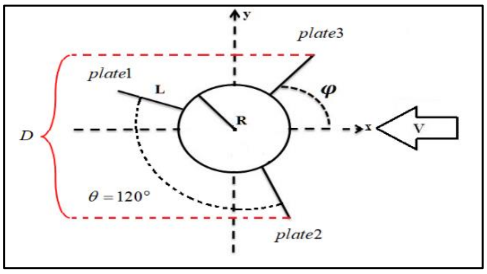


Figure 1. Schematic of the model under study along with its geometric parameters.

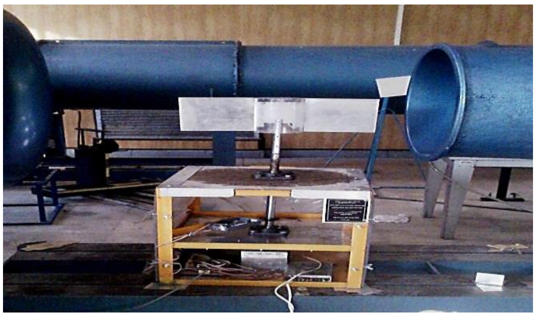


Figure 2. The model and equipment used in the wind tunnel

Figure 3 shows the variations in the angular motion of the cylinder over time for a 16-centimeter-long cylinder at different Reynolds numbers. As can be seen, at low Reynolds numbers, due to the low velocity of the flow, a small force is applied to the cylinder, causing the model to oscillate in one or more modes and become damped. However, as the Reynolds number increases, the incoming flow velocity and the force applied to the cylinder also increase, and the motion behavior of the model changes from unsteady oscillation to steady oscillation. As long as the flow remains steady, the model oscillates uniformly. In

*Manuscript received. March 9, 2023. Revised, July 11, 2023, Accepted, November 5, 2023.

[1]. PhD Candidate, Aerospace Research Institute, Tehran, Iran

[2]. Associate Professor, Shahid Sattari Aeronautical University, Tehran, Iran

[3]. Corresponding author. Assistant Professor, Aerospace Research Institute, Tehran, Iran. **Email**: Arash.taleghani@gmail.com

other words, it can be said that at a certain angle of attack and with a certain cylinder, at a steady oscillation motion, increasing the velocity or changing the angle of attack or cylinder, the motion behavior of the model changes from unsteady to steady oscillation, and it will no longer be damped. Figure 4 shows the results for a 24-centimeter-long cylinder at length ratios of 3 and 4. As can be seen, as the Reynolds number increases, the Strouhal number also increases and reaches a constant value at high Reynolds numbers. The average Strouhal number for a length ratio of 3 is 0.577, and for a length ratio of 4, the average Strouhal number is 0.530.

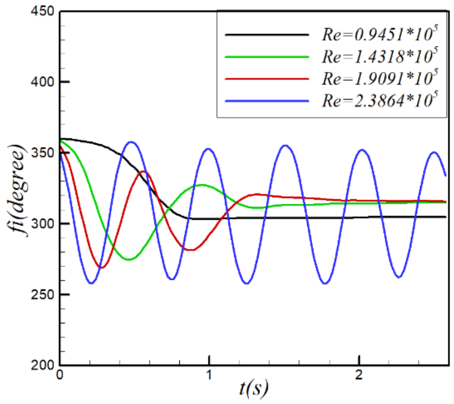


Figure 3. Variation of body angle over time for a 16-centimeter cylinder with an aspect ratio of 1 and a zero-degree angle of attack at different Reynolds numbers

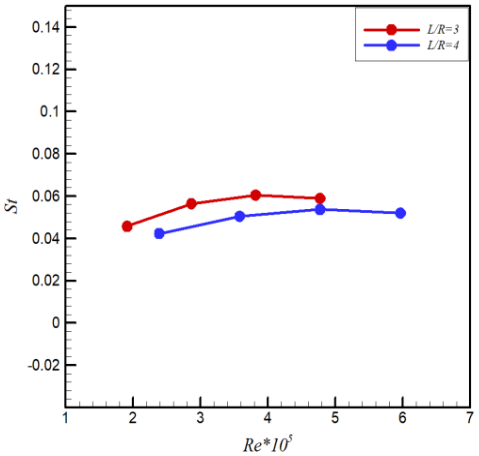


Figure 4. Variation of the Strouhal number with Reynolds number for a 24-centimeter cylinder

4. Conclusion

The laboratory experiment results indicated that at a constant longitudinal ratio and Reynolds number, the occurrence of steady-state rotational motion regime is close to zero at initial angles of attack near zero, and with an increase in the initial angle of attack, the motion of the model will be in the form of steady oscillation. The results demonstrated that rotational, oscillatory, and combined motion behaviors occur, which depend on the geometric specifications of the model such as longitudinal ratio, angle of attack, and free stream velocity. For a constant longitudinal ratio and Reynolds number, the occurrence of steady rotation behavior is close to zero initial angles of attack, and as the initial angle of attack increases, the motion behavior of the model becomes steady oscillation. For a low aspect ratio and low velocity, the motion pattern becomes oscillatory around an angle of 60 degrees and is transformed into a rotational motion pattern with an increase in longitudinal ratio and free stream velocity. The highest amplitude of oscillation or rotation is usually associated with a zero initial angle of attack. Generally, the occurrence of a rotational motion pattern happens with an increase in longitudinal ratio and free stream velocity at low initial angles of attack. The angular velocity of the models and the Strouhal number in the rotational motion pattern were calculated. The results showed that the Strouhal number has a constant value with an increase in the Reynolds number.

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک،۳۵،۴، ۱۴۰۲. (۶۲-۴۷)

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

http://mechanic-ferdowsi.um.ac.ir

مطالعه تجربی اندازه‌گیری نوسانات آزاد یک سیلندر همراه با بالک در تونل باد تحت رینولدزهای مختلف*

مقاله پژوهشی

حیات اله اداوی[۱]　　حسن عیسوند[۲]　　سید آرش سید شمس طالقانی[۳]

DOI: 10.22067/jacsm.2023.80578.1157

چکیده در این تحقیق به بررسی رفتار یک استوانه با سه بالک تحت جریان آزاد هوا پرداخته شده است. هدف از این تحقیق مطالعه جریان ناپایای آیرودینامیکی با توجه به اهمیت کاربردی در مسایل هوانوردی است. به دلیل وجود درجه آزادی حرکتی در هندسه موجود و پیچیدگی توده‌های گردابه‌ای که سبب ناپایایی است، پیش‌بینی صحیح رفتارهای دینامیکی مختلف دارای اهمیت است. رفتار دینامیکی این مدل با تغییرات نسبت طولی، سرعت جریان آزاد و زوایای حمله مطالعه شده است. نتایج نشان می‌دهد که رفتارهای حرکتی دورانی و نوسانی و ترکیبی از آن‌ها رخ می‌دهد که به مشخصات هندسی مدل از جمله نسبت طول صفحات به شعاع استوانه، زاویه حمله و سرعت جریان آزاد بستگی دارد. در نسبت طولی کم و سرعت پایین، الگوی حرکتی حول زاویه ۶۰ درجه میرا می‌شود و رژیم حرکتی از نوع نوسانی است که با افزایش نسبت طولی و سرعت جریان آزاد، به رژیم حرکتی دورانی تغییر پیدا می‌کند. بیشترین نوسان و یا دوران مربوط به زاویه حمله اولیه صفر درجه است. عموما وقوع رژیم حرکتی دورانی با افزایش نسبت طولی و سرعت جریان آزاد در زوایای حمله اولیه پایین اتفاق می‌افتد. سرعت زاویه‌ای مدل‌ها و عدد اشتروهال در رژیم حرکتی دورانی محاسبه شد و نتایج نشان می‌دهد که با افزایش عدد رینولدز جریان، عدد اشتروهال دارای مقدار ثابتی است.

واژه‌های کلیدی جریان ناپایا، حرکت نوسانی و دورانی، عدد رینولدز، عدد اشتروهال.

Experimental Study of Measurement of Free Oscillations of a Cylinder with Fin in Wind Tunnel under Different Reynolds

Hayatollah Adavi　　Hassan Isvand　　Arash Shams Taleghani

Abstract *The purpose of this study is to investigate the behavior of a cylinder with three fins in the presence of free air flow. This study aims to investigate the unsteady aerodynamic flow with respect to its practical significance in aviation. Considering the degree of freedom of movement within the geometry and the complexity of the vortex masses that cause instability, it is essential to accurately predict the different dynamic behaviors. We have investigated the dynamic behavior of the model with different length ratios, free flow speeds, and angles of attack. According to the results of the study, rotational and oscillating behaviors, as well as a combination of both, are observed, and they are dependent upon the geometrical characteristics of the model, such as the ratio of the length of the plates to the radius of the cylinder, as well as the angle of attack When the aspect ratio and free flow speed are low, the motion pattern is damped around 60 degrees and the motion regime is oscillatory in nature, which changes to rotational motion as the aspect ratio and flow speed increase. The maximum oscillation or rotation is related to the initial angle of attack of zero degrees. It has been observed that rotational motion regimes occur with an increase in the longitudinal ratio and free flow speed at low initial angles of attack. The angular velocity of the models and the Strouhal number in the rotational motion regime have been calculated and the results show that with the increase of the Reynolds number, the Strouhal number has a constant value.*

Key Words Unsteady flow, Oscillatory and rotational movements, Reynolds number, Strouhal number.

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۱/۱۲/۱۸ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۲/۸/۱۴ می‌باشد.

(۱) دانشجوی دکتری، پژوهشکده هوایی، پژوهشگاه هوافضا، تهران، ایران

(۲) دانشیار، گروه هوافضا، دانشگاه علوم و فنون هوایی شهید ستاری، تهران، ایران.

(۳) نویسنده مسئول، استادیار، پژوهشکده هوایی، پژوهشگاه هوافضا، تهران، ایران.

Email: Arash.taleghani@gmail.com

مقدمه

در حوزه فناوری‌های هوافضایی مطالعه جریان ناپایا حول اجسام و صفحات در حال چرخش یا نوسان (آنتن‌ها، فرفره‌ها، اجسام دارای دم) از اهمیت خاصی برخوردار است. به‌منظور تأمین الزامات عملکردی این‌گونه وسایل لازم است رفتار آن‌ها تحت درجات آزادی مختلف با مشخصات هندسی گوناگون به دقت پیش‌بینی گردد. فنگز در سال ۱۹۶۸ آزمایش‌هایی را بر روی استوانه تحت نوسانات آزاد در تونل باد (مقطع آزمون D شکل) انجام داده است. در این آزمایش‌ها استوانه به وسیله چندین فنر پیچشی به بدنه محل آزمایش متصل شده است [1]. آماندولس در سال ۲۰۱۰ آزمایش‌های مشابهی را بر روی استوانه با مقطع مربعی در تونل باد انجام داده است [2]. آممورا و همکارانش در آزمایش‌هایی مشاهده کردند که فاکتور میرایی آیرودینامیکی برای یک استوانه تحت نوسانات آزاد به‌صورت یک نیروی میرایی منفی در عدد اشتروهال ۰/۲ دیده می‌شود [3]. سارپکایا در سال‌های ۱۹۷۹ و ۲۰۰۴ دیدگاه متفاوتی را برای نوسانات خود القا شده جسم مطرح کرده است. او بیان کرد زمانی که پدیده همزمانی یا قفل شدن (lock in) رخ می‌دهد فرکانس رهایی گردابه‌ها و فرکانس نوسانات جسم به سمت فرکانس واحدی میل کرده و یا به عبارتی در فرکانس طبیعی جسم بسته یا یکی می‌شوند [4,5]. زمانی که فرکانس رهایی گردابه‌ها با فرکانس طبیعی جسم برابر شود و به عبارتی هر دو فرکانس مقدار یکسانی داشته باشند، این پدیده اتفاق می‌افتد و دامنه نوسانات جسم قرار گرفته در جریان افزایش می‌یابد. ویژگی نوسانات خود القا شده اجسام که توسط آممورا مطرح شده بود مورد توجه اسکالان و روزنبوم قرار گرفته است [6]. ریزش گردابه اطراف استوانه مدوله شده براساس چگالی محیط توسط ژنهوا در سال ۲۰۲۲ بررسی شده است. او نشان داد که فرکانس ریزش گردابه، که به‌صورت عدد اشتروهال بی‌بعد بیان می‌شود، به عدد رینولدز بستگی دارد [7]. ارتعاش ناشی از جریان یک صفحه شکاف انعطاف‌پذیر متصل به یک استوانه مربعی در جریان آرام با استفاده از شبیه‌سازی تعامل دو طرفه ساختار سیال توسط بین خو و همکارانش در سال ۲۰۲۲ مورد بررسی قرار گرفته است [8]. نیروها و ارتعاشات ناشی از جریان ممکن است به‌طور جدی بر عمر و ایمنی خستگی سازه تأثیر بگذارند [9,10]. با این حال، ارتعاشات ممکن است مفید نیز باشند، زیرا می‌توانند به‌عنوان یک منبع انرژی پاک و پایدار عمل کنند [11,12]. جریان عبوری از روی یک استوانه مدور در مکانیک سیالات توسط جعفری و همکارانش [13] و خو و همکارانش در سال ۲۰۲۲ مورد بررسی قرار گرفته است [14]. یانگ خوبا و همکارانش در سال ۲۰۲۲ نشان دادند که برای ارتعاشات ناشی از جریان یک استوانه دوار دو درجه آزادی با افزایش سرعت چرخش و کاهش سرعت، ساختار گردابه از الگوی 2S به الگوهای P+S، T+S، P+T و 2P و در نهایت به الگوی2T تغییر پیدا می‌کند [15]. مد 2S شامل دو گردابه منفرد در هر سیکل حرکتی و مد 2P شامل دو جفت گردابه در هر سیکل حرکتی است. مد P+S شامل یک گردابه مجزا و یک جفت گردابه در یک سیکل حرکتی است. مد T شامل یک گردابه ۳ تایی در هر سیکل حرکتی می‌شود. شبیه‌سازی جریان حفره حول یک استوانه مدور نوسانی با توسعه یک روش عددی کارامد توسط سئونجینگ در سال ۲۰۲۱ مطرح شد [16]. تأثیر انتقال حرارت و چرخش سیلندر بر نیروهای القایی ناشی از ریزش گردابه به‌صورت عددی توسط آسما علی و همکارانش [17] در سال ۲۰۲۲ بررسی شده است. مطالعات آن‌ها نشان داد خیابان گردابه‌ای کارمن با الگوی ریزش گردابه 2S در اکثر موارد مشاهده می‌شود. ویلیامسون و همکارانش دریافتند که تولید، توسعه و اثر متقابل لایه‌های گردابه‌های آزاد از معضلات بسیاری از جریان‌های آیرودینامیکی حول بال‌ها، اجسام غیر آیرودینامیکی و اجزای آن‌هاست. بال‌های با زاویه پسگرایی بالا و لبه‌های تیز، اجسام نازک و پیکره‌هایی با هندسه پیچیده در زوایای حمله نسبتا بالا، دارای میدان جریان گردابه‌ای پیچیده‌ای حول جسم و همچنین دنباله آن می‌باشند [18,19]. مسئله مدل‌سازی جریان‌های گردابه‌ای بسیاری از تحقیقات را به خود اختصاص داده است. در این حالت کاربرد مستقیم روش‌های مدل‌سازی عددی بسیار مشکل است و غالبا از روش‌های تجربی و آزمایشگاهی استفاده می‌شود. وقتی که جریان به جسم برخورد می‌نماید، از لبه تیز صفحات لایه جریان جدا و نواحی گردابه‌ای ایجاد می‌شود. این نواحی، توزیع فشاری را اطراف جسم ایجاد می‌نماید که باعث تولید نیروهایی عمود بر صفحات و به واسطه آن گشتاوری

حول مرکز می‌شود. با توجه به مقدار گشتاور حاصله و ممان اینرسی جسم، امکان حرکت حول محور استوانه وجود دارد. با توجه به آن، حرکت خود جسم نیز جریان را تحت تأثیر قرار داده و اندرکنشی بین جسم و جریان ایجاد خواهد شد که نهایتا منجر به بروز حرکت‌های نوسانی، دورانی و یا ترکیبی از آن‌ها خواهد شد. با توجه به مطالعات مرور شده و وجود تحقیقات تجربی اندک در خصوص مطالعه رفتار دینامیکی اجسام مرکب نظیر سیلندر همراه با بالک که کاربردهای متعددی در صنعت هوایی دارد (به‌طور نمونه می‌توان به راکت‌های کاوش یا موشک‌های نظامی اشاره کرد)، تحقیق حاضر به مطالعه رفتار دینامیکی این هندسه مرکب می‌پردازد. به همین منظور در راستای نیل به اهداف این پژوهش، برای شناخت و پیش‌بینی رفتارهای جسم در موقعیت‌های متفاوت علاوه بر مطالعه و رصد یافته‌های علمی، تجهیزات آزمایشگاهی مناسبی نیز مورد نیاز می‌باشد. در همین خصوص جهت انجام این پژوهش و تحقیق‌های مرتبط، برای اولین بار در کشور دستگاه زاویه‌سنج الکترونیکی توسط نویسندگان ساخته شده است و این پژوهش شناخت دقیقی از رفتار حرکتی جسم مرکب (استوانه با بالک) را ارائه می‌دهد که در خصوص طراحی و تعادل پایداری موشک‌ها و راکت‌های اشاره شده بسیار حائز اهمیت است.

تجهیزات آزمایشگاهی

تجهیزات مورد نیاز ببرای انجام ایین تحقیق عبارتنند از ممدل آزمایشگاهی، تونل بباد ممادون صوت و دستگاه زاوییه‌سنج الکترونیکی. کلیه آزمایش‌ها، در تونل باد انجام شده است. ایین تونل باد، مادون صوت و از نوع مدار بسته با مقطع آزممون بباز می‌باشد که قابلیت وزش باد تا حداکثر سرعت ۵۰ متر ببر ثانییه را دارا است. مقطع آزمون این تونل باد دارای ابعادی ببه طول ۸۰ سانتی‌متر و عرض ۵۰ سانتی‌متر می‌باشد (شکل ۱- الف).

مدل‌های آزمایشگاهی مورد نظر، استوانه‌هایی به طول ۱۶ و ۲۴ سانتی‌متر و قطر ۱۰ سانتی‌متر و از جنس پلکسی گلاس می‌باشند. دلیل استفاده از جنس پلکسی گلاس، وزن سبک و داشتن سطحی صاف و صیقلی بودن آن است. بر روی بدنه استوانه و در راستای طولی شیارهایی با ضخامت ۲ میلی‌متر جهت اتصال ایجاد شده است (شکل ۱- ب). بالک‌ها دارای عرض‌های مختلف ۵، ۱۰، ۱۵ و ۲۰ سانتی‌متر با طول ۱۶ و ۲۴ سانتی‌متر می‌باشند. نمایی از بالک‌ها با طول ۱۶ سانتی‌متر در (شکل ۱- ج)دیده می‌شود. به دلیل حساسیت بالایی که برای این آزمایش نیاز بود، این شیارها توسط لیزر صنعتی ایجاد شده است. در صورت عدم دقت کافی جهت ایجاد شیارها، بالکی که از این شیارها عبور نموده و به محور مرکزی متصل می‌شود دچار لقی شده و باعث می‌شود مدل در همه سرعت‌ها مخصوصا سرعت بالای ۱۵ متر بر ثانیه شروع به لرزش نماید و علاوه بر تولید اغتشاش در حین آزمایش، در نهایت منجر به شکستن مدل شود. برای اتصال بالک به مدل، یک محور مرکزی از جنس آلومینیوم با سه تیغه ۳ سانتی‌متری، که با زاویه ۱۲۰درجه به محور متصل شده، ساخته شده است و صفحات از داخل شیارها به تیغه‌های محور مرکزی با پیچ متصل شده‌اند (شکل ۱- د). شماتیک مدل مورد نظر با پارامترهای هندسی آن در (شکل ۲) نشان داده شده است.

plate1، plate2، plate3 بالک‌های متصل به استوانه می‌باشد که عرض آن با L مشخص شده و R شعاع استوانه در نظر گرفته شده است. D طول مشخصه جسم می‌باشد. برای محاسبه عدد اشتروهال، فرکانس کاهیده و عدد رینولدز، طول مشخصه جسم به‌عنوان طول مرجع در نظر گرفته شده است. منظور از نسبت طولی بیان شده (L/R) همان عرض بالک‌ها به شعاع استوانه است که در هر دو استوانه ۱۶ و ۲۴ سانتی‌متر شعاع برابر با ۵ سانتی‌متر می‌باشد. بالک‌ها دارای عرض‌های مختلفی به ترتیب ۵، ۱۰، ۱۵ و ۲۰ سانتی‌متر می‌باشد که با تقسیم نمودن به شعاع استوانه، نسبت‌های طولی به ترتیب ۱، ۲، ۳ و ۴ به‌دست می‌آید.

$$D = P_1 + P_2\cos\varphi_2 \quad (۱)$$

در جایی که

$$P_1 = L + R$$

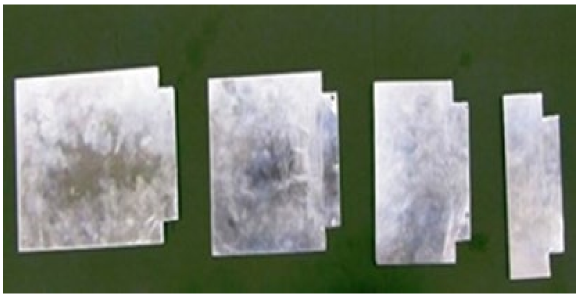
$$P_2 = L + R$$

با جای‌گذاری روابط ففوق، طول مشخصه از رابطه (۲) به‌دست می‌آید.

$$D = (L + R)(1 + \cos\varphi_2) \quad (۲)$$

(الف)

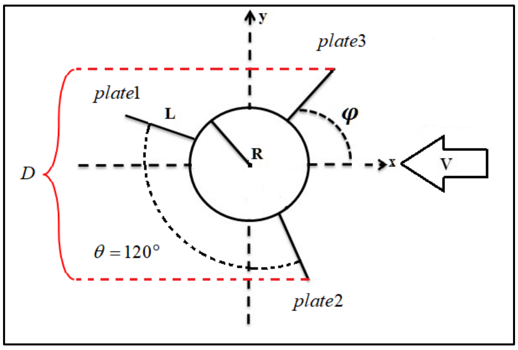
(ب)



(ج)

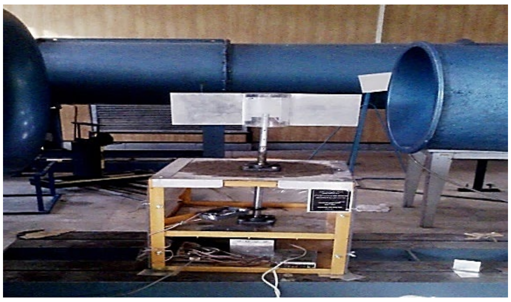
(د)

شکل ۱ (الف) نمایی از تونل باد مادون صوت، (ب) استوانه‌های شیاردار از جنس پلکسی گلاس به کار رفته در آزمایش، (ج) نمایی از صفحات به کار برده شده در آزمایش، (د) مدل استوانه به همراه سه صفحه به طول ۲۴ سانتی‌متر و نسبت L/R برابر با ۴



شکل ۲ شماتیک مدل مورد مطالعه به همراه پارامترهای هندسی آن

دستگاه زاویه‌سنج الکترونیکی، باید قابلیت نگه داشتن مدل (استوانه به همراه صفحات) با درجه آزادی چرخش را در جریان تونل باد داشته باشد و همچنین باید بتواند رفتار مدل را (نوسان یا دوران) طی یک پروسه معین جهت بررسی و ثبت نتایج به رایانه منتقل نماید. از این رو این دستگاه از دو بخش الکترونیکی و مکانیکی تشکیل شده است. بخش مکانیکی وظیفه نگه داشتن مدل با درجه آزادی چرخش و انتقال رفتار آن را داشته و قسمت الکترونیکی وظیفه تبدیل رفتار و جابه‌جایی مدل از حالت مکانیکی به الکترونیکی و انتقال داده‌ها را به رایانه دارد. در نهایت داده‌ها در رایانه مورد آنالیز قرار گرفت. نمایی از شماتیک مدل مذکور با دستگاه زاویه‌سنج الکترونیکی در (شکل۳) دیده می‌شود.



شکل ۳ مدل و تجهیزات به کار رفته در تونل باد

پس از آن‌که صفحات بر روی استوانه نصب شد، مدل مذکور به همراه دستگاه زاویه‌سنج الکترونیکی در مقطع آزمون تونل قرار داده شد. دستگاه زاویه‌سنج الکترونیکی شامل ترمزگیر مخصوصی بوده که می‌توان توسط آن مدل را در زوایای حمله اولیه مد نظر قرار داده و در جریان ثابت نگه داشت. برای انتقال داده‌ها به رایانه از پورت سریال استفاده و همچنین به‌منظور ثبت

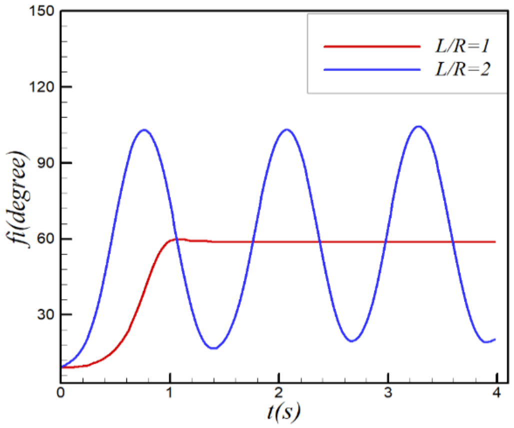
داده‌ها و آنالیز آن‌ها در رایانه از برنامه لب‌ویو (LabView) استفاده می‌شود. این برنامه نوعی زبان برنامه‌نویسی گرافیکی است که با نوشتن برنامه‌ای در آن می‌توان داده‌ها را از پورت سریال خوانده و در رایانه ثبت نمود.

بدین منظور با اجرای برنامه مذکور در نرم‌افزار لب ویو، ابتدا سیگنالی جهت آزاد شدن ترمزگیر به میکروکنترلر فرستاده می‌شود و سپس مدل در جریان شروع به حرکت کرده و تغییرات حرکتی آن با توجه به گام زمانی که در برنامه قرار داده شده، ثبت می‌شود. این گام زمانی برابر با ۰/۰۲ ثانیه است. بدین ترتیب در رینولدزهای مختلف، زوایای حمله اولیه (۰، ۸، ۱۶، ۲۴ و۳۲ درجه) و نسبت‌های طولی مختلف (عرض صفحه به شعاع استوانه (L/R) برابر با ۱، ۲، ۳ و ۴ تغییرات زوایا ثبت می‌شود.

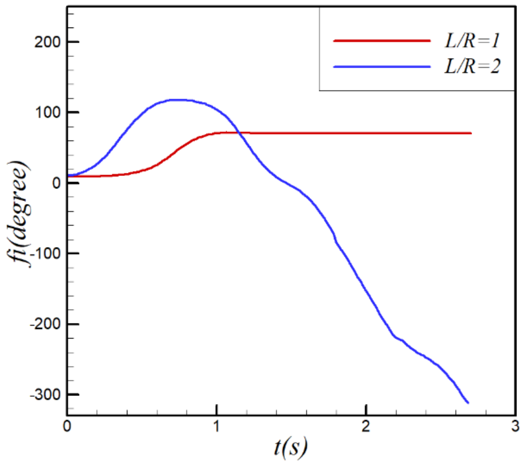
نتایج

در این تحقیق آزمایش‌های متعددی بر روی استوانه‌ها با طول ۱۶ و ۲۴ سانتی‌متر در نسبت‌های طولی، اعداد رینولدز متفاوت و زوایای حمله اولیه مختلف انجام شده است. در تمامی آزمایش‌ها مدل دارای ۴ رفتار حرکتی شامل نوسانی ناپایا، نوسانی پایا، دورانی ناپایا و دورانی پایا می‌باشد. شکل (۴) تغییرات نسبت طولی استوانه با سه بالک به طول ۱۶سانتی‌متر در زاویه حمله یکسان ۸ درجه، سرعت ۱۰ متر برثانیه را نشان می‌دهد. در این شکل محور افقی محدوده سرعت جریان را نشان می‌دهد و محور عمودی بیانگر زاویه قرار گرفتن مدل بر اساس شکل (۲) می‌باشد. دستگاه زاویه‌سنج الکترونیکی استفاده شده در این تحقیق دارای یک چرخ دنده بوده که این چرخ دنده قابلیت تغییر زاویه بالک را دارد. این چرخ دنده دارای ۴۵ دندانه بوده که امکان جابه‌جایی صفحه به میزان ۸ درجه در هر دندانه را فراهم می‌آورد. وقتی که مدل دوران می‌کند و یک دور کامل می‌زند، مجموع دندانه‌ها ۳۶۰ درجه را نشان می‌دهد. وقتی که مدل در مسیر جریان قرار می‌گیرد، با توجه به میزان سرعت جریان و ابعاد بالک‌هایی که به مدل متصل می‌باشد، مدل رفتار حرکتی متفاوتی از خود نشان می‌دهد. چنانچه که از شکل پیداست، در زاویه حمله ۸ درجه در نسبت طولی ۱، جسم یک نوسان حول ۶۰ درجه انجام می‌دهد و سپس میرا می‌شود؛ اما به تدریج وقتی که طول صفحه افزایش پیدا کرده در نسبت طولی ۲، ما شاهد دو نوسان حول زاویه ۶۰ درجه هستیم. شکل (۵) تغییرات نسبت طولی استوانه به طول ۲۴ سانتی‌متر در زاویه حمله یکسان ۸ درجه، سرعت ۱۰ متر برثانیه را نشان می‌دهد. وقتی که طول جسم تغییر پیدا می‌کند و از ۱۶ سانتی‌متر به ۲۴ سانتی‌متر افزایش می‌یابد در زاویه حمله یکسان (۸ درجه و سرعت ۱۰ متر بر ثانیه) از جسم همان تغییرات مشاهده می‌شود؛ با این تفاوت که در استوانه به طول ۲۴ سانتی‌متر، در نسبت طولی ۲، دامنه نوسان بیشتر بوده و جسم بعد از نوسان وارد فاز دوران می‌شود؛ اما در استوانه به طول ۱۶ سانتی‌متر بعد از یک نوسان، جسم میرا می‌شود. در شکل (۶) با افزایش زاویه حمله نسبت به شکل (۴) در سرعت‌های یکسان ۱۰ متر برثانیه و در نسبت طولی ۱ تغییراتی حرکتی نداشته اما در نسبت طولی ۲ با افزایش سطح مقطع جریان، جسم تنها ۲ نوسان انجام می‌دهد. شکل (۷)، تغییرات نسبت طولی دو استوانه در L/R=1 زاویه حمله یکسان ۸ درجه، سرعت یکسان ۱۵ متر برثانیه را نشان می‌دهد. با افزایش طول جسم، در نتیجه بالک‌های متصل به آن نیز افزایش یافته، و فاز حرکتی آن نسبت به استوانه ۱۶ سانتی‌متر دارای نوسان بیشتری است که با افزایش نسبت طولی، جسم وارد دوران می‌شود که به خوبی در شکل (۸) نشان داده شده است. با افزایش نسبت طولی، استوانه بزرگ‌تر در شروع حرکت دوران نموده، اما به دلیل پایین بودن سرعت جریان، فاز دورانی جسم نمی‌تواند پایا باشد و شروع به نوسان می‌کند؛ اما فاز حرکتی استوانه کوچک‌تر از ابتدا نوسانی بوده و به‌صورت پایا به حرکت نوسانی خود ادامه می‌دهد. شکل (۹) تغییرات زاویه‌ای جسم نسبت به زمان را برای استوانه به طول ۱۶ سانتی‌متر، در اعداد رینولدز مختلف نشان می‌دهد. همان‌طوری که از این شکل پیداست، در اعداد رینولدز پایین، به دلیل آن‌که سرعت کم است جریان نیروی کمی به بالک‌ها وارد می‌کند و رفتار حرکتی مدل یک یا چند نوسان نموده و میرا می‌شود؛ اما با افزایش عدد رینولدز، سرعت جریان ورودی و همچنین نیروی وارد شده بر بالک‌ها نیز افزایش یافته و رفتار حرکتی مدل از نوسانی ناپایا به نوسانی پایا تغییر پیدا می‌کند. تا وقتی که جریان ادامه‌دار باشد مدل به‌صورت یکنواخت نوسان می‌کند. به عبارتی می‌توان گفت در یک زاویه حمله با یک بالک و در یک سرعتی که حرکت مدل نوسانی بوده، با افزایش سرعت یا با تغییر زاویه حمله و یا تغییر بالک، این مدل حرکت نوسانی به نوسانی پایا تغییر می‌یابد و دیگر میرایی نخواهد داشت. در شکل (۱۰)

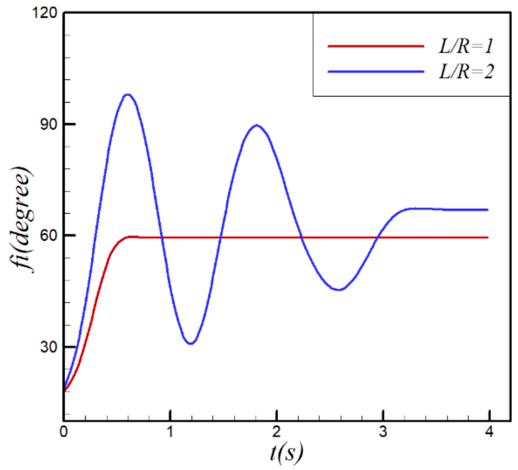
تغییرات نسبت طولی دو استوانه با سه صفحه در L/R=4، زاویه حمله یکسان ۸ درجه و سرعت یکسان ۱۵ متر بر ثانیه نشان داده شده است. با افزایش سطح مقطع صفحات در نسبت طولی ۴، نیرویی که از طرف جریان بر صفحات وارد می‌شود افزایش یافته و موجب شده که هر دو استوانه در زاویه حمله ۸ درجه با سرعت ۱۵ متر برثانیه از ابتدا وارد فاز حرکتی دورانی پایا شوند. شکل (۱۱) نیز تغییرات زاویه جسم نسبت به زمان را برای استوانه‌ای به طول ۲۴ سانتی‌متر با نسبت طولی ۲ در اعداد رینولدز مختلف نشان می‌دهد. در این شکل، دو رژیم حرکتی نوسانی ناپایا در اعداد رینولدز پایین و دورانی پایا در اعداد رینولدز بالا مشاهده می‌شود. با افزایش نسبت طولی (شکل ۱۲)، عدد رینولدز افزایش یافته و رژیم حرکتی جسم نیز تغییر خواهد کرد. در شکل (۱۲) با افزایش طول استوانه و افزایش نسبت طولی، صفحات دارای بیشترین سطح مقطع است و در تمامی اعداد رینولدز داده شده، رژیم حرکتی جسم دورانی پایا می‌باشد. تغییرات سرعت زاویه‌ای نسبت به زمان برای مدل استوانه‌ای به طول ۱۶ سانتی‌متر به همراه سه صفحه در نسبت طولی ۲، در زوایای حمله اولیه مختلف مدل در شکل (۱۳) نشان داده شده است. در زوایای حمله اولیه ۰ و ۸ درجه، حرکت جسم به‌صورت نوسانی پایا است؛ لذا در این دو زاویه حمله، نوسانات حول سرعت زاویه‌ای متوسط صورت می‌گیرد. در زوایای حمله بالاتر با کاهش نیروی وارد بر صفحات، رژیم حرکتی جسم به‌صورت نوسانی ناپایا بوده و با میرایی حول زاویه ۶۰ درجه همراه است.



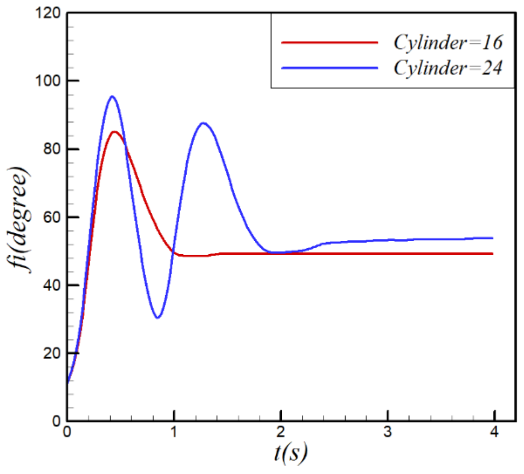
شکل ۴ تغییرات نسبت طولی استوانه با سه صفحه به طول ۱۶ سانتی‌متر در زاویه حمله ۸ درجه، سرعت ۱۰ متر بر ثانیه



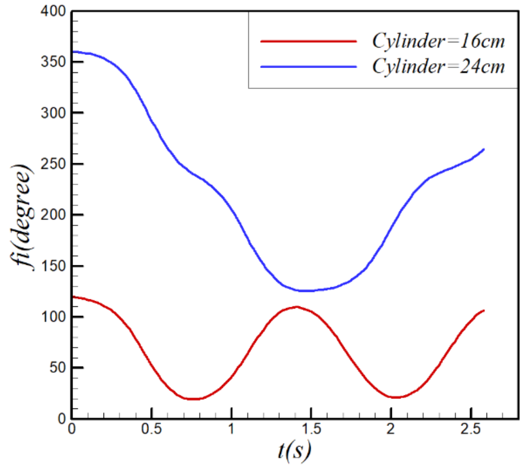
شکل ۵ تغییرات نسبت طولی استوانه به طول ۲۴ سانتی‌متر در زاویه حمله یکسان ۸ درجه، سرعت ۱۰ متر برثانیه



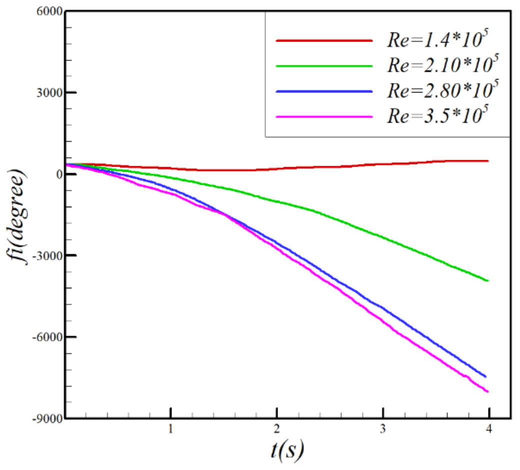
شکل ۶ تغییرات نسبت طولی استوانه به طول ۱۶ سانتی‌متر در زاویه حمله یکسان ۱۶ درجه، سرعت ۱۰ متر برثانیه



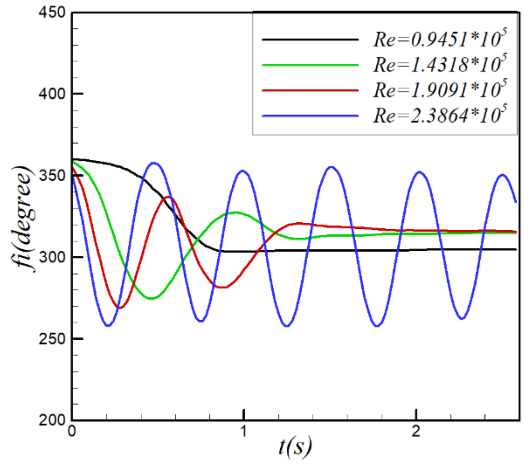
شکل ۷ تغییرات نسبت طولی دو استوانه در نسبت طولی ۱ زاویه حمله ۸ درجه، سرعت یکسان ۱۵ متر بر ثانیه



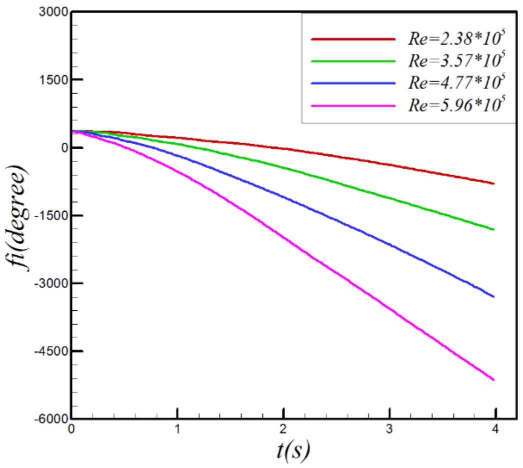
شکل ۸ تغییرات نسبت طولی دو استوانه با سه صفحه در نسبت طولی ۲، زاویه حمله صفر، سرعت ۱۰ متر بر ثانیه



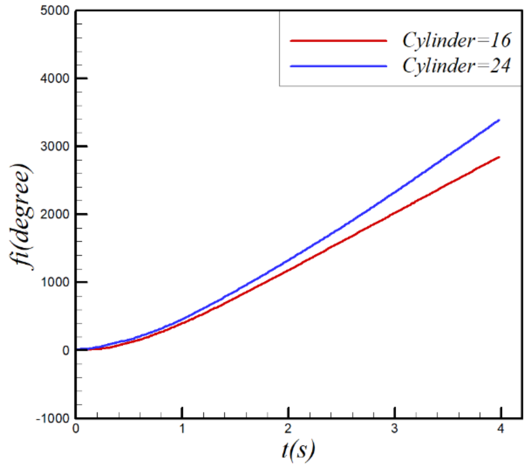
شکل ۱۱ تغییرات زاویه جسم به زمان برای استوانه به طول ۲۴ سانتی‌متر و نسبت طولی ۲ و زاویه حمله صفر درجه در اعداد رینولدز مختلف



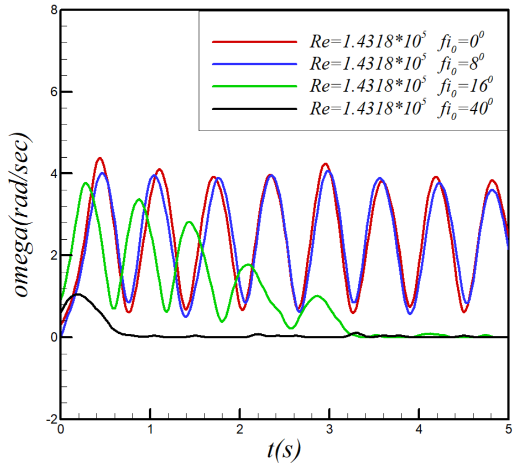
شکل ۹ تغییرات زاویه جسم به زمان برای استوانه به طول ۱۶ سانتی‌متر و نسبت طولی ۱ و زاویه حمله صفر درجه در اعداد رینولدز مختلف



شکل ۱۲ تغییرات زاویه جسم به زمان برای استوانه ۲۴ سانتی‌متر و نسبت طولی ۴ و زاویه حمله صفر درجه در اعداد رینولدز مختلف

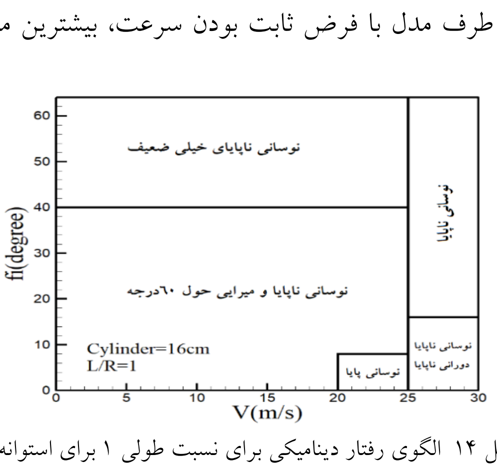


شکل ۱۰ تغییرات نسبت طولی دو استوانه با سه صفحه در نسبت طولی ۴، زاویه حمله ۸ درجه، سرعت ۱۵ متر بر ثانیه

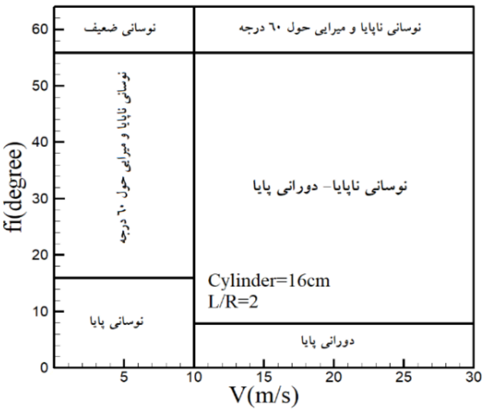


شکل ۱۳ تغییرات سرعت زاویه‌ای جسم نسبت به زمان استوانه ۱۶ سانتی‌متر و نسبت طولی ۲ در زوایای حمله مختلف

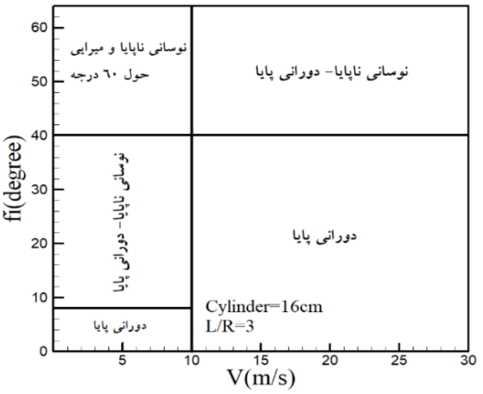
در شکل (۱۴) الگوی رفتار دینامیکی استوانه به طول ۱۶ سانتی‌متر با نسبت طولی ۱ نشان داده شده است. در این نسبت طولی در سرعت‌های ۰ تا ۲۰ متر برثانیه و زوایای حمله ۰ تا ۴۰ درجه رفتار حرکتی مدل از نوع نوسانی بوده و حول ۶۰ درجه میرا می‌شود. در زوایای حمله ۴۰ تا ۶۰ درجه مدل دارای نوسانات ضعیف است. در سرعت‌های ۲۵ و ۳۰ متر بر ثانیه و زوایای حمله ۰ تا ۱۶ درجه حرکت مدل، نوسانی همراه با دوران می‌باشد. الگوی رفتار دینامیکی در شکل‌های (۱۵) و (۱۶) نشان می‌دهد که با افزایش طول بالک‌ها نسبت طولی نیز افزایش می‌یابد و طول مشخصه مدل که در معرض جریان قرار می‌گیرد نیز زیاد می‌شود و باعث می‌شود جریان نیروی بیشتری بر جسم وارد نماید؛ به‌طوری که رفتار حرکتی مدل در زوایای حمله اولیه و در سرعت‌های ۱۰ تا ۳۰ متر بر ثانیه دورانی است. در شکل (۱۷) از یک بالک به عرض ۲۰ سانتی‌متر (نسبت طولی ۴) استفاده شده است. در این نسبت طولی در تمامی رژیم‌های جریان و زوایای حمله ۰ تا ۵۶ درجه رفتار حرکتی مدل از نوع دورانی بوده و تا زمانی که جریان پایا باشد رفتار مدل نیز دورانی پایا خواهد بود؛ اما در محدوده زاویه تعادلی ۶۰ درجه جسم پس از دریافت سیگنال رهایش چند نوسان انجام نموده و سپس وارد فاز دورانی خواهد شد. قابل ذکر است که در استوانه به طول ۱۶ سانتی‌متر با نسبت‌های طولی ۱ تا ۴، اگر سرعت ثابت فرض شود بیشترین فاز حرکتی مدل مربوط به زوایای حمله اولیه خصوصا صفر درجه است. وقتی مدل در زاویه حمله صفر درجه (بالک ۱ در زاویه صفر درجه با جریان باشد) قرار دارد به دلیل این‌که جسم متقارن است، جریان به‌طور یک‌نواخت به هر دو سطح مقطع دیگری برخورد نموده و به عبارتی می‌توان گفت بیشترین سطح مقطع جسم یا همان طول مشخص مدل در معرض جریان قرار می‌گیرد و نیروی وارد از طرف مدل با فرض ثابت بودن سرعت، بیشترین مقدار است.



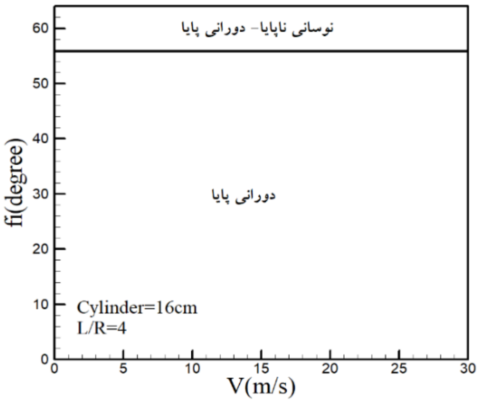
شکل ۱۴ الگوی رفتار دینامیکی برای نسبت طولی ۱ برای استوانه ۱۶ سانتی‌متر



شکل ۱۵ الگوی رفتار دینامیکی برای نسبت طولی ۲ برای استوانه ۱۶سانتی‌متر



شکل ۱۶ الگوی رفتار دینامیکی برای نسبت طولی ۳ برای استوانه ۱۶سانتی‌متر

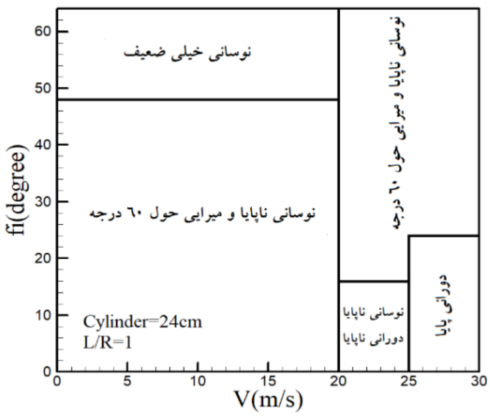


شکل ۱۷ الگوی رفتار دینامیکی برای نسبت طولی ۴ برای استوانه ۱۶سانتی‌متر

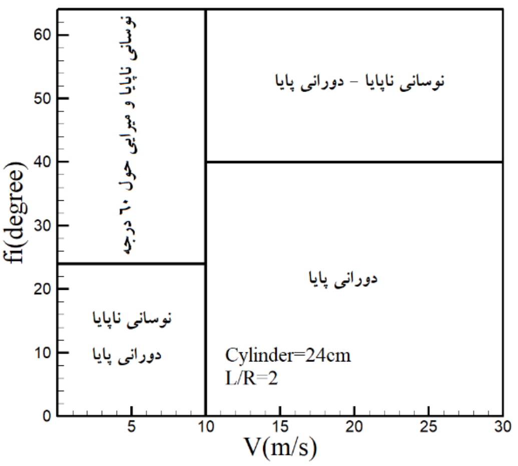
شکل (۱۸) الگوی رفتار دینامیکی استوانه به طول ۲۴ سانتی‌متر با نسبت طولی ۱ را نشان می‌دهد. تفاوتی که این شکل نسبت به شکل (۱۴) دارد طول بالک‌های استفاده شده در مدل است. با این‌که نسبت طولی در هر دو شکل (۱) می‌باشد

اما طول استوانه و همچنین طول بالک‌ها در شکل (۱۸) افزایش یافته است. با افزایش سطح مقطع بالک نیروی وارد شده از سوی جریان به مدل نیز افزایش یافته و رفتار حرکتی مدل نیز تغییر می‌کند. در شکل (۱۴) مدل در هیچ یک از سرعت‌های جریان وارد فاز دورانی نمی‌شود اما در شکل (۱۸) در سرعت‌های ۲۵ تا ۳۰ متر بر ثانیه و زاویه حمله ۰ تا ۲۴ درجه فاز حرکتی مدل از نوع دورانی است. در شکل (۱۹) در سرعت‌های ۱۰ تا ۳۰ متر بر ثانیه و همچنین در زوایای حمله ۰ تا ۴۰ درجه مدل دارای رفتار حرکتی دورانی پایا است اما در همین نسبت طولی در استوانه به طول ۱۶ سانتی‌متر شکل (۱۵) تنها در زوایای حمله ۰ و ۸ درجه، رفتار حرکتی مدل دورانی است که علت آن افزایش طول استوانه و افزایش سطح مقطع بالک می‌باشد. در شکل (۲۰) تغییرات رفتار حرکتی مدل نسبت به شکل (۱۶) در استوانه به طول ۱۶ سانتی‌متر به خوبی قابل مشاهده است. شکل (۲۱) الگوی رفتار دینامیکی در نسبت طولی ۴ برای استوانه ۲۴سانتی‌متر را نشان می‌دهد که در سرعت‌های تا ۳۰ متر بر ثانیه و زوایای حمله ۰ تا ۵۶ درجه جسم تنها یک فاز حرکتی داشته که آن نیز دورانی پایا است.

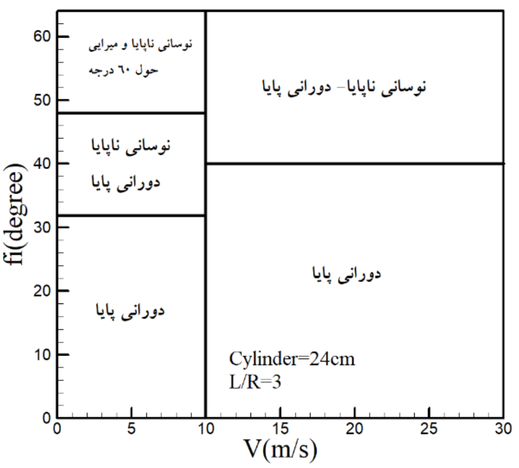
شکل (۲۲)، تغییرات سرعت زاویه‌ای جسم نسبت ببه زمان را برای استوانه به طول ۱۶ سانتی‌متر و نسبت طولی ۴ و در زاویه حمله اولیه صفر درجه برای اعداد رینولدز مختلف نشان می‌دهد. در این حالت، تغییرات سرعت زاویه‌ای ببرای رژیم حرکتی دورانی پایا به‌صورت نوسانی حول سرعت زاویه‌ای متوسط ارائه شده است. پس از رها شدن مدل، سرعت زاویه‌ای متوسط با زمان افزایش می‌یابد. نتایج نشان می‌دهد که با افزایش عدد رینولدز، مقدار متوسط سرعت زاویه‌ای افزایش یافته و دامنه نوسانات کاهش پیدا می‌کند.



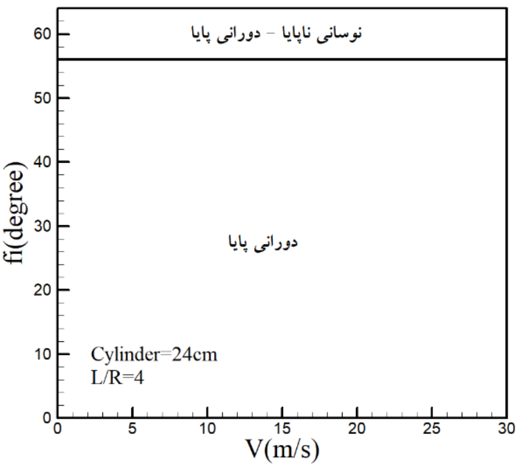
شکل ۱۸ الگوی رفتار دینامیکی برای نسبت طولی ۱ برای استوانه ۲۴سانتی‌متر



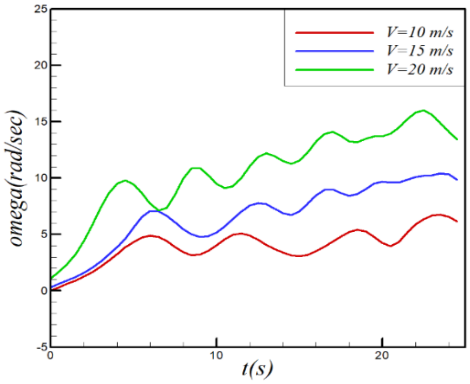
شکل ۱۹ الگوی رفتار دینامیکی برای نسبت طولی ۲ برای استوانه ۲۴سانتی‌متر



شکل ۲۰ الگوی رفتار دینامیکی برای نسبت طولی ۳ برای استوانه۲۴سانتی‌متر



شکل ۲۱ الگوی رفتار دینامیکی برای نسبت طولی ۴ برای استوانه ۲۴سانتی‌متر



شکل ۲۲ تغییرات سرعت زاویه‌ای جسم نسبت به زمان برای استوانه ۱۶ سانتی‌متری و نسبت طولی ۴ و در زاویه حمله صفر درجه در اعداد رینولدز مختلف

فرکانس کاهیده κ از پارامترهای مهم ناپایایی جریان می‌باشد که به‌صورت رابطه $\kappa = \frac{\omega D}{2V}$ تعریف شده است. در این رابطه، ω بیانگر سرعت زاویه‌ای، D طول مشخص مدل و V سرعت جریان آزاد جسم است. در جدول‌های (۱) تا (۴) اعداد رینولدز و اشتروهال و سرعت زاویه‌ای متوسط و فرکانس کاهیده در شرایط مختلف ارائه شده است. در جدول‌های (۲) و (۴)، این مقادیر برای استوانه به طول ۲۴ سانتی‌متر با نسبت‌های طولی ۲ و ۴ در سه زاویه حمله ۰، ۸ و ۴۰ محاسبه شده است و همچنین در جدول‌های (۱) و (۳)، این مقادیر برای استوانه به طول ۱۶ سانتی‌متر در نسبت طولی ۲ و ۴ نشان داده شده است.

جدول ۱ عدد رینولدز، عدد اشتروهال، سرعت زاویه‌ای متوسط وفرکانس کاهیده برای استوانه به طول ۱۶ سانتی‌متر با و نسبت طولی ۲

V (m/s)	ω (rad/s)	κ	Re ($*10^5$)	St
۱۰	۲ / ۴۶۷۳	۰/۰۲۷۷۵	۱/ ۴۳۱۸	۰/۰۰۸۸۳۸
۱۵	۶ / ۷۷۶۴	۰/۰۵۰۸۲	۲/۱۴۷۷	۰/۰۱۶۱۸
۲۰	۱۶ / ۳۴۱۳	۰/۰۹۱۹	۲/۸۶۳۶	۰/۰۲۹۲۷
۲۵	۲۳ / ۱۲۶۵	۰/۱۰۴۰	۳/۵۷۹۶	۰/۰۳۳۱۴
۳۰	۳۳ / ۰۰۹۲	۰/۱۲۳۷	۴/۲۹۵۵	۰/۰۳۹۴۲

جدول ۲ عدد رینولدز، عدد اشتروهال ، سرعت زاویه‌ای متوسط و فرکانس کاهیده برای استوانه به طول ۲۴ سانتی‌متر با و نسبت طولی ۲

V (m/s)	ω (rad/s)	κ	Re ($*10^5$)	St
۱۰	۲/۶۰۸۲	۰/۰۲۹۳۴	۱ / ۴۳۱۸	۰ / ۰۰۹۳۴
۱۵	۱۸/۷۹۸۹	۰/۱۴۰۹۹	۲ / ۱۴۷۷	۰ / ۰۴۴۹۰
۲۰	۳۴/۴۶۶۸	۰/۱۹۳۸۷	۲ / ۸۶۳۶	۰ / ۰۶۱۷۴
۲۵	۳۶/۵۹۸۵	۰/۱۶۴۶۰	۳ / ۵۷۹۶	۰ / ۰۵۲۴۴

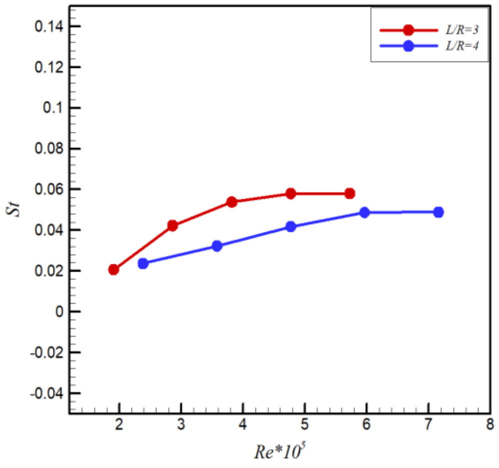
جدول ۳ عدد رینولدز، عدد اشتروهال، سرعت زاویه‌ای متوسط و فرکانس کاهیده، استوانه به طول ۱۶ سانتی‌متر با سه صفحه و نسبت طولی ۴

V (m/s)	ω (rad/s)	κ	Re ($*10^5$)	St
۱۰	۴ / ۳۴۷۱	۰/۰۶۵۲۰	۲ / ۳۸۶۴	۰/۰۲۳۷۲
۱۵	۱۴ / ۸۲۸۳	۰/۱۴۸۲۰	۳ / ۵۷۹۶	۰/۰۳۲۰۱
۲۰	۲۲ / ۶۰۸۱	۰/۱۶۹۵۱	۴ / ۷۷۲۸	۰/۰۴۱۴۰
۲۵	۳۱ / ۳۶۹۷	۰/۱۸۸۲۰	۵ / ۹۶۶۰	۰/۰۵۲۳۶
۳۰	۳۹ / ۶۱۷۰	۰/۱۹۸۹۰	۷ / ۱۵۹۲	۰/۰۴۸۹۰

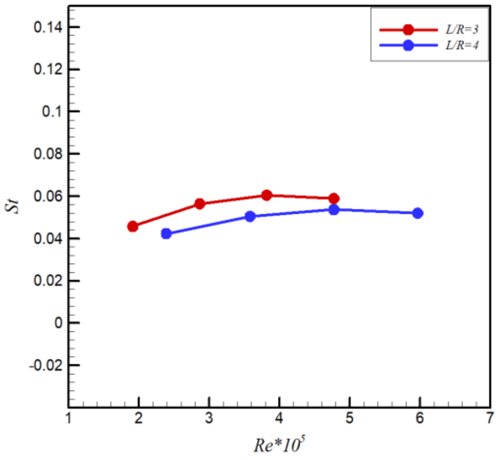
جدول ۴ عدد رینولدز، عدد اشتروهال ، سرعت زاویه‌ای متوسط و فرکانس کاهیده، استوانه به طول۲۴ سانتی‌متر با سه صفحه و نسبت طولی ۴

V (m/s)	ω (rad/s)	κ	Re ($*10^5$)	St
۱۰	۹ / ۵۸۳۰	۰/۱۴۳۷	۲ / ۳۸۶۴	۰/۰۴۲۳۶
۱۵	۱۹ / ۸۴۴۶	۰/۱۹۸۴	۳ / ۵۷۹۶	۰/۰۵۶۵۹
۲۰	۲۶ / ۴۸۷۸	۰/۱۹۸۶	۴ / ۷۷۲۸	۰/۰۶۱۱۲
۲۵	۳۵ / ۶۴۵۶	۰/۲۲۵۸	۵ / ۹۶۶۰	۰/۰۵۲۰۱

شکل (۲۳)، تغییرات عدد اشتروهال نسبت به عدد رینولدز را برای استوانه‌ای به طول ۱۶ سانتی‌متر در دو نسبت طولی ۳ و ۴ نشان می‌دهد. مشابه با نتایج بلوینز که نشان داد برای استوانه چرخان تغییرات عدد اشتروهال نسبت به عدد رینولدز، دارای مقدار ثابت ۰/۲ است، برای استوانه به همراه صفحات نیز این تغییرات نسبت به عدد رینولدز مقدار ثابتی را نشان می‌دهد. برای نسبت طولی ۳ مقدار متوسط عدد اشتروهال برابر با ۰/۰۴۸۱ و برای نسبت طولی ۴، این مقدار معادل با ۰/۰۳۹۶ است. با افزایش نسبت طولی از ۳ به ۴ مقدار متوسط عدد اشتروهال کاهش می‌یابد. با افزایش نسبت طولی، نوسانات جریان نیز کاهش می‌یابد. این نکته در شکل (۲۴) برای استوانه‌ای به طول ۲۴ سانتی‌متر در نسبت‌های طولی ۳ و ۴ نشان داده شده است. همان‌طوری که از این شکل نیز پیداست، با افزایش عدد رینولدز، عدد اشتروهال نیز افزایش یافته و در اعداد رینولدز بالا به مقدار ثابتی می‌رسد. متوسط عدد اشتروهال برای نسبت طولی ۳ معادل با ۰/۰۵۷۷ و برای نسبت طولی ۴ مقدار متوسط عدد اشتروهال برابر با ۰/۰۵۳۰ است.



شکل ۲۳ تغییرات عدد اشتروهال نسبت به عدد رینولدز برای استوانه به طول ۱۶ سانتی‌متر



شکل ۲۴ تغییرات عدد اشتروهال نسبت به عدد رینولدز برای استوانه به طول ۲۴ سانتی‌متر

عدم قطعیت جواب‌ها

در یک آزمایش منابع خطاهای مختلفی وجود دارد که تقریب، تخمین و میزان این خطا جهت اطمینان به نتایج حاصل از آزمایش، بخشی از آزمایش به حساب می‌آید. هدف نهایی از آنالیز عدم قطعیت، پیدا کردن تقریبی حداکثر پارامترهای خطای تصادفی (Precision Error) و خطای بایاس (Systematic or Fixed Bias Error) (خطای وسایل اندازه‌گیری) سیستماتیک است. با ترکیب دو پارامتر ذکر شده می‌توان خطای نهایی آزمایش و میزان عدم قطعیت نتایج آزمایش را تعیین نمود. در خصوص خطای بایاس، دستگاه ساخته شده از قسمت‌های متنوعی برخوردار است که هر یک از این بخش‌ها خطایی را وارد سیستم و نتایج حاصل از آزمایش می‌نماید. اولین قسمت مورد بررسی، صفحات تخت بوده که از جنس آلومینیوم می‌باشند. این صفحات با دستگاه برش صنعتی (کاتر) بریده شده‌اند. دقت این دستگاه بر حسب میلی‌متر می‌باشد.

در نتیجه درصد خطای برش به‌صورت روابط (۳) و (۴) محاسبه می‌شود:

$$\%E_L = \frac{\Delta L}{L} \times 100 \qquad (۳)$$

$$\%E_W = \frac{\Delta W}{W} \times 100 \qquad (۴)$$

که در آن L طول و W عرض صفحه می‌باشد. چرخ‌دنده ۴۵ دندانه مورد استفاده در آزمایش که فاصله مابین دندانه‌های آن ۸ درجه می‌باشد نیز دارای یک دقت معینی بر حسب تکنولوژی طراحی و ساخت آن می‌باشد. قطعه دیگر موتور شفت انکودر بوده که تأثیر زیادی بر روی نتایج دارد. این قطعه دارای وضوح (Resolution) ۱۰۲۴ می‌باشد. بدین معنی که یک دوران کامل (۳۶۰ درجه) را به ۱۰۲۴ قسمت تقسیم کرده و جابه‌جایی شفت به ازای ۰/۳۵ درجه می‌باشد. لذا دقت موتور انکودر و در نتیجه عدم قطعیت زاویه اندازه‌گیری شده برابر است با:

$$\phi = (1.00 \pm 0.35)\text{deg}$$

زمان و میزان داده‌برداری دستگاه نیز از جمله مسائل مهم در بررسی دقت و خطای آزمایش می‌باشد. در هر ثانیه تعداد ۲۵۰ عدد نمونه‌برداری صورت می‌گیرد، لذا به ازای هر ۰/۰۰۴ ثانیه یک نمونه توسط دستگاه گرفته می‌شود. دقت زمان نمونه‌برداری و عدم قطعیت زمان به‌صورت رابطه زیر است:

$$t = (0.004 \pm 0.001)\text{sec}$$

بیشترین خطای ممکن در زاویه حمله ۸ درجه است. هر چه زاویه حمله بالک افزایش یابد، دقت آن افزایش یافته و خطای وارده کاهش می‌یابد. دقت و درصد خطای این زاویه به‌صورت ذیل می‌باشد:

$$\phi = (8.00 \pm 0.35)\text{deg}$$

$$\%E_\phi = \frac{0.35}{8.00} \times 100 = \%4.3$$

خطاهای فوق در بدترین حالت در نظر گرفته شده است،

لذا در شرایط دیگر نیز مقدار خطا باید محاسبه شود تا میانگین خطای وارده بر تمام آزمایش‌ها محاسبه شود. بدترین حالت موجود در صفحات مورد آزمایش از نظر حداکثر خطا مربوط به کوچک‌ترین صفحه با ابعاد ۱۶×۵ سانتی‌متر است. لذا دقت و خطای اندازه‌گیری آن به‌صورت زیر است:

$$L = (16 \pm 0.1)\text{cm}$$

$$W = (5.0 \pm 0.1)\text{cm}$$

$$\%E_L = \frac{0.1}{16.0} \times 100 = \%0.625$$

$$\%E_W = \frac{0.1}{5.0} \times 100 = \%2$$

همان‌طور که دیده می‌شود حداکثر خطای موجود در اندازه‌گیری و برش صفحات در بدترین شرایط ۲ درصد است.

نتیجه‌گیری

در این تحقیق، رفتار دینامیکی یک مدل استوانه با سه بالک متصل به آن به‌صورت تجربی مورد مطالعه قرار گرفته است. نتایج آزمایشگاهی نشان می‌دهد که در نسبت طولی ثابت و عدد رینولدز ثابت، وقوع رژیم حرکت دورانی پایا در زوایای حمله اولیه نزدیک به صفر بوده و با افزایش زاویه حمله اولیه جسم، نوع حرکت مدل به‌صورت نوسانی پایا خواهد بود. همچنین در اعداد رینولدز پایین و نسبت‌های طولی کم، تمامی حرکات مدل به‌صورت نوسانی با دامنه نوسانات کاهیده حول زاویه تعادلی خاص می‌باشد که این زاویه برای استوانه به همراه سه بالک در حدود ۶۰ درجه است. در صورت عدم وجود اصطکاک در سیستم، این نوسان میرا نشده و با زمان ادامه می‌یابد. ولی به علت وجود اصطکاک، این نوسان میرا و در نهایت، صفحه در زاویه ۶۰ درجه متوقف می‌شود. با افزایش عدد رینولدز، مشاهده می‌شود که زاویه حمله اولیه وقوع رژیم حرکتی نوسانی افزایش می‌یابد؛ به گونه‌ای که در نسبت طولی ۴، نوع حرکت در تمامی زوایای حمله اولیه به‌صورت دورانی پایا می‌باشد که این امر به سبب افزایش مساحت صفحه عمود بر جریان است و باعث اعمال نیروهای بزرگ‌تری به صفحات شده و منجر به رژیم حرکتی دورانی می‌شود. چون مدل با سرعت زاویه‌ای اولیه صفر درجه در جریان رها می‌شود، بنابراین سرعت زاویه‌ای مدل به‌صورت نوسانی حول زاویه صفر درجه می‌باشد. در رژیم حرکت دورانی، سرعت زاویه‌ای به‌صورت نوسانی است که با گذشت زمان افزایش یافته و دامنه نوسان کاهش پیدا می‌کند که این امر به سبب افزایش مقدار سرعت‌های اغتشاشی در جریان می‌باشد. عدد بی‌بعد اشتروهال، بیانگر نوسانات جریان است. عدد اشتروهال برای حالت استوانه به طول ۱۶ سانتی‌متر در محدوده ۰/۰۰۰۹۳۷ تا ۰/۰۵۹۹ است و برای استوانه به طول ۲۴ سانتی‌متر در محدوده ۰/۰۰۱۱۳ تا ۰/۰۶۳۲ می‌باشد. نتایج نشان می‌دهد که با افزایش زاویه حمله اولیه مدل، تغییرات عدد اشتروهال نسبت به عدد رینولدز کاهش پیدا می‌کند و با افزایش عدد رینولدز، عدد اشتروهال دارای مقدار ثابتی می‌شود. در ضمن با افزایش طول استوانه و افزایش سطح مقطع صفحات، متوسط عدد اشتروهال نیز افزایش پیدا می‌کند. ساختار هندسی جسم با وجود صفحات تخت و همچنین حرکت نوسانی و یا دورانی آن، جریانی مغشوش در شرایط مختلف ایجاد می‌کند؛ یعنی در سرعت‌های مورد آزمایش، جریان حول جسم مغشوش می‌باشد. با افزایش عدد رینولدز در یک نسبت طولی ثابت، رژیم حرکتی رفته‌رفته از نوسانی ناپایا به نوسانی پایا، دورانی ناپایا و دورانی پایا تغییر می‌کند. همچنین با افزایش نسبت طولی در یک عدد رینولدز ثابت، رژیم حرکتی نیز از سطح میرا به نوسانی ناپایا، نوسانی پایا، دورانی ناپایا و دورانی پایا تغییر می‌یابد.

واژه نامه

نوسانات آزاد	Free Oscillations
نسبت طولی	Length ratio
نوسان ناپایا	Unsteady oscillation
دوران ناپایا	Unsteady rotation
نوسان پایا	Steady oscillation
دوران پایا	Steady rotation
سرعت جریان آزاد	Free stream velocity
دامنه	Amplitude

نمادها

$\frac{L}{R}$	نسبت طولی(cm)
L	طول صفحه (cm)
W	عرض صفحه (cm)

E	خطا	ω	سرعت زاویه‌ای جسم (Rad/sec)
t	زمان (sec)	κ	فرکانس کاهیده
S_t	عدد اشتروهال		
R_e	عدد رینولدز		
T	دوره تناوب		
V_∞	سرعت جریان آزاد (m/sec)		

تقدیر و تشکر

مراجع

[1] C. Feng, "The measurement of vortex induced effects in flow past stationary and oscillating circular and d-section cylinders, M.S thesis," The University of British Columbia, Canada, 1968.

[2] X. Amandolese, and P. Hemon, "Vortex-induced vibration of a square cylinder in wind tunnel," *Journal of Comptes Rendus Mecanique,* vol. 338, no. 1, pp. 12-17. 2010,

[3] S. Umemura, T. Yamaguchi, and K. Shiraki, "On the vibration of Cylinders caused by Karman Vortex," *Bulletin of Japan Society of Mechanical Engineering*, vol.14, no.75, pp. 929-936, 1971.

[4] T. Sarpkaya, "Vortex-induced vibrations, A selective review," *Journal of Applied Mechanics*, vol. 46, no. 2, pp. 241-258. 1979.

[5] T. Sarpkaya, "A critical review of the intrinsic nature of vortex induced vibration," *Journal of Fluids and Structures*, vol. 19, no. 4, pp. 389-447. 2004.

[6] R. H. Scanlan, and R. Rosenbaum, "Introduction to the study of Aircraft Vibration and Flutter," *Mineola: Dover*, 1968.

[7] Z. Lin, " On the vortex shedding around a circular cylinder modulated by ambient density stratification," *Ocean Engineering*, vol. 266, 15 December 2022.

[8] B. Xu, H. Wang, Y. Deng, X. Shen, L. Geng, K. Liu, and D. Zhang, " Nonlinear vortex dynamic analysis of flow-induced vibration of a flexible splitter plate attached to a square cylinder," *Ocean Engineering*, vol. 264, 15 November 2022

[9] Y. Song, Z. Liu, A. Rønnquist, P. Nåvik, and Z. Liu "Contact wire irregularity stochastics and effect on high-speed railway pantograph–catenary interactions," *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, vol. 69, no.10, pp.8196–8206. 2020

[10] Y. Song, Z. Wang, Z. Liu, and R. Wang, "A spatial coupling model to study dynamic performance of pantograph-catenary with vehicle-track excitation," *Mechanical Systems and Signal Processing*, vol. 151, 107336. 2021

[11] J. Wang, L. Geng, L. Ding, H. Zhu, and D. Yurchenko, "The state-of-the-art review on energy harvesting from flow-induced vibrations," *Applied Energy*, vol. 267, 114902. 2020

[12] J. Wang, Z. Su, H. Li, L. Ding, H. Zhu, and O. Gaidai, "Imposing a wake effect to improve clean marine energy harvesting by flow-induced vibrations," *Ocean Engineering*, vol. 208, p.107455. 2020

[13] M. Jafari, F. Hou, and A. Abdelkefi, "Wind-induced vibration of structural cables," *Nonlinear Dynamics*, vol. 100, no.1, pp. 351–421, 2020.

[14] F. Xu, H. Yu, M. Zhang, and Y. Han, "Experimental study on aerodynamic characteristics of a large-diameter ice-accreted cylinder without icicles," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 208, p.104453, 2021.

[15] Y. Bao, Y. Lin, W. Chen, C. Kyu Rheem, and X. Li, "Numerical investigation of wake and flow-induced vibrations of a rotating cylinder in flow," *Ocean Engineering*, vol. 262, 15 October 2022.

[16] S. Hong , and G. Son, "Numerical simulation of cavitating flows around an oscillating circular cylinder," *Ocean Engineering*, vol. 226, 15 April 2021.

[17] U. Ali, M.D. Islam, and I. Janajreh, "Flow over rotationally oscillating heated circular cylinder at low Reynolds number," *Ocean Engineering*, vol. 265, 1 December 2022.

[18] N. Jauvtis, and C.H.K. Williamson, "Vortex-induced vibration of a cylinder with two degrees of freedom," *Journal of Fluids and Structures*, vol. 17, pp.1035–1042, 2003.

[19] F.L. Pontaa, and H. Arefb, "Numerical experiments on vortex shedding from an oscillating cylinder," *Journal of Fluids and Structures Journal of Fluids and Structures*, vol. 22, no. 3 pp. 327–344, 2006.

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics, 35, 4, 2023. (63-76)

Ferdowsi University of Mashhad

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics

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

Manufacturing Engineering of Iran

Investigating Fracture Mechanism in Single Point Incremental Forming of AA5052 Aluminum Alloy using Bao-Wierzbicki Damage Model

Research Article

Ali Zahedi Dizajyekan[1]

DOI: 10.22067/jacsm.2023.81834.1180

1. Introduction

The incremental forming of sheet metal using CNC machines has grown significantly in the last decade, and with the clarification of different aspects of this process, it has attracted more attention from various industries of medical, automotive, and aerospace fields. The considerable flexibility of the process in the production of complex geometries and higher formability of sheets through the process have made it more interesting among researchers. On the concept of incremental forming, different types of the process were developed. Meanwhile, the most common and flexible form of the process is Single Point Incremental Forming (SPIF). The deformation mechanisms in this process are different compared to the similar processes such as deep drawing and spinning. Revealing deformation mechanisms through the forming process and exploring the reasons behind the increased formability attracted many efforts to this field.

The aim of this study was to investigate the formability of aluminum alloy 5052 sheet in SPIF process using the maximum possible forming depth which is called fracture height. To do so, a series of experiments were conducted to evaluate the fracture height of two different geometries. Moreover, in line with the laboratories efforts, numerical simulations of the process were performed in ABAQUS finite element environment. To predict the fracture initiation, the well-known Bao-Wierzbicki damage criterion was developed and the code was introduced to using VUMAT subroutine.

2. Experiments

In order to determine the elastic and plastic properties of aluminum sheet as well as to calibrate the damage criterion, uniaxial tensile tests were used in three directions of rolling, 45 degrees with rolling and perpendicular to rolling direction. The Swift hardening law were fitted through the acquired data points to calibrate the hardening model constants.

Simple geometries usually were selected to study the process. Two geometries of truncated cone and truncated pyramid with variable wall angle were opted. As Figure 1 shows, the wall angle at the beginning of the process is 30 degrees, and if the geometry is formed to the final height, this angle reaches 85 degrees.

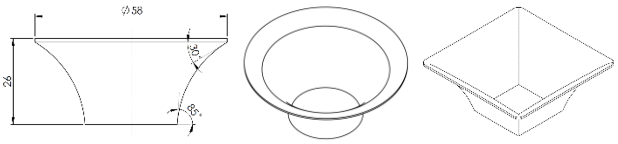


Figure 1. Designed geometries (a) Generatix of the geometries, (b) Truncated Cone, (c) Truncated Pyramid

The tests were performed using a three-axis CNC machine and as shown in Figure 2, 100 mm in 100mm aluminum blanks were placed between two clamping plates and restricted to draw in. Considering 0.5mm vertical step size, Inventor software was used to export the tool path to form the geometries which directly introduced to the CNC machine. A hemispherical tool with 5mm radius formed the blanks.

Figure 2. SPIF experiments

3. Numerical analysis

ABAQUS Explicit solver was used for the numerical analysis of the process. In order to simplify and reduce the analysis time of the process, only three components of the sheet, the forming tool, and the back plate were modeled. Moreover, C3D8R element was used in the meshing the sheet as the only deformable body. Based on the sensitivity analysis of the mesh size, the size 0.5 was chosen for the elements in the forming area. The blank edges were constrained to prevent any movement and also the forming tool followed exactly the utilized tool path in the

*Manuscript received: April 8, 2023. Revised, June 7, 2023, Accepted, August 4, 2023.

1. Mechanical Engineering Department, University of Mohaghegh Ardabili, Ardabil, Iran. **Email**: azahedi@uma.ac.ir

experiments. Due to the large deformation in this process, ALE technique was used in sheet meshing. In order to reduce the computational cost, by keeping the ratio of kinetic energy to internal energy below 10%, the simulations were performed with time scaling of 40. The Hill’48 plasticity model incorporated into the B-W damage model and, the developed model was introduced to ABAQUS using VUMAT sub-routine. The modified swift hardening rule and the plasticity model are presented in Equation 1 and Equation 2, respectively.

$$\sigma = \begin{cases} k(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}_p)^n \\ qk(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}_p)^n + (1-q)\bar{\sigma}_{UTS} \end{cases} \quad (1)$$

$$\sigma_{eq} = [F(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + G(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + H(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2]^{1/2} \quad (2)$$

The element deletion technique is used in the numerical simulations. Accordingly, the damage value (D) is calculated through the process and, as D reaches one, the element will eliminate from the FE model. The formulation of the D and the fracture strain based on the B-W damage model are presented below:

$$D_c = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{d\bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_f(\eta)} \quad (3)$$

$$\bar{\varepsilon}_f = \frac{c}{3\eta} \quad (4)$$

4. Results and discussion

The maximum possible forming height is considered to evaluate the formability of sheets and, as presented in Figure 1, this parameter is directly related to the maximum forming wall angle. Laboratory tests showed that AA5052 aluminum sheet is not capable of forming up to the final height of 25 mm and will fracture sooner. Figure 3 shows the height of fracture corresponding to each geometry to make possible the comparison with the results of numerical simulations.

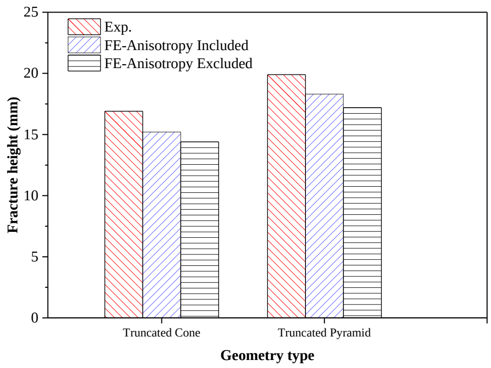


Figure 3. Comparison of fracture height in experimental tests with numerical simulation in two situations with and without consideration of sheet anisotropy

The results showed that the average forming height of truncated pyramid and truncated cone were 19.9 mm and 16.9 mm, respectively. On the other hand, using the numerical model, the fracture height was obtained in two cases: (a) by applying sheet anisotropy in the B-W damage model; (b) without applying anisotropy in the B-W damage model. In this way, in case (a), the fracture heights of two geometries, truncated pyramid and truncated cone, were predicted with 8% and 10% accuracy, respectively. In case (b) and assuming that the sheet is isotropic, the simulation of the process was carried out until failure. Considering this assumption, the yield model used for the sheet will be Von Mises. In this case, the prediction accuracy reduced to 15% and 14% for two geometries, truncated pyramid and truncated cone. According to these results it can be said that in the investigated geometries, considering the sheet anisotropy has improved the prediction accuracy by 4.5%.

Due to the increasing wall angle of the designed geometries, with the increase of the forming depth and advancement of the tool, the level of plastic strains in the sheet increases (Figure 4) and the sheet shows more deformation against the forming forces. Due to the direct relationship between damage size and plastic strains, the damage accumulated in the sheet elements gradually increases. This happens to all elements of the sheet but with different intensity. For example, according to Figure 4, three different elements at three different heights of the forming geometry were selected to show these changes. Figure 4 shows the changes in the plastic strain of the elements with the increase of the forming depth. As can be seen, the level of plastic strains increases step by step with the progress of the process.

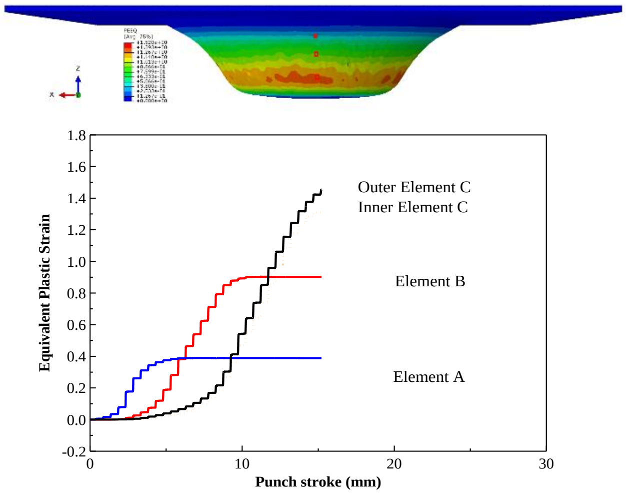


Figure 4. Variation of plastic strain in three different locations during the process until the damage initiation instance

5. Conclusion

The results showed that the B-W damage model has a good ability to predict failure in the SPIF process, so that the fracture height of the studied geometries predicted 9% lower than the experimental results. Moreover, without applying the anisotropy of the sheets and considering the Von-Mises yield criterion for the plasticity behavior of the sheet, the accuracy of predicting the results dropped by 5%. The analysis of stress and strain distribution in deformed geometries showed that sheet failure starts from the outer surface and then propagates to the inner layers.

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

http://mechanic-ferdowsi.um.ac.ir

انجمن مهندسی ساخت و تولید ایران

دانشگاه فردوسی مشهد

تحلیل مکانیزم شکست در فرایند شکل‌دهی تدریجی تک‌نقطه‌ای ورق آلومینیومی AA5052 با معیار آسیب بائو-ویرزبیکی*

مقاله پژوهشی

علی زاهدی دیزج یکان[(۱)]

DOI: 10.22067/jacsm.2023.81834.1180

چکیده *شکل‌دهی تدریجی ورق فلزی یکی از روش‌های مورد توجه شکل‌دهی ورق است که اعمال موضعی نیروهای شکل‌دهی و عدم حضور قالب مادگی در آن، باعث افزایش حد شکل‌پذیری ورق و افزایش انعطاف‌پذیری این فرایند در تولید هندسه‌های پیچیده می‌شود. در پژوهش حاضر، از دیدگاه مکانیک آسیب، یکی از ویژگی‌های بارز این فرایند یعنی حدود شکل‌پذیری بر روی ورق آلومینیومی AA5052 مورد بررسی قرار گرفته است. برای این منظور، ابتدا مدل آسیب بائو- ویرزبیکی در قالب زیر برنامه VUMAT به نرم‌افزار آباکوس معرفی شد. ثابت‌های مدل آسیب، مدل سخت‌شوندگی و مدل تسلیم هیل۴۸ با استفاده از آزمایش‌های کشش تک‌محوری در سه راستای نورد، ۴۵° با راستای نورد و عمود بر راستای نورد برای ورق آلومینیومی کالیبره شد. به منظور بررسی شکل‌پذیری ورق، از هندسه‌های مخروط ناقص و هرم ناقص با زاویه دیواره‌های متغیر افزایشی استفاده شد و آزمایش‌های تجربی و شبیه‌سازی فرایند در نرم‌افزار آباکوس انجام گردید. با استفاده از توزیع کرنش و تنش، پدیده شکست و نحوه شروع آن تشریح گردید. نتایج نشان می‌دهد که ورق فلزی قبل از این‌که به ارتفاع نهایی طراحی شده برای دو هندسه برسد، دچار شکست می‌شود به‌طوری که برای هندسه هرم ناقص و مخروط ناقص ارتفاع شکست به ترتیب برابر ۱۹/۹mm و ۱۶/۹mm می‌باشد. با توجه استخراج خواص ناهمسانگردی ورق و استفاده از آن در شبیه‌سازی فرایند، ارتفاع شکست نمونه‌ها با دقت میانگین ۹٪ پیش‌بینی گردید و نتایج نشان داد بدون در نظر گرفتن ناهمسانگردی ورق‌ها، دقت پیش‌بینی ارتفاع شکست ورق افت می‌کند. همچنین انطباق قابل قبولی در پیش‌بینی محل شروع شکست به‌دست آمد.*

واژه‌های کلیدی شکل‌دهی تدریجی ورق، معیار آسیب، المان محدود، تحلیل تنش.

Investigation of Fracture Mechanism in Single Point Incremental Forming of AA5052 Aluminum Alloy Using the Bao-Wierzbicki Damage Model

Ali Zahedi Dizajyekan

Abstract *Incremental sheet metal forming is one of the promising sheet forming processes, in which local nature of the applied forming forces and independency of the process on the die, induces higher formability in the sheet and increases flexibility of the process in producing intricate geometries. In current study, from damage mechanics window, one of the prominent features of the process, i.e. forming limits of AA5052 sheets has been investigated. For this purpose, firstly, Bao-Wierzbicki damage model is coded and implemented into Abaqus finite element program via VUMAT subroutine. The constants of the damage model, hardening model and Hill48 yield model have been obtained utilizing the uniaxial tensile experiments in three directions of 0º, 45º and 90º with respect to rolling direction. To examine the formability, truncated cone and pyramid geometries with variable increasing wall angles have been considered and the experimental tests and simulation of the process were conducted. Using the stress and strain distribution, fracture phenomena and onset of fracture were described. The results show that the sheet metal fractures before it reaches the designed final height, so that for the geometries of truncated pyramid and truncated cone, the fracture height is obtained 19.9 mm and 16.9 mm, respectively. Considering the sheet anisotropy properties in the process simulation, the fracture height of specimens was predicted with an average accuracy of 9%, and the results reveal that with excluding the anisotropy properties of the sheets, the prediction accuracy decreases. Also, an acceptable agreement was obtained in predicting the fracture location.*

Key Words Incremental sheet forming, Damage model, Finite element, Stress analysis.

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۲/۱/۱۹ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۲/۴/۱۳ می‌باشد.

(۱) نویسندهٔ مسئول، استادیار، مهندسی مکانیک، دانشگاه محقق اردبیلی.

Email: azahedi@uma.ac.ir

مقدمه

شکل‌دهی ورق‌های فلزی با استفاده از ماشین‌های کنترل عددی، در دهه اخیر رشد قابل ملاحظه‌ای داشته است و با روشن شدن زوایای مختلف این فرایند بیشتر مورد توجه صنایع مختلف در حوزه‌های ساخت تجهیزات پزشکی، خودرو و هوافضا قرار گرفته است. انعطاف‌پذیری بالای فرایند در تولید هندسه‌های پیچیده و حذف زمان و هزینه‌های مربوط به ساخت قالب‌های مربوط، جذابیت این روش شکل‌دهی ورق را مخصوصا در تیراژ تولید دسته‌ای (batch production) محصولات ورق فلزی دو چندان کرده است. با توجه به کاربرد مورد نظر، در مواردی از سنبه‌ای با شکل عمومی در محفظه شکل‌دهی ورق استفاده می‌شود که به شکل‌دهی تدریجی دونقطه‌ای (Double Sided Incremental Forming) (DSIF) شناخته می‌شود. در این حالت انتظار توزیع یک‌نواخت‌تر ضخامت در دیواره‌های شکل هندسی مد نظر وجود دارد. با این حال شکل متداول و منعطف فرایند، شکل‌دهی تدریجی تک‌نقطه‌ای ورق (Single Point Incremental Forming) (SPIF) است که بدون هیچ قالب نری می‌باشد و مسیر ابزار شکل‌دهی تعیین‌کننده شکل نهایی محصول است.

مکانیزم‌های تغییر شکل در این فرایند متفاوت با فرایندهای مشابه مانند کشش عمیق و یا چرخکاری است؛ این تفاوت‌ها از یک سو و بهبود شکل‌پذیری ورق فلزی از سویی دیگر توجه محققان زیادی را در سال‌های اخیر به این فرایند جلب کرده است. ایمنز و همکاران [1] در سال ۲۰۰۹ مکانیزم‌های تغییر شکل ورق در فرایند شکل‌دهی تدریجی را با استفاده از آزمایش‌های تجربی بررسی کردند. در این پژوهش، اعمال تدریجی نیروهای تغییر شکل و همچنین خمش موضعی ورق حول ابزار شکل‌دهی، دو عامل اصلی در افزایش شکل‌پذیری معرفی شده است. سیلوا و همکاران [2] در سال ۲۰۱۱ در طی آزمایش‌های تجربی نشان دادند که در شعاع‌های پایین ابزار، قبل از شروع شکست گلویی شدن اتفاق نمی‌افتد و همین عامل را به همراه نرخ رشد پایین آسیب انباشته دلیلی بر زیاد بودن شکل‌پذیری فرایند SPIF در شعاع‌های پایین دانستند؛ ماهوترا و همکاران [3] در سال ۲۰۱۲ به بررسی مکانیک شکست در فرایند SPIF با استفاده از مدل شکست نرم ژو (Xue) پرداختند. با استفاده از این مدل، گلویی شدن قبل از وقوع شکست در ورق آلومینیومی AA1050 در شعاع های متداول ابزار بررسی شده است. غمدی (Ghamdi) و حسین [4] نشان دادند که با کاهش اندازه شعاع ابزار تا مقدار آستانه، فشار هیدرواستاتیک در زیر ابزار افزایش می‌یابد و رشد آسیب کمتر می‌شود. با کاهش اندازه شعاع ابزار از مقدار آستانه، با وجود افزایش فشار هیدرواستاتیک، نرخ تجمع آسیب بیشتر شده و شکل‌پذیری کاهش می‌یابد. میرنیا و شمساری [5] رشد آسیب و شروع شکست در شکل‌دهی ورق‌های AA6061-T6 در فرایند شکل‌دهی تدریجی را با استفاده از مدل آسیب MMC3 بررسی کردند. در تحلیل عددی با در نظر داشتن تغییرات تنش سه محوری و پارامتر لود، تغییر شکل غیر خطی و افزایش شکل‌پذیری در این فرایند تشریح شده است.

محققان از مدل‌های مختلف رفتاری ماده در نواحی تسلیم و شکست استفاده کرده‌اند تا وضعیت شکل‌دهی و افزایش شکل‌پذیری در این فرایند را پیش‌بینی و تحلیل نمایند. ناپایداری و بروز شکست در این فرایند با استفاده از کمیت‌های تنش هیدرواستاتیک، پارامتر لود و کرنش شکست، پیش‌بینی و تحلیل شده است. طبق پژوهش زاهدی و همکاران [6] در سال ۲۰۱۵ شعاع ابزار شکل‌دهی و اندازه گام عمودی در فرایند SPIF دو پارامتر بسیار مهم در میزان شکل‌پذیری ورق‌های فلزی است که در محدوده کاری خود، هر قدر پایین‌تر باشند وضعیت شکل‌پذیری ورق بهبود خواهد یافت. گاتئا و همکاران [7] در سال ۲۰۱۷ با در نظر گرفتن اثر تنش‌های برشی ضخامتی و اصلاح مدل آسیب GTN، نشان دادند که رشد آسیب و شکل‌پذیری در فرایند SPIF علاوه بر وضعیت کرنش به وضعیت تنش‌ها نیز وابسته است و بدون در نظر گرفتن آن‌ها نمی‌توان پیش‌بینی قابل قبولی از شکل‌دهی در این فرایند به دست آورد. در مدل آسیب مناسب این فرایند می‌باید اثر تجمعی کرنش پلاستیک در نظر گرفته شود. گزمان و همکاران [8] در سال ۲۰۱۸ با استفاده از مدل آسیب GTN شکل‌دهی تدریجی ورق DC01 را مورد بررسی عددی قرار دادند، علی رغم حجم قابل توجه آزمایش‌های تجربی برای کالیبره کردن مدل آسیب، تطابق قابل قبولی بین ارتفاع شکست مجاز نتایج آزمایشگاهی و پیش‌بینی شده گزارش نشده است. کومار و همکاران [9] در سال ۲۰۲۲ از مدل اصلاح شده لمتر برای پیش‌بینی وضعیت شکل‌دهی ورق AA1050 در این فرایند استفاده کردند. ایشان حداکثر زاویه شکل‌دهی در

هندسه مخروط ناقص را با دقت قابل قبولی در مدل عددی به‌دست آوردند. اخیرا پنگ و کیو [10] در سال ۲۰۲۳ از آزمایش‌های تجربی دقیقی برای تبیین مکانیزم‌های تغییر شکل در هر دو نوع فرایند شکل‌دهی DSIF و SPIF استفاده کردند. همچنین آنها با اصلاح مدل GTN و در نظر گرفتن ترم تنش برشی پیش‌بینی دقیق‌تری از حدود شکل‌دهی بر اساس شکست را در این فرایند ارائه کردند. با توجه به این‌که ناهمسانگردی ورق بر روی تنش‌های پسماند و برگشت فنری ورق مؤثر است نادیده گرفتن این خاصیت از ورق در شبیه‌سازی فرایندهای شکل‌دهی ورق می‌تواند منجر به بروز خطا در پیش‌بینی وضعیت نهایی شکل‌دهی شود. همچنین ناهمسانگردی ورق بر روی مقاومت ماده در برابر تغییر شکل و توزیع کرنش‌های ضخامتی مؤثر است و در فرایندهایی نظیر شکل‌دهی تدریجی ورق که توزیع ضخامت در طول دیواره هندسه شکل‌دهی یکسان نمی‌باشد می‌تواند در پیش‌بینی دقیق حداکثر ارتفاع شکل‌دهی و وقوع/عدم وقوع پدیده شکست ایفای نقش کند.

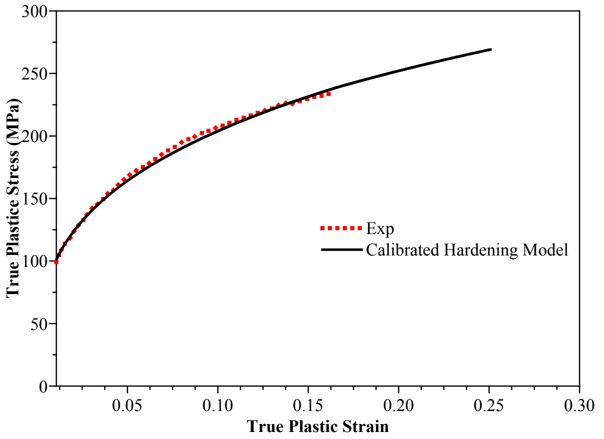
مرور پژوهش‌های انجام شده در این زمینه نشان می‌دهد تحقیقات محدودی بر روی اثر ناهمسانگردی ورق فلزی بر روی شکل‌پذیری ورق در فرایند شکل‌دهی تدریجی انجام شده است. از این جهت، در این مطالعه سعی شده است دانش بیشتری در این خصوص حاصل شود. برای این منظور فرم اصلاح شده‌ای از معیار آسیب بائو-ویرزبیکی با در نظر گرفتن معیار تسلیم هیل ۴۸ ارائه شده است و مدل ماده به دست آمده از طریق زیر برنامه VUMAT به نرم‌افزار آباکوس معرفی شده است. با استفاده از آزمون‌های کشش تک‌محوری و روش هیبرید تجربی-عددی برای کالیبراسیون ثابت‌های مدل ماده برای ورق آلومینیومی AA5052 استفاده شده است. در ادامه فرایند شکل‌دهی تدریجی ورق مورد مطالعه به‌صورت دو هندسه متفاوت در محیط نرم‌افزار آباکوس شبیه‌سازی شد. بیشترین ارتفاع شکست به عنوان مبنایی جهت ارزیابی شکل‌پذیری ورق در این فرایند گزارش شده و نتایج حاصل بررسی شده است.

آزمون‌های تجربی

آزمون‌های تعیین خواص مواد

این پژوهش بر روی ورق آلومینیومی AA5052 با ضخامت ۱mm انجام شده است. به منظور تعیین خواص الاستیک و پلاستیک ورق آلومینیومی و همچنین کالیبره کردن معیار آسیب از آزمون‌های کشش تک‌محوری در سه راستای نورد، ۴۵ درجه با نورد و عمود بر نورد استفاده شده است.

آزمایش‌های کشش تک‌محوری طبق استاندارد ASTM E08-04 و با طول گیج 50mm انجام شدند. هر آزمون کشش سه مرتبه تکرار گردید و با توجه به نزدیک بودن داده‌های هر سه آزمایش، میانگینی از آنها جهت استخراج خواص مکانیک مورد نظر استفاده شد. همچنین جهت اندازه‌گیری ناهمسانگردی در هر راستا، طبق استاندارد ASTM E517 نرخ کرنش 0.5/min انتخاب شد و اندازه‌گیری‌ها در ازدیاد طول 20% صورت گرفت. با استفاده از داده‌های این آزمون‌ها، منحنی تنش-کرنش حقیقی ورق در راستای نورد طبق شکل (۱) به دست آمد. همچنین خواص مکانیکی ماده در جدول (۱) ارائه شده است.



شکل ۱ رفتار پلاستیک ورق AA5052 حاصل از کشش در راستای نورد (آزمایش تجربی و مدل سوئیفت کالیبره شده)

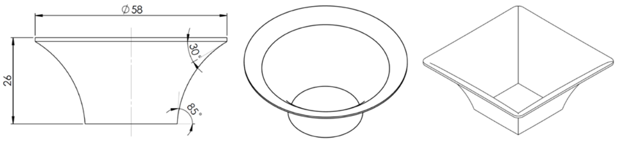
جدول ۱ خواص مکانیکی ورق آلومینیومی و ثابت‌های کالیبره شده آن

C	Q	$\overline{\sigma}_{UTS}$	k	ε_0	r	n
۰/۶۸۲	۰/۹۲	۲۰۰/۸	۴۱۹/۰	۰/۰۰۰۵	۰/۶۳۵	۰/۳۱۰

آزمون‌های شکل‌دهی تدریجی ورق

فرایند شکل‌دهی تدریجی محدودیت چندانی از نظر قابلیت تولید هندسه‌های پیچیده ندارد؛ اما در پژوهش‌های انجام شده در این

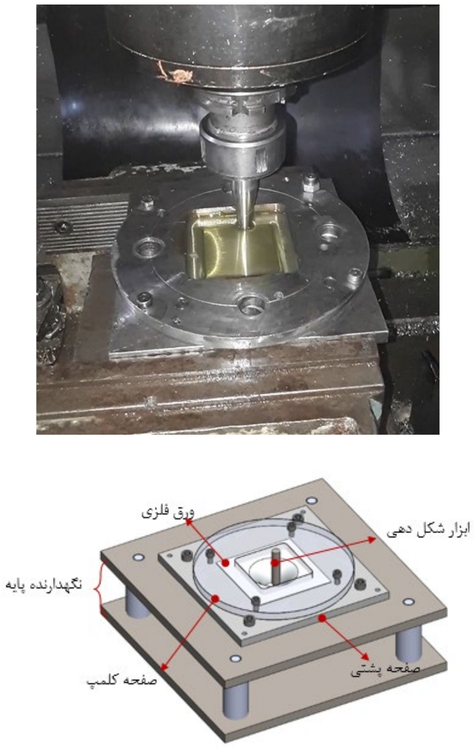
فرایند معمولا هندسه‌های ساده انتخاب می‌شود. در مطالعه حاضر نیز دو هندسه مخروط ناقص و هرم ناقص با زاویه دیواره متغیر انتخاب شده است. همان‌طور که در شکل (۲) نشان داده شده است، زاویه دیواره در ابتدای فرایند ۳۰ درجه می‌باشد و در صورتیکه هندسه قابل شکل‌دهی تا ارتفاع نهایی باشد، این زاویه به ۸۵ درجه می‌رسد.



(a) (b) (c)

شکل ۲ (a) نمای دید از روبه‌روی هندسه‌های استفاده شده (ابعاد به میلی‌متر است.) (b) هندسه مخروط ناقص با زاویه دیواره متغیر (c) هرم ناقص با زاویه دیواره متغیر

مجموعه پایه، صفحه پشتی و صفحه کلمپ مناسب جهت شکل‌دهی تدریجی ورق‌ها طراحی و ساخته شد و با استفاده از ابزار شکل‌دهی سر کروی به شعاع 5mm آزمون‌های شکل‌دهی تدریجی با استفاده از ماشین‌ابزار CNC سه محوره انجام گرفت. اتصال صفحه کلمپ به صفحه پشتیبان از طریق ۴ پیچ آلن M8 صورت می‌گیرد و ورق بین این دو صفحه محکم می‌شود. همچنین اتصال صفحه پشتیبان به پایه، از طریق ۴ پیچ و مهره آلن M8 می‌باشد. مسیر حرکت ابزار با استفاده از نرم‌افزار Inventor برای گام عمودی ۰/۵ mm به‌دست آمده و وارد کنترلر ماشین‌ابزار شد. سرعت حرکت ابزار ۸۰۰mm/min بدون چرخش حول محور خود انتخاب گردید و جهت حذف اثرات نامطلوب اصطکاک و همچنین تشخیص به موقع شروع شکست، از روانکار مناسب (روغن هیدرولیک) استفاده گردید. لوح‌های مربعی در ابعاد ۱۰۰mm × ۱۰۰mm جهت آزمون‌های شکل‌دهی استفاده شد. در این فرایند، ورق‌ها بین صفحه پشتی و صفحه کلمپ کاملا ثابت می‌شوند و بر خلاف فرایند شکل‌دهی کشش عمیق ورق، به داخل حفره ماتریس جریان پیدا نمی‌کنند. شماتیکی از ستاپ آزمایشگاهی و فرایند در حال اجرا در شکل (۳) نشان داده شده است.



شکل ۳ اجرای آزمون‌های شکل‌دهی تدریجی تک‌نقطه‌ای ورق با دستگاه CNC

شبیه‌سازی عددی

به منظور تحلیل عددی فرایند از نرم‌افزار آباکوس استفاده شد. به منظور ساده‌سازی و کاهش زمان تحلیل فرایند، تنها سه جزو ورق، ابزار سر نیم کروی و صفحه پشتی مدل گردید و تنها ورق فلزی به صورت تغییر شکل‌پذیر تعریف شد. به این صورت از المان C3D8R در مش‌ریزی ورق ا ستفاده شد. بر ا ساس آنالیز حساسیت به اندازه مش، اندازه ۰/۵ برای المان‌ها در محدوده شکل‌دهی انتخاب شد. همچنین جهت پیاده‌سازی شرایط آزمایش در مدل سازی عددی، جهت ایفای نقش صفحه کلمپ، لبه‌های ورق کاملا مقید شدند؛ همچنین کد CNC ا ستفاده شده در آزمون‌های تجربی با استفاده از شرایط مرزی ابزار شکل‌دهی، عینا به نرم‌افزار آباکوس جهت حرکت آن معرفی شد. با توجه به تغییر شکل زیاد در این فرایند، از تکنیک ALE در مش‌زنی ورق استفاده گردید و همچنین جهت کاهش هزینه محاسباتی و با حفظ نسبت انرژی جنبشی به انرژی درونی زیر ۱۰٪، زمان اجرای فرایند ۴۰ برابر سریع‌تر از آزمون‌های تجربی لحاظ شده ا ست. با توجه به هدف پژوهش، مدل رفتاری ماده در قالب زیر برنامه VUMAT کدنویسی شده و به نرم‌افزار معرفی گردید. در ادامه، مختصری از روابط به کار گرفته شده در این کدنویسی ارائه شده است.

مدل رفتاری ماده

معیار تسلیم

در شبیه‌سازی‌های عددی برای بیان حد تسلیم ورق، از معیار تسلیم هیل ۴۸ طبق فرمولاسیون رابطه (۱) استفاده شد.

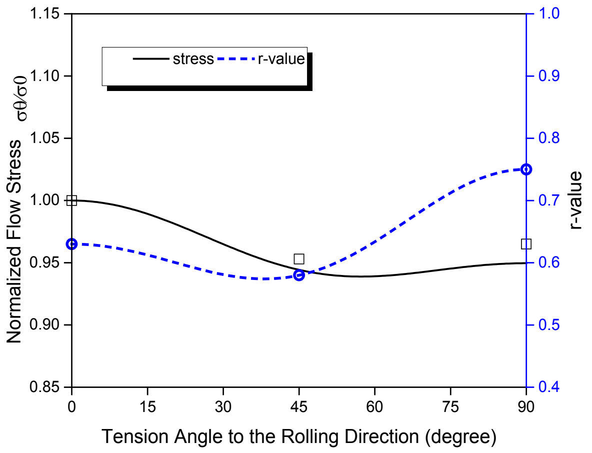
$$\sigma_{eq} = [F(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + G(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + H(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2]^{1/2} \quad (۱)$$

در این رابطه σ_{ij} مؤلفه‌های تانسور تنش، σ_{eq} تنش مؤثر و ضرایب F و G و H و L و M و N مربوط به خواص ناهمسانگردی ورق می باشند؛ به‌طوری که اگر F= G= H= 1 و $L = M = N = \frac{3}{2}$ باشد ورق در سه راستای اشاره شده، خواص مکانیکی یکسانی از خود نشان داده است و می‌توان آن را همسانگرد در نظر گرفت. در غیر این صورت این ضرایب را با استفاده از مقدار r_θ (نسبت کرنش عرضی به کرنش ضخامت) برای راستای θ نسبت به جهت نورد می‌توان طبق روابط زیر به‌دست آورد.

$$G = \frac{F}{r_{90}}, H = \frac{F}{r_0}, F = \frac{r_0}{r_0 + 1}$$

$$L = M = \frac{3}{2}, N = \frac{(r_0 + r_{90})(2r_{45} + 1)}{2r_{90}(r_0 + 1)} \quad (۲)$$

جهت بیان ویژگی ناهمسانگردی ورق از رابطه $r = \frac{(r_0+2r_{45}+r_{90})}{4}$ که به عنوان ناهمسانگردی صفحه‌ای ورق شناخته می‌شود استفاده شده است. ضرایب ناهمسانگردی و نسبت تنش در راستای کشش به تنش در راستای نورد (σ_θ/σ_0)، به دست آمده از آزمون‌های کشش تک‌محوری در سه راستای اشاره شده به‌صورت نموداری در شکل (۴) ارائه شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود در این شکل سایر مقادیر مربوط به ناهمسانگردی ورق در جهات مختلف به‌صورت نمودار پیش‌بینی که توسط معیار هیل به‌دست می‌آید، نشان داده شده است. با توجه به نتایج به‌دست آمده، معیار تسلیم هیل پیش‌بینی نزدیکی از رفتار پلاستیک ناهمسانگردی ورق دارد. بیشترین تنش تسلیم ورق در راستای نورد به‌دست آمده است و طبق نمودار تغییرات، کمترین مقدار آن در نزدیکی زاویه ۴۵ درجه با راستای نورد رخ می‌دهد. منحنی تغییرات ضریب ناهمسانگردی نشان می‌دهد که ورق در حالتی که با راستای نورد زاویه ۹۰ درجه داشته باشد مقاومت بیشتری در برابر نازک‌شدگی از خود نشان می‌دهد. همچنین با توجه به مقدار کمتر از یک پارامتر ناهمسانگردی صفحه‌ای ورق AA5052، می‌توان انتظار داشت که در حالت کلی این ورق در برابر نازک‌شدگی در فرایندهای شکل‌دهی مقاومت کمتری از خود نشان دهد و زودتر دچار نازک‌شدگی و در نهایت پارگی یا شکست گردد.



شکل ۴ خواص ناهمسانگردی پیش‌بینی شده و به‌دست آمده ورق AA5052 در سه زاویه نورد، ۴۵ درجه با نورد و عمود بر نورد

قانون سخت‌شوندگی

با توجه به این‌که در آزمایش‌های شکل‌دهی تدریجی ورق، کرنش‌های پلاستیک اعمال شده بر روی ورق، معمولاً به بیش از کرنش گلویی در آزمایش تک‌محوری می‌رسد، به منظور مدل‌سازی دقیق رفتار ماده، مدل سخت‌شوندگی در نظر گرفته شده، باید رفتار پلاستیک ماده بعد از کرنش گلویی آزمون کشش تک‌محوری را نیز در بر بگیرد. برای این منظور و افزایش دقت پیش‌بینی کرنش‌های شکل‌دهی، با الهام از مرجع [11] معادله سویفت، طبق رابطه (۱-۴) برای کرنش‌های بالاتر از کرنش گلویی بازبینی گردید. در این اصلاح مدل، رفتار پلاستیک ماده در کرنش‌های بالاتر از کرنش گلویی به‌صورت ترکیب خطی از رفتار ماده همراه با کرنش سختی و بدون کرنش سختی به‌صورت رابطه (۳) ارائه شده است.

$$\sigma = \begin{cases} k\,(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}_p)^n \\ qk(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}_p)^n + (1-q)\bar{\sigma}_{UTS} \end{cases} \quad (۳)$$

در این رابطه n توان کرنش سختی ورق، ε_0 پیش کرنش، $\bar{\varepsilon}_p$ کرنش پلاستیک، k ضریب استحکام، $\bar{\sigma}_{UTS}$ تنش استحکام نهایی

و q عدد ثابت جهت کالیبره کردن مدل سخت شوندگی با نتایج تجربی است.

معیار آسیب

به منظور پیش‌بینی وقوع آسیب از معیار شناخته شده آسیب بائو–ویرزبیکی (B-W) استفاده شده است. محاسبه پارامتر متغیر آسیب در این معیار، از رابطه کلی (۴) تبعیت می‌کند:

$$D_c = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{d\bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_f(\eta)} \qquad (۴)$$

در این رابطه η تنش سه‌محوری می‌باشد $(\eta = \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}})$ و D_c اندیکاتور آسیب است و در زیربرنامه می‌توان مقدار بحرانی آن را تعریف کرد؛ به این صورت که اگر آسیب تجمعی در المانی به مقدار بحرانی برسد، آن المان از مدل حذف گردد و موقعیت بروز آسیب و شروع شکست مشخص شود. مدل B-W بر اساس مطالعه دقیق رفتار شکست ۱۵ نمونه مختلف که شرایط بارگذاری متفاوتی را داشتند به‌دست آمده است، اغلب نمونه‌ها دارای شرایط تنش صفحه‌ای بودند که مناسب برای بررسی‌های مربوط به شکل‌دهی فلزات است. طبق معیار آسیب بائو ویرزبیکی، با تغییرات تنش‌های اعمالی به اغلب فلزات کرنش‌های شکست متناظر متناسب با آنها تغییر نمی‌کند و به عبارتی، نمی‌توان گفت که در تمام شرایط بارگذاری، ارتباط یکسانی بین تغییرات کرنش شکست فلزات و تنش سه محوری وجود دارد. ایشان ارتباط بین کرنش شکست و تنش سه محوری را در قالب تابعی چندضابطه‌ای معرفی کردند. ضابطه‌ای از این معیار که می‌تواند در فرایندهای شکل‌دهی ورق کاربرد داشته باشد به‌صورت رابطه زیر ارائه شده است.

$$\bar{\varepsilon}_f = \frac{c}{3\eta} \qquad (۵)$$

در این رابطه c ثابت ماده است و می‌توان با استفاده از داده‌های آزمون کشش تک‌محوری اندازه آن را به‌دست آورد. از طرفی برای به‌کارگیری این مدل آسیب برای ورق‌های ناهمسانگرد، باساک [12] با بررسی تغییر شکل المان‌ها از وضعیت اولیه تا وضعیت نهایی منجر به شکست، توانست رابطه (۶) را جهت تعیین مقدار این ثابت بر اساس ناهمسانگردی ورق به‌دست بیاورد:

$$c = \frac{2}{\sqrt{1+2r}} \ln\frac{t_0}{t_f} + 2\,n\left(1 - \frac{1}{\sqrt{1+2r}}\right) \qquad (۶)$$

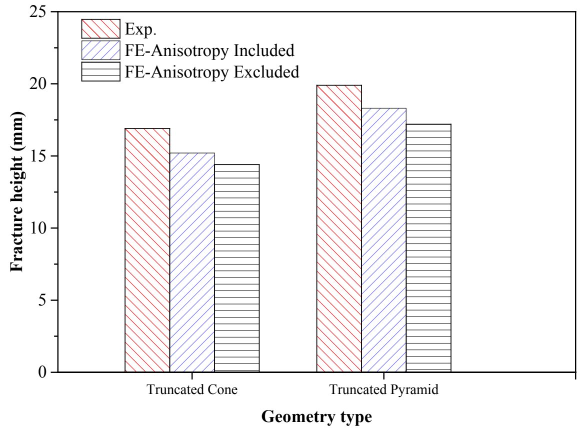
در این رابطه t_0 ضخامت اولیه ورق، t_f ضخامت ورق بعد از شکست و n توان کرنش سختی آن است. همان‌طور که دیده می‌شود، در مدل کلاسیک B-W اثر پارامتر لود بر روی کرنش شکست در نظر گرفته نشده است.

ارائه نتایج و بحث

پیش‌بینی عمق پارگی به‌دست آمده از شبیه‌سازی المان محدود با مدل آسیب، زمینه خوبی را برای تحلیل تغییر شکل و شکست در فرایند شکل‌دهی تدریجی مهیا می‌کند. نتایج حاصل از آزمایش‌های تجربی در کنار تحلیل المان محدود فرایند در سه قسمت ارائه می‌گردد.

ارتفاع شکست

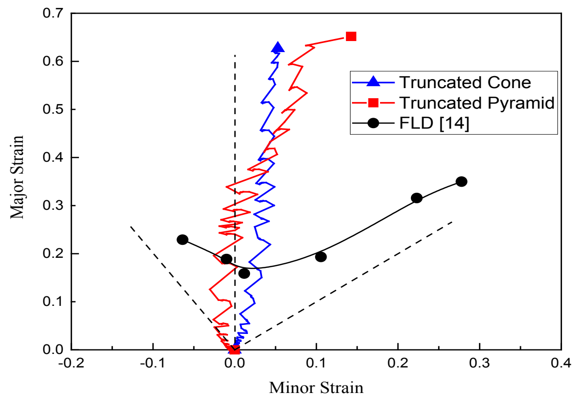
یکی از معیارهای ارزیابی شکل پذیری ورق ها در فرایند شکل‌دهی تدریجی حداکثر ارتفاع قابل شکل‌دهی است؛ همان‌طور که در شکل (۲) ارائه شد، این پارامتر در ارتباط مستقیم با بیشترین زاویه دیواره قابل شکل‌دهی می‌باشد. آزمون های آزمایشگاهی نشان دادند که ورق آلومینیومی AA5052 قابلیت شکل‌دهی تا ارتفاع نهایی ۲۵mm را ندارد و زودتر از آن دچار شکست می‌شود. به منظور مقایسه‌ای با نتایج حاصل از شبیه سازی‌های عددی، ارتفاع شکست مربوط به هر هندسه در شکل (۵) ارائه شده است.



شکل ۵ مقایسه ارتفاع شکست در آزمایش‌های تجربی با شبیه‌سازی عددی با معیار آسیب B-W در دو وضعیت با و بدون در نظر گرفتن ناهمسانگردی ورق

طبق نتایج به‌دست آمده، میانگین ارتفاع شکل‌دهی هندسه‌های

هرم ناقص و مخروط ناقص به ترتیب برابر ۱۹/۹mm و ۱۶/۹mm گردید. از طرفی با استفاده از مدل عددی ارتفاع مجاز شکل‌دهی در دو حالت به‌دست آمد: الف) با اعمال ناهمسانگردی ورق در مدل آسیب B-W، ب) بدون اعمال ناهمسانگردی در مدل آسیب B-W. به این صورت که در حالت (الف) ارتفاع شکست دو هندسه هرم ناقص و مخروط ناقص به ترتیب با دقت ۸٪ و ۱۰٪ پیش‌بینی گردید. در حالت (ب) و با فرض این‌که ورق همسانگرد است شبیه‌سازی فرایند تا بروز شکست اجرا گردید. در واقع با این فرض، مدل تسلیم استفاده شده برای ورق، ون میسز خواهد بود. در این حالت، دقت پیش‌بینی به مقادیر ۱۵٪ و ۱۴٪ برای دو هندسه هرم ناقص و مخروط ناقص تقلیل پیدا کرد. با توجه به این نتایج می‌توان گفت که در هندسه‌های مورد بررسی، در نظر گرفتن ناهمسانگردی ورق دقت پیش‌بینی نتایج را ۴/۵ ٪ بهبود داده است. شایان ذکر است که در بررسی‌های انجام شده قبلی مانند پژوهش [5] و [12] دقت پیش‌بینی ارتفاع شکست برای هندسه‌های مختلف با اختلاف قابل توجهی نسبت به هم گزارش شده است. لذا دقت پیش‌بینی این مدل آسیب در پیش‌بینی وضعیت شکست را نمی توان بدون بررسی به هندسه‌های دیگر تعمیم داد. مطلب دیگری که در رابطه با نتایج حاصل می‌توان به آن اشاره کرد، تفاوت در ارتفاع شکست دو هندسه است. مسیر متفاوت ابزار در شکل‌دهی این دو هندسه، باعث شده است تا وضعیت کرنش اعمالی به ورق تابعی از مسیر ابزار و یا همان هندسه مدنظر باشد. در واقع همانند آزمایش‌های تعیین منحنی‌های FLD ورق که هندسه‌های مختلف، کرنش‌های حدی متفاوتی را به‌دست می‌دهند [13]؛ در این فرایند نیز هندسه‌های متفاوت می‌تواند مسیر های کرنش گوناگونی را باعث شود. لیکن استانداردی مانند استاندارد ISO 12004 مربوط به تعیین محدوده شکل‌پذیری ورق‌ها در فرایندهای شکل‌دهی سنتی، مختص این فرایند تدوین نشده است. برای بررسی بیشتر مسیر کرنش اولین المان محذوف دو هندسه در شکل (۶) ارائه شده است. همچنین همان‌طور که دیده می‌شود، منحنی حد شکل‌دهی ورق AA5052 با خواص مکانیکی مشابه به ورق مورد مطالعه در این پژوهش، از مرجع [14] به‌دست آمده و در این شکل آورده شده است. نتایج به‌دست آمده در این مطالعه نشان می‌دهد که حدود شکل‌دهی در فرایند SPIF اختلاف قابل توجهی با فرایندهای شکل‌دهی سنتی برای ورق AA5052 دارند. ماهوترا [3] نشان داد که این اختلاف ناشی از فاصله قابل توجه گلویی نفوذی و گلویی موضعی در فرایند شکل‌دهی تدریجی است و البته مکانیزم‌های شکل‌دهی در این افزایش مؤثر هستند. نکته دیگر غیر خطی بودن مسیر کرنش در فرایند شکل‌دهی تدریجی است که به وضوح برای هر دو هندسه مورد مطالعه در این شکل دیده می‌شود. با توجه به موضعی بودن نیروهای اعمالی در این فرایند، برخلاف فرایندهای شکل‌دهی سنتی، کرنش‌های اعمالی به هر ناحیه از ورق شامل بارگذاری و باربرداری می‌شود و سیکلی غیرخطی از کرنش‌های اعمالی را باعث می‌شود. حالت کرنش در دو هندسه مورد بررسی مابین دو وضعیت کرنش صفحه‌ای و کشش دوبعدی قرار گرفته است و البته دو المان مورد بررسی در وضعیتی نزدیک به کرنش صفحه‌ای قرار دارند. با توجه به این‌که هندسه مخروط ناقص در کل فرایند شکل‌دهی تغییری نمی‌کند می‌توان انتظار داشت که وضعیت کرنش المان‌های این هندسه نزدیک به همین وضعیت کرنش صفحه‌ای باشند؛ ولی در خصوص هندسه هرم ناقص، با توجه به حضور گوشه، وضعیت کرنش در گوشه‌ها به حالت کشش دو محوره نزدیک‌تر خواهد بود. به عبارتی دیگر، تأثیر هندسه در حدود شکل‌دهی مربوط به ایجاد مسیر کرنش‌های مختلف در هندسه‌های متفاوت می‌شود.

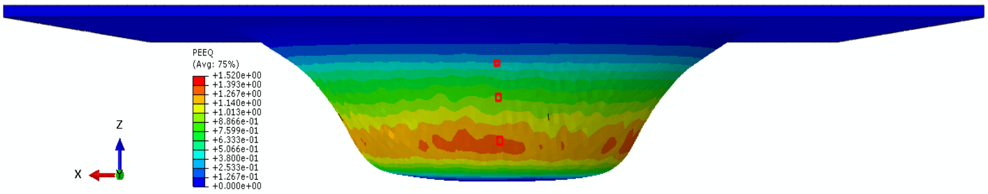


شکل ۶ مسیر کرنش المان بحرانی در مقایسه با حد شکل‌دهی ورق AA5052 به‌دست آمده از آزمون ناکاجیما

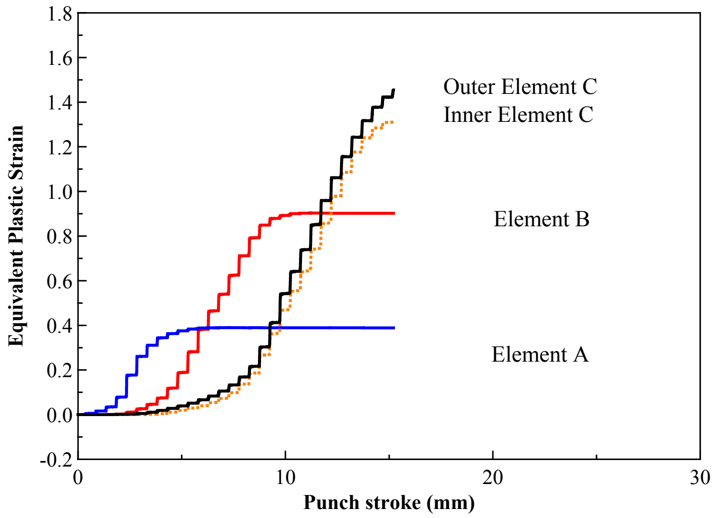
توزیع کرنش و تغییرات آن

با توجه به زاویه دیواره در حال افزایش هندســـه‌های طراحی شـــده، با افزایش عمق شـــکل‌دهی و پیشـــروی ابزار، ســـطح

کرنش‌های پلا ستیک در ورق افزایش می‌یابد (شکل ۷) و ورق تغییر شکل بیشتری را از خود در برابر نیروهای شکل‌دهی نشان می‌دهد. با توجه به رابطه مســـتقیم اندازه آســـیب و کرنش‌های پلاستیک، به تدریج آسیب انباشته در المان‌های ورق نیز افزایش می‌یابد. این اتفاق برای تمام المان‌های ورق اما با شدت متفاوت رخ می‌دهد. برای مثال، طبق شکل (۷) سه المان مختلف در سه ارتفاع متفاوت از هندســـه شـکل‌دهی جهت نمایش این تغییرات انتخاب گردید. شکل (۸) تغییرات کرنش پلاستیک المان‌ها را با افزایش عمق شکل‌دهی نشان می‌دهد. همان‌طور که دیده می‌شود سطح کرنش‌های پلا ستیک با پیـشروی فرایند به صورت پله‌ای افزایش می یابد. در واقع بعد از این‌که ابزار از محل مربوط به المان عبور می‌کند باعث افزایش یک سطح از کرنش پلاستیک در آن می‌شـــود. با فاصـــله گرفتن ابزار از محل المان، ســـطح کرنش‌های پلاســتیک در آن المان ثابت می‌ماند و شــرایط تغییر شکل اگر در محل آن المان (مانند المان B) شدید باشد باعث بروز گلویی موضعی می‌شود. با پیشروی فرایند و افزایش زاویه دیواره هندسه، ورق در معرض تغییر شکل بیشتری قرار می‌گیرد و افزایش اندازه کرنش‌های پلاســتیک در المان C در هر مرحله عبور ابزار، در مقایســـه با المان‌های قبل، بیشــتر اســت. تجمع کرنش‌های پلاستیک در نهایت منجر به بروز گلویی نفوذی و در نهایت شروع پارگی می شود. با توجه به بحرانی بودن المان C، تغییرات کرنش پلاســـتیک در ســـطح داخلی ورق در محل این المان نیز ترسـیم شـده اسـت. همان‌طور که در شـکل (۸) دیده می‌شـــود، اندازه کرنش در ســـطوح بیرونی و درونی متفاوت از یکدیگر اسـت و در سـطح بیرونی اندازه کرنش‌های پلاسـتیک بیشـــتری به‌دســـت می‌آید. این مطلب دلالت بر وجود گرادیان کرنش در راستای ضخامت در فرایند شکل‌دهی تدریجی است. این گرادیان با پیشرفت فرایند بیشتر می‌شود که نشان دهنده بالا بودن نرخ افزایش کرنش در سطح بیرونی ورق است.



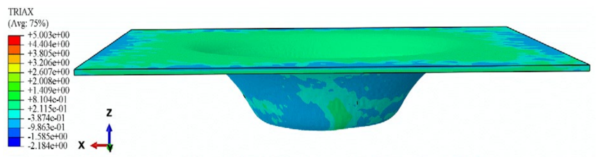
شکل ۷ توزیع کرنش پلاستیک در مخروط ناقص با دیواره متغیر در لحظه قبل از شروع آسیب



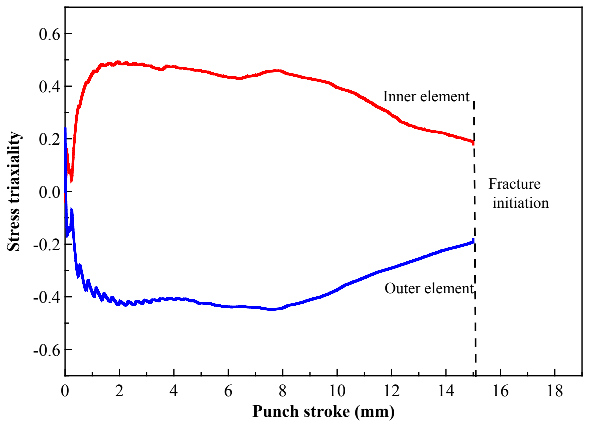
شکل ۸ تغییرات کرنش پلاستیک در سه موقعیت متفاوت در طول فرایند تا لحظه شروع آسیب

توزیع تنش

با توجه به ارتباط مابین تنش و کرنش شکست بررسی توزیع تنش در هندسه‌های تغییر شکل یافته حائز اهمیت است. شکل (۹) توزیع تنش سه‌محوری مخروط ناقص را در سطح بیرونی ورق نشان می‌دهد. لازم به ذکر است که تنش سه‌محوری در نقاط تماس ابزار با ورق قابل بررسی است و در سایر المان‌ها به دلیل وقوع برگشت فنری و یا حضور تنش‌های پسماند مفهوم فیزیکی خاصی را از روند تغییر شکل فرایند نمی‌رساند. از این روز مقادیر میانگین تنش سه‌محوری در موقعیت المان C در سطوح درونی و بیرونی به‌دست آمد و در شکل (۱۰) نشان داده شده است. مقادیر مثبت و منفی تنش سه‌محوری نشان دهنده گردایان تنش در راستای ضخامت ورق در این فرایند شکل‌دهی است که در نتیجه خمش موضعی ورق حول ابزار شکل‌دهی به وجود می‌آید. با نزدیک شدن ابزار به موضع المان مورد بررسی، سطح تنش‌ها بالاتر می‌رود و نوسانات تنش سه‌محوری نیز افزایش می‌یابد لیکن مقدار میانگین آن کاهش یافته و با توجه به رابطه عکس آن با کرنش شکست، شرایط شروع آسیب و حذف المان را پیش می‌آورد.



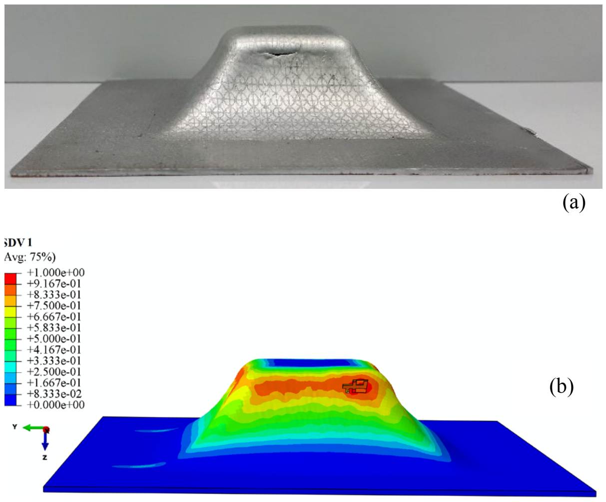
شکل ۹ توزیع تنش سه‌محوری در هندسه مخروط ناقص در یک فریم مانده با شروع شکست



شکل ۱۰ میانگین تنش سه‌محوری در سطح درونی و بیرونی المان C تا شروع شکست

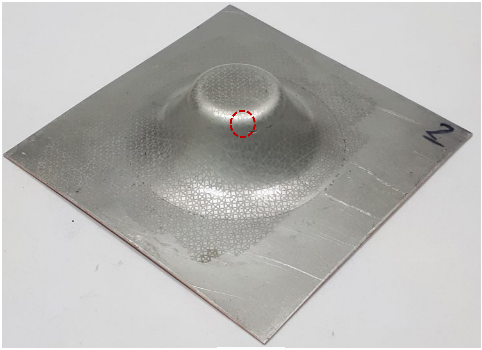
موقعیت شکست و وضعیت کرنش شکست

علاوه بر بررسی وضعیت تنش و کرنش، موقعیت شروع آسیب نیز دارای اهمیت می‌باشد. از این رو در شکل‌های (۱۱) و (۱۲)، موقعیت شکست در فرایند SPIF دو هندسه مورد مطالعه نشان داده شده است. با توجه به ارتفاع شکست پیش‌بینی شده که در شکل (۵) ارائه شد، اختلاف ارتفاع پیش‌بینی را می‌توان تقریبا ضریبی از اندازه گام عمودی شکل‌دهی به حساب آورد. از این رو با این‌که ارتفاع شکل‌دهی کمتر از آزمایش‌های تجربی پیش‌بینی شده است، اما موقعیت شروع شکست را می‌توان گفت که با دقت خوبی به‌دست آمده است که در شکل (۱۱) برای هندسه هرم ناقص و در شکل (۱۲) برای مخروط ناقص نشان داده شده است.

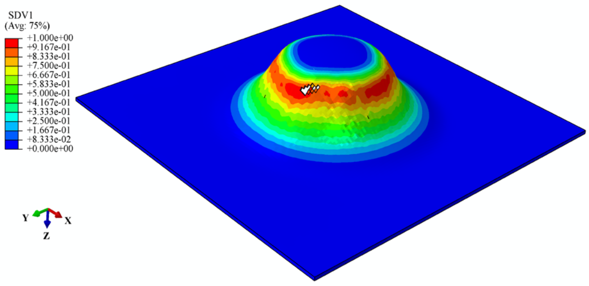


شکل ۱۱ مقایسه موقعیت شروع شکست (a) هرم ناقص حاصل از آزمایش‌های تجربی و (b) توزیع آسیب در هرم ناقص حاصل از شبیه‌سازی عددی

نتایج المان محدود نشـــان می‌دهد، توزیع کرنش‌ها بر روی دیواره هند سه‌ها، غیرمتقارن می‌با شد و کرنش در را ستای ابزار، افزایـ‌ شی ا ست. با پیـ شرفت فرایند شکل‌دهی، کرنش‌ها افزایش می‌یابد، ولی با نزدیک شـــدن به کف قطعه (قســـمتی که تغییر شـــکل پیدا نمی‌کند) اندازه کرنش‌ها، به‌صـــورت کاهشـــی تغییر می‌کند. توزیع ضـــخامت بر روی هندســـه قطعه نیز غیرمتقارن اســـت. در صـــورتی که از این فرایند برای تولید قطعه اســـتفاده شـــود، باید این موارد غیرکنواختی در دیواره‌های قطعه باید در نظر گرفته شود.



(a)



(b)

شکل ۱۲ مقایسه موقعیت شروع شکست (a) مخروط ناقص حاصل از آزمایش‌های تجربی و (b) توزیع آسیب در مخروط ناقص حاصل از شبیه‌سازی عددی

همچنین شایان ذکر است که با توجه به ضخامت ورق و افزایش شعاع خم در لایه بیرونی، ناپایداری ورق از لایه بیرونی ورق شروع می‌شود و به سمت لایه داخلی حرکت می‌کند و در نهایت منجر به حذف المان و شروع ترک می‌شود. در واقع علاوه بر کرنش‌های صفحه‌ای، کرنش ضخامتی نیز در این فرایند نقش قابل توجهی در حد شکل‌دهی ورق ایفا می‌کند و به این دلیل مشاهده می‌شود که المان‌هایی که بیشترین سطح از کرنش‌های صفحه‌ای دارند المان آغازین برای شروع شکست نیستند و مجموع شرایط بارگذاری است که این مسئله را تعیین می‌کند.

نتیجه‌گیری

در پژوهش حاضر شکل پذیری ورق آلومینیومی آلیاژی AA5052 در فرایند SPIF مورد بررسی قرار گرفت. به این منظور ارتفاع شکست ورق در طی این فرایند شکل‌دهی به عنوان معیاری از شکل‌پذیری ورق در نظر گرفته شد. به منظور بررسی بیشتر فرایند، از تحلیل عددی فرایند شکل‌دهی در نرم‌افزار آباکوس استفاده گردید. در این راستا، از مدل آسیب بائو-ویرزبیکی، مدل سخت شوندگی سوئیفت و معیار تسلیم هیل ۴۸ جهت مدل‌سازی رفتار مکانیکی ماده استفاده شد. نتایج قابل توجهی از رفتار شکل‌پذیری ورق در این مطالعه به‌دست آمد که می‌توان در قالب موارد زیر خلاصه کرد:

۱. با استفاده از آزمون‌های کشش تک‌محوری، ناهمسانگردی ورق ۰/۶۳۵ به‌دست آمد و نتایج نشان داد که معیار هیل ۴۸ پیش‌بینی خوبی از رفتار ناهمسانگردی ورق می‌تواند ارائه نماید.

۲. ارتفاع شکست آزمون‌های SPIF در هندسه‌های هرم و مخروط ناقص با زاویه دیواره متغیر به ترتیب ارتفاع ۱۹/۹mm و ۱۶/۹mm به‌دست آمد. حد ارتفاع متفاوت شکل‌دهی این دو هندسه، مربوط به هندسه متفاوت و در نتیجه بروز متفاوت تنش و کرنش است.

۳. نتایج نشان می‌دهد که مدل آسیب B-W توانایی خوبی در پیش‌بینی شکست در فرایند SPIF دارد به‌طوری که ارتفاع شکست هندسه‌های مورد مطالعه با اختلاف میانگین ۹٪ پایین‌تر از نتایج تجربی پیش‌بینی شده است.

۴. بدون اعمال ناهمسانگردی ورق‌ها و با در نظر گرفتن معیار تسلیم ون-میسز برای رفتار پلاستیسیته ورق، دقت پیش‌بینی نتایج ۵٪ افت داشته است.

۵. تحلیل توزیع تنش و کرنش در هندسه‌های تغییر شکل یافته نشان دهنده این است که شکست ورق از سطح بیرونی شروع می‌شود و سپس به سطوح درونی گسترش می‌یابد.

۶. نتایج عددی به‌دست آمده از مسیر کرنش المان‌های تغییر شکل یافته، دلالت بر بارگذاری غیرخطی در این فرایند دارد. همچنین مقایسه با نتایج چاپ شده، نشان دهنده بالاتر بودن کرنش های حدی در این فرایند نسبت به فرایند های شکل‌دهی سنتی است.

۷. محل شروع شکست در ارتفاعی بالاتر از کف هندسه تغییر شکل یافته و در محل تجمع آسیب رخ می‌دهد. نتایج نشان می‌دهد پیش‌بینی مدل عددی از این محل منطبق بر نتایج آزمایش‌های تجربی است.

فهرست علائم

علائم انگلیسی

ε_0	پیش کرنش
$\bar{\varepsilon}_f$	کرنش پلاستیک شکست
σ_{ij}	مولفه‌های تانسور تنش، MPa
σ_m	تنش میانگین، MPa
$\bar{\sigma}_{UTS}$	تنش استحکام نهایی، MPa
σ_{eq}	تنش معادل هیل۴۸، MPa
η	تنش سه محوری
C	ثابت ماده
D_c	اندیکاتور آسیب
F,G,H,L,M,N	ضرایب معیار تسلیم هیل۴۸
n	توان کرنش سختی
k	ضریب استحکام، MPa
Q	ثابت ماده
r	ناهمسانگردی صفحه‌ای
t_0	ضخامت اولیه، mm
t_f	ضخامت نهایی، mm

واژه نامه

ناهمسانگردی	Anisotropy
معیار آسیب	Fracture criterion
ازدیاد طول	Elongation
قانون سخت شوندگی	Hardening rule
تنش سه محوری	Stress triaxiality
کرنش صفحه ای	Plane strain
کشش دو بعدی	Equi-biaxial tension

تقدیر و تشکر

مراجع

[1] W. C. Emmens and H. V. D. Boogaard, “An overview of stabilizing deformation mechanisms in incremental sheet forming,” *Journal of Materials Processing Technology,* vol. 209, no. 8, pp. 3688-3695, 2009.

[2] M. B. Silva, P. S. Nielsen, N. Bay, and P. A. F. Martins, “Failure mechanisms in single-point incremental forming of metals,” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology,* vol. 56, pp. 893-903, 2011.

[3] R. Malhotra, L. Xue, T. Belytschko, and J. Cao, “Mechanics of fracture in single point incremental forming,” *Journal of Materials Processing Technology,* vol. 212, no. 7, pp. 1573-1590, 2012.

[4] K. a. Al-Ghamdi and G. Hussain, “Threshold tool-radius condition maximizing the formability in SPIF considering a variety of materials: Experimental and FE investigations,” *International Journal of Machine Tools and Manufacture,* vol. 88, pp. 82-94, 2015.

[5] M. J. Mirnia and M. Shamsari, “Numerical prediction of failure in single point incremental forming using a phenomenological ductile fracture criterion,” *Journal of Materials Processing Technology,* vol. 244, pp.17-*43*, 2017.

[6] A. Zahedi, B. Mollaei-Dariani, and M. R. Morovvati, “Numerical and experimental investigation of single point incremental forming of two layer sheet metals,” *Journal of Modares Mechanical Engineering*, (In Persian), vol. 14, no. 14, pp. 1-8, 2015.

[7] S. Gatea, H. Ou, B. Lu, and G. *McCartney*, “Modelling of ductile fracture in single point incremental forming using a modified GTN model,” *Journal of Engineering Fracture Mechanics,* vol. 186, pp. 59-79, 2017.

[8] C. F. Guzmán, S. Yuan, L. Duchêne, E. I. Saavedra Flores, and A. M. Habraken, “Damage prediction in single point incremental *forming* using an extended Gurson model,” *International Journal of Solids and Structures,* vol. 151, pp.

45-56, 2018.

[9] A. Kumar, A. Kumar Singh, A. Shrivastava, S. Mishra, and K. Narasimhan, “Shear modified Lemaitre damage model for fracture *prediction* during incremental sheet forming,” *International Journal of Solids and Structures,* vol. 252, pp. 111822, 2022.

[10] W. Peng and H. Ou, “Deformation mechanisms *and* fracture in tension under cyclic bending plus compression, single point and double-sided incremental sheet forming processes,” *International Journal of Machine Tools and Manufacture,* vol. 184, p. 103980, 2023.

[11] D. Mohr and S. J. Marcadet, “Micromechanically-motivated phenomenological Hosford–Coulomb model for predicting ductile fracture initiation at low stress triaxialities,” *International Journal of Solids and Structures,* vol. 67-68, pp. 40-55, 2015.

[12] S. Basak and S. K. Panda, “Failure strains of anisotropic thin sheet metals: Experimental evaluation and theoretical prediction,” *International Journal of Mechanical Sciences,* vol. 151, pp. 356-374, 2019.

[13] A. Zahedi, B. Mollaei Dariani, and M. J. Mirnia, “Experimental determination and numerical *prediction* of necking and fracture forming limit curves of laminated Al/Cu sheets using a damage plasticity model,” *International Journal of Mechanical Sciences,* vol. 153-154, pp. 341-358, 2019.

[14] Z. Cheng *et al.*, “Forming limit analysis of AA5052 sheet under bilinear strain path by designing a novel large-scale gripping fixture,” *Journal of Materials Research and Technology,* vol. 22, pp. 2425-2439, 2023.

Ferdowsi University of Mashhad

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics

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

Society of Manufacturing Engineering of Iran

Investigating the Mechanical Properties of Polymer Composite Materials made by 3D Printing Method

Research Article

Abbas Savabpour[1], Javad Kadkhodapour[2], Ali Pourkamali Anaraki[3]

DOI: 10.22067/jacsm.2023.81972.1182

1. Introduction

3D printing is one of the most important technologies in the world, which has received a lot of attention in the last few years. Due to its unique features, this technology has been able to find its place well within different industries and jobs. 3D printing is done by rapid prototyping of a computer designed model in which objects are produced directly by adding materials layer by layer. Compared with traditional manufacturing, rapid prototyping can make complex shapes easily. This technology helps in early detection and reduction of design errors, at the same time, it does not require any tools, molds and devices, and only requires a little human intervention.

Multi-material printing in 3D printing has attracted attention for a wide range of applications. In multi-material printing technology, it is possible to combine different polymer materials in the form of a composite material according to the need, and achieve the desired properties from them.

Two filaments were used in this study to investigate the mechanical properties of composite structures. The samples were made by a 3D printer in such a way that several samples were made from each of the filaments, and finally, a number of samples were created in composite form (layer on layer). Then, all of the samples were analyzed and evaluated in the tensile test and their mechanical properties were calculated.

2. The materials

The filaments used in this study included ABS (acrylonitrile butadiene and styrene) filament and TPU (polyurethane filament) filament. A 3D printer was used to print these materials.

3. The proposed solution

By using hard (ABS) and soft (TPU) polymers, four polymer structure samples including two single material samples and two composite material samples were made by 3D printer through additive layering method. Then, the mechanical properties of this sample were compared and evaluated by means of tensile test. Finally, simulation was done for these samples by the software.

3.1. The standard. The manufacturing of all polymer parts for tensile testing was done using ASTM D638-14 standard, which can be seen in Table 1.

3.2. Tensile test conditions. Tensile test of all samples was done at room temperature. The tensile test speed is 5 mm/min in all samples. For constructing tensile test models, the fourth row (IV) standard of Table 1 that can be used in hard and soft materials, was used.

3.3. Simulation conditions. The software simulation of tensile test samples was done in ABAQUS software version 2018. In this simulation, the minimum and maximum stress values in polymer samples are investigated. These samples are stuck from one side and subjected to the maximum tensile force obtained from the tensile test from the other side.

3.4. The results obtained from the tensile test. The highest force (759 N) is tolerated by the ABS sample and the lowest strain to failure (6%) is achieved by this sample. The force of 744 (N) is tolerated by the TPU sample. It should be noted that the highest strain to failure (800%) was obtained for this sample.

In ABS & TPU & ABS sandwich sample, less force is tolerated than the ABS sample (613 N vs. 759 N). Moreover, the strain to failure of this sample is equal to the ABS sample (6%).

In the TPU & ABS & TPU sandwich sample, the force of 321 N is tolerated, which is less than other samples. Moreover, the strain to failure of this sample is 22%, which is almost 4 times of ABS and sandwich ABS & TPU & ABS samples.

*Manuscript received: April 16, 2023. Revised, May 28, 2023, Accepted, July 25, 2023.

[1]. Corresponding author. MSc, Faculty of Mechanical Engineering, Shahid Rajaei University, Tehran, Iran,
Email: a.savabpour65@gmail.com

[2]. Associate Professor, Faculty of Mechanical Engineering, Shahid Rajaee University, Tehran, Iran.

[3]. Professor, Faculty of Mechanical Engineering, Shahid Rajaei University, Tehran, Iran.

3.5. Results obtained from tensile test simulation. In order to determine the stress in different parts of each of the samples, the Mises stress values obtained from the simulation in different polymer structures are given.

The simulated sample of ABS material shows that the maximum stress is in the middle part of the structure and its value is almost close to the real sample of tensile test. The simulated sample of TPU material shows that the maximum stress is in the middle part of the structure and its value is almost close to the real sample of tensile test. It is clear from the simulated sample of ABS & TPU & ABS sandwich structure that the highest amount of stress belongs to the 2 outer layers, which is ABS material with a larger modulus of elasticity, the middle single layer of TPU material with a small elasticity modulus is under the lowest stress.

It can be seen from the simulated sample of TPU & ABS & TPU sandwich structure that the highest stress value belongs to the middle single layer, which is higher than ABS material with elasticity modulus. The two outer layers of TPU material with a small modulus of elasticity are subjected to minimal stress.

4. Conclusion

In this article, in order to improve the mechanical properties of polymer materials, several examples of single-material structures composed of ABS and TPU filaments have been created by a 3D printer. Then, these samples are subjected to real static tensile load in the laboratory environment by the tensile testing machine. Through the output data of this tensile test, the mechanical properties of these samples have been calculated and finally compared. According to the obtained results, we were able to increase the strain to failure in the composite samples (TPU & ABS & TPU) by almost 4 times compared to the ABS sample and the ABS & TPU & ABS sample.

Table 1. Standard dimensions according to the type of material

Dimensions (see drawings)	7 (0.28) or under		Over 7 to 14 (0.28 to 0.55), incl	4 (0.16) or under		Tolerances
	Type I	Type II	Type III	Type IV[B]	Type V[C,D]	
W-Width of narrow section[E,F]	13 (0.50)	6 (0.25)	19 (0.75)	6 (0.25)	3.18 (0.125)	±0.5 (±0.02)[B,C]
L-Length of narrow section	57 (2.25)	57 (2.25)	57 (2.25)	33 (1.30)	9.53 (0.375)	±0.5 (±0.02)[C]
WO-Width overall, min[G]	19 (0.75)	19 (0.75)	29 (1.13)	19 (0.75)	…	+6.4 (+0.25)
WO-Width overall, min[G]	…	…	…	…	9.53 (0.375)	+3.18 (+0.125)
LO-Length of overall, min[H]	165 (6.5)	183 (7.2)	246 (9.7)	115 (4.5)	63.5 (2.5)	no max (no max)
G-Gage lenght[I]	50 (2.00)	50 (2.00)	50 (2.00)	…	7.62 (0.300)	±0.25 (±0.010)[C]
G-Gage lenght[I]	…	…	…	25 (1.00)	…	±0.13 (±0.005)
D-Distance between grips	115 (4.5)	135 (5.3)	115 (4.5)	65 (2.5)[J]	25.4 (1.0)	±5 (±0.2)
R-Radius of fillet	76 (3.00)	76 (3.00)	76 (3.00)	14 (0.56)	12.7 (0.5)	±1 (±0.04)[C]
RO-Outer radius (Type IV)	…	…	…	25 (1.00)	…	±1 (±0.04)

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

http://mechanic-ferdowsi.um.ac.ir

انجمن مهندسی ساخت و تولید ایران

دانشگاه فردوسی مشهد

بررسی خواص مکانیکی مواد مرکب پلیمری ساخته شده به روش پرینت سه‌بعدی *

مقاله پژوهشی

عباس صواب پور[۱] جواد کدخداپور[۲] علی پورکمالی انارکی[۳]

DOI: 10.22067/jacsm.2023.81972.1182

چکیده ماده مرکب یک جامد غیر یک‌نواخت است که از دو یا چند ماده مختلف تشکیل شده است که به‌صورت مکانیکی یا متالورژی به هم پیوند خورده‌اند. این مواد تشکیل دهنده، خواص شیمیایی و فیزیکی کاملاً متفاوتی دارند و برای ساخت ماده‌ای که شبیه به هیچ‌کدام از این مواد نیست با هم ادغام می‌شوند. در مطالعات پیشین، ساخت و بررسی ساختارهای ساندویچ مواد پلیمری با دو ماده با خواص فیزیکی مشابه (دو ماده سخت) انجام شده بود، ولی در این تحقیق، دو پلیمر با خواص فیزیکی کاملا متفاوت با هم ترکیب شده و یک ساختار ساندویچی جدید ساخته شده است. این مطالعه با هدف بررسی و تلاش برای افزایش عملکرد مکانیکی ساختارهای تک‌لایه و چندلایه مرکب (ساندویچی) چاپ شده از مواد پلیمری سخت (ABS) و نرم (TPU) و مقایسه این نمونه‌ها با تهیه ساختارهای مرکب مختلف از این پلیمرها انجام شده است. روش ساخت مواد پلیمری مورد استفاده از این تحقیق، استفاده از تکنولوژی پرینت سه‌بعدی (لایه‌گذاری افزایشی) می‌باشد. نتایج در قالب تست کشش آزمایشگاهی و شبیه‌سازی در محیط نرم‌افزاری آباکوس به‌دست آمده است. این نتایج حاکی از آن است که با تغییر لایه‌ها و مواد، مقدار کرنش تا شکست نمونه‌های مرکب تا حدود ۴ برابر افزایش پیدا کرده است. لازم به ذکر است که ساخت نمونه‌های تست کشش، در این پروژه طبق استاندارد انجمن مواد و آزمون آمریکا انجام شده است.

واژه‌های کلیدی خواص مکانیکی، ساختارهای مرکب، پرینت سه‌بعدی، ABS، TPU.

Investigating the Mechanical Properties of Polymer Composite Materials Made by 3D Printing Method

Abbas Savabpour Javad Kadkhodapour Ali Pourkamali Anaraki

Abstract *A composite structure is a non-uniform solid that consists of two or more different materials with different kinds that are mechanically bonded together. These structures have completely different chemical and physical properties and they merge together to make a substance that is not similar to any of these materials. In previous studies, the construction and investigation of sandwich structures of polymer materials were done with two materials with similar physical properties (two hard materials), but in this research, two polymers with completely different physical properties were combined and a new sandwich structure was made. This study aims to investigate and try to increase the mechanical performance of single-layer and multi-layer composite (sandwich) structures printed from hard (ABS) and soft (TPU) polymer materials and comparing these samples by preparing different composite structures from these polymers. The method of making polymer materials used in this research is the use of 3D printing technology (incremental layering). The results have been obtained in the form of laboratory tensile test and simulation in the Abaqus software environment. These results indicate that with the change of layers and materials, the amount of strain to failure of the composite samples has increased up to about 4 times. It should be noted that the construction of the tensile test samples in this project was done according to the standard of the American Association of Materials and Testing.*

Key Words Mechanical Properties, Composite Materials, 3D Printing, ABS, TPU.

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۲/۲/۲۷ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۲/۵/۳ می‌باشد.

(۱) نویسندۀ مسئول، کارشناسی ارشد، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه شهید رجایی، تهران.

(۲) دانشیار، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه شهید رجایی، تهران.

(۳) استاد، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه شهید رجایی، تهران.

Email: a.savabpour65@gmail.com

مقدمه

یکی از مهم‌ترین تکنولوژی‌های روز دنیا که در چند سال اخیر به شدت مورد توجه قرار گرفته، پرینت سه‌بعدی است. این تکنولوژی به دلیل ویژگی‌های منحصر به فردی که دارد، توانسته جای خود را به خوبی در صنایع مختلف و مشاغل مختلف باز کند.

پرینت سه‌بعدی با نمونه‌سازی سریع یک مدل طراحی شده کامپیوتری انجام می‌شود که در آن اشیا مستقیما با افزودن مواد به‌صورت لایه به لایه تولید می‌شوند. در مقایسه با تولید سنتی، نمونه‌سازی سریع می‌تواند اشکال پیچیده را به راحتی بسازد. این تکنولوژی به تشخیص زودهنگام و کاهش خطاهای طراحی کمک می‌کند، در عین حال نیازمند هیچ گونه ابزار، قالب و وسایلی نبوده و تنها مستلزم دخالت اندک انسان است.

چاپ سه‌بعدی با استفاده از چندین ماده در یک زمان، قابلیت کلیدی تولید افزایشی است که پتانسیل آن را در برابر سایر روش‌های تولید فعلی افزایش می‌دهد. این روش می‌تواند نیاز به مونتاژ را حذف کرده، مراحل پس پردازش را از بین برده، سبب ترقی طراحی کارآمد اشیای چند منظوره شده و زمان تولید و همچنین هزینه‌ها را کاهش دهد [1,2].

اکستروژن چند ماده در پرینت سه‌بعدی به دلیل طیف وسیعی از موارد مورد توجه قرار گرفته است. در تکنولوژی چاپ چند ماده‌ای، می‌توان با توجه به نیاز، مواد پلیمری مختلف را به‌صورت ماده مرکب با هم ترکیب نموده و به خواص مورد نظر از آن‌ها دست یافت. به دلیل توانایی این فناوری در تهیه مواد خاص، می‌توان به کاربرد گسترده آن در زمینه‌های مختلف از جمله رباتیک شامل ساخت مفاصل و اندام ربات‌ها [3-6] و پزشکی شامل ساخت اعضای مصنوعی بدن انسان [7-9] و... اشاره کرد.

یکی دیگر از کاربردهای چاپ چند ماده‌ای، ایجاد ساختارهای مرکب به منظور دستیابی به خواص مکانیکی متفاوت از مواد تشکیل دهنده آن‌ها به‌صورت مجزا است، که این تفاوت در خواص مکانیکی شامل تغییر در استحکام کششی و مدول الاستیسیته و کرنش تا شکست است. مقالات مختلفی در این زمینه ارائه شده است که در ادامه به تعدادی از آن‌ها اشاره می‌کنیم.

دینش یاداو و همکاران [10] در سال ۲۰۱۹ در پژوهشی، بهینه‌سازی پارامترهای فرایند چاپ در پرینترهای سه‌بعدی برای مواد پلیمری مرکب را مورد بررسی قرار دادند. مقاله حاضر به بررسی اثرات چگالی مواد، چگالی Infill و دمای اکستروژن بر استحکام کششی ABS، PETG و آزمایش چند ماده می‌پردازد. چند متریال با ادغام ۵۰ درصد ABS و ۵۰ درصد PETG لایه به لایه در پرینت سه‌بعدی ساخته شده‌اند. در مجموع ۳۰ قطعه آزمایش مطابق با استاندارد ASTM D638-(IV) با چگالی Infill، دمای اکستروژن و چگالی مواد مختلف چاپ شد. علاوه بر این، چگالی و دمای اکستروژن برای افزایش استحکام کششی واحدهای ساخته شده بهینه شده است. در نهایت با انجام چندین مرحله تغییر در پارامترهای چاپ، استحکام کششی نمونه‌های پلیمری مواد مرکب تا ۴٫۵۴ درصد افزایش یافته است.

لوپز و همکاران [11] در سال ۲۰۱۸ رفتار مکانیکی مواد مرکب پلیمری ساخته شده به روش پرینت سه‌بعدی را مورد بررسی قرار داده‌اند. این مقاله به عملکرد مکانیکی اشیای چاپی چند ماده‌ای می‌پردازد، ابتدا چند نمونه تک ماده توسط یک سر اکستروژن چاپ شده و رفتار مکانیکی این ساختارها توسط دستگاه تست کشش به‌دست آمده است. در مرحله بعد چند نمونه دو ماده‌ای توسط دو سر اکستروژن چاپ شده و رفتار مکانیکی این ساختارها نیز توسط دستگاه تست کشش به‌دست آمده است. فیلامنت‌های مورد استفاده در این پروژه PLA، TPU و PET هستند.

دیود باکا و رفیق احمد [12] در تحقیقی در سال ۲۰۲۰، مقایسه خواص مکانیکی مواد مرکب پلیمری با تکنولوژی ساخت پرینتر سه‌بعدی تک‌نازل و چندنازل به روش اکستروژن انجام داده‌اند. به همین منظور نمونه‌های تست کشش مواد پلیمری از سه فیلامنت ABS و PLA و HPIS ساخته شده است. ابتدا کلیه نمونه‌های تک‌ماده و مواد مرکب با استفاده از تکنولوژی تک‌نازل در پرینتر سه‌بعدی ساخته شده و در ادامه مجددا کلیه نمونه‌های تست کشش با استفاده از پرینتر چندنازل تکرار شده است. نتایج حاصل از این تست کشش، مقادیر مدول یانگ، استحکام کششی و کرنش تا شکست، نشان می‌دهد که نمونه‌های ساخته شده در نازل تکی دارای پیوند کامل‌تری بین مواد مرکب هستند.

در مقاله [13]، از ترکیب دو ماده پلی لاکتید (PLA)،

ترموپلاستیک پلی یورتان (TPU) جهت بهبود چقرمگی PLA استفاده شده است. نتایج مقاله نشان می‌دهد که عملکرد ماده مرکب PLA / TPU ، ماده PLA را از شکست شکننده به شکست انعطاف‌پذیر تغییر داده است. کرنش تا شکست برای ترکیب ۲۰ درصد PLA و ۸۰ درصد TPU بدون افت آشکار در استحکام کششی به ۳۵۰٪ رسیده است.

مقاله [14] جهت ارزیابی عملکرد مکانیکی ساختارهای ساندویچی ساخته شده از مواد مرکب حاصل از فیلامنت‌های ABS و PLA استفاده شده است. ساخت کلیه نمونه‌ها بر اساس استاندارد ASTM638 نسخه ۲۰۱۴ و به وسیله پرینتر سه‌بعدی انجام شده است. ابتدا نمونه‌ها با فیلامنت ABS ساخته شده و خواص مکانیکی مورد ارزیابی قرار گرفته است. در مرحله بعد نمونه‌ها از فیلامنت PLA ساخته شده و مورد تست قرار گرفتند. در نهایت ساختارها به‌صورت ساندویچی (لایه روی لایه) قرار گرفته و در آزمون کشش مورد تحلیل و ارزیابی واقع شدند، که مشخص گردید نمونه ساخته شده از فیلامنت PLA دارای تنش تسلیم بالاتری است.

لازم به ذکر است که در مقاله حاضر، جهت بررسی خواص مکانیکی ساختارهای مرکب از دو فیلامنت ABS و TPU استفاده شده است. ساخت نمونه‌ها به وسیله پرینتر سه‌بعدی انجام شده است، به این صورت که تعدادی از نمونه‌ها از فیلامنت ABS و تعدادی از فیلامنت TPU ساخته شده‌اند و در نهایت تعدادی از نمونه‌ها به‌صورت مرکب (لایه روی لایه) ایجاد شده‌اند. سپس کلیه نمونه‌ها در آزمون کشش مورد تحلیل و ارزیابی واقع شده و خواص مکانیکی آن‌ها محاسبه شده است.

مواد مورد استفاده

در این قسمت، کلیه ابزار و مواد مورد نیاز که در این پروژه مورد استفاده قرار گرفته‌اند، به تفضیل مورد بررسی قرار می-گیرند.

پرینتر سه‌بعدی

در واقع پرینتر سه‌بعدی یا همان ساخت افزایشی که امروزه در صنعت به نام‌های دیگری همچون شبیه‌ساز فیزیکی هم شهرت دارد، به فرایند تولید قطعات سه‌بعدی از فایل دیجیتالی گفته می‌شود. فرایند تولید افزایشی یک شیء، با قرار دادن لایه‌های متوالی از مواد اولیه ایجاد می‌شود و این روند تا تکمیل قطعه ادامه می‌یابد. هر یک از این لایه‌ها را می‌توان به عنوان یک مقطع افقی نازک برش از قطعه نهایی مشاهده کرد. چاپ سه‌بعدی امکان تولید اشکال پیچیده را با استفاده از مواد کمتر نسبت به روش‌های سنتی فراهم می‌کند که شامل برش یا ماشین‌کاری شی از یک بلوک بزرگ‌تر است [15].

چاپگر سه‌بعدی، یک جسم جامد سه‌بعدی را از یک مدل دیجیتال می‌سازد. این، شامل دستگاه چاپ سه‌بعدی است که به یک بازوی رباتیک چند محوره متصل شده است. بازو از یک نازل تشکیل شده است که پودر فلز یا سیم را روی یک سطح رسوب می‌دهد و یک منبع انرژی (لیزر، پرتو الکترونی یا قوس پلاسما) که آن را ذوب می‌کند و یک جسم جامد را تشکیل می‌دهد [15].

فیلامنت ABS

فیلامنت ABS، بخشی از خانواده پلیمرهای ترموپلاستیک بوده که از ترکیب سه ماده «اکریلونیتریل»، «بوتادین» و «استایرن» به‌دست می‌آید. این ترموپلاستیک ارزان، با دوام و سبک وزن بوده و به راحتی از اکسترودر خارج می‌گردد، به همین خاطر برای استفاده در پرینتر سه‌بعدی بسیار محبوب است. قطعات ساخته شده از فیلامنت ABS در پرینتر سه‌بعدی سفتی بالایی دارند و می‌توانند در دماهای پایین ضربات را تا حدودی تحمل کنند [14].

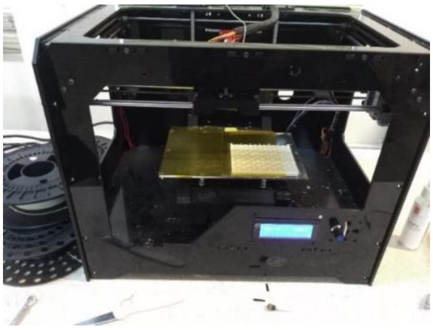
فیلامنت TPU

TPU یا فیلامنت پلی اورتان، یک الاستومر ترموپلاستیک است که قابلیت انعطاف‌پذیری بسیار بالایی دارد. این ماده ترکیبی به علت سهولت پردازش بسیار بالا و همچنین استحکام و دوام خوبی که دارد، به عنوان یک عملکرد همه کاره محسوب می‌شود. قطعات ساخته شده از فیلامنت TPU به راحتی و بدون شکستگی و از دست دادن شکل اصلی خود می‌توانند خم یا کشیده شوند. از برخی خواص ویژه این محصول می‌توان به نرمی، کرنش بالا و... اشاره کرد [16].

راه حل پیشنهادی

در این مقاله، با استفاده از پلیمرهای سخت (ABS) و نرم (TPU)، چهار نمونه ساختار پلیمری شامل دو نمونه تک‌ماده و دو نمونه ماده مرکب توسط پرینتر سه‌بعدی به روش لایه‌گذاری افزایشی ساخته شده است و خواص مکانیکی این نمونه‌ها به وسیله آزمون کشش مورد مقایسه و ارزیابی قرار گرفته و در نهایت شبیه‌سازی برای این نمونه‌ها در محیط نرم‌افزاری انجام شده است.

چاپ کلیه نمونه‌ها به وسیله پرینتر سه‌بعدی Sizan1 صورت گرفته است که در شکل (۱) قابل مشاهده است. لایه‌گذاری کلیه نمونه‌ها به‌صورت ۴۵ درجه نسبت به محور کشش و با لایه‌گذاری به ضخامت ۰/۱ میلی‌متر انجام شده است. شکل (۲) زاویه لایه‌گذاری نمونه‌های پلیمری را توسط پرینتر سه‌بعدی نشان می‌دهد.



شکل ۱ پرینتر سه‌بعدی Sizan1

شکل ۲ زاویه ۴۵ درجه لایه گذاری در چاپ [13]

لازم به ذکر است که ماده ABS، در دمای ۲۴۰ درجه سانتی‌گراد و با سرعت ۸۰ میلی‌متر بر ثانیه با سطح بستر گرم در دمای ۹۰ درجه سانتی‌گراد اکسترود شده است و ماده TPU در دمای ۲۵۰ درجه سانتی‌گراد و با سرعت ۳۰ میلی‌متر بر ثانیه با دمای سطح بستر گرم ۵۰ درجه سانتی‌گراد اکسترود شده است. در ضمن، چگالی اینفیل ساخت نمونه‌ها برای هر دو ماده ۱۰۰ درصد در نظر گرفته شده است.

تست کشش کلیه نمونه‌ها به وسیله دستگاه تست کشش ZWICK ROELL مدل Z100 انجام شده است که در شکل (۳) قابل مشاهده است.

شکل ۳ دستگاه تست کشش ZWICK ROELL

با توجه به این‌که خروجی دستگاه تست کشش، داده‌های نیرو-جابه‌جایی و تنش-جابه‌جایی است، جهت بررسی بیشتر خواص مکانیکی نمونه‌های تست شده، از روابط موجود در درس مقاومت مصالح [17] استفاده شده که این فرمول‌ها در ذیل آمده است.

با داشتن تغییرات طول و طول مؤثر اولیه نمونه، کرنش از رابطه (۱) به‌دست می‌آید.

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L_0} \qquad (۱)$$

که ε مشخص کننده کرنش، ΔL تغییرات طول و L_0 طول اولیه را نشان می‌دهند.

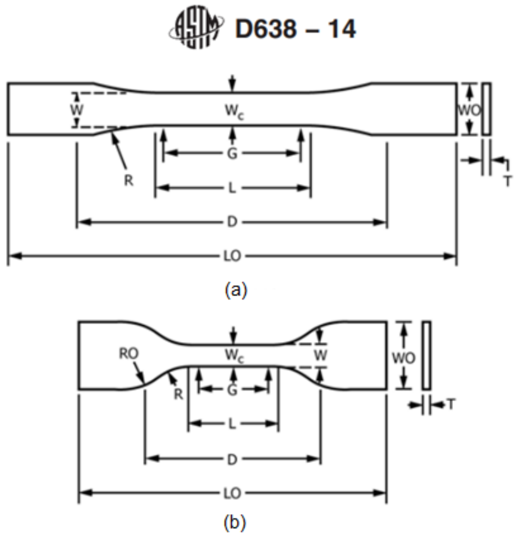
مدول کششی نمونه‌ها با داشتن تنش و کرنش در محدوده الاستیک تست کشش از رابطه (۲) (قانون هوک) (Hooke law) به‌دست می‌آید.

$$E=\frac{\sigma}{\varepsilon} \qquad (۲)$$

که در آن E نشان دهنده مدول کششی و σ مشخص کننده تنش تسلیم است.

بررسی رفتار مکانیکی تک‌ماده ABS و TPU و ماده مرکب TPU-ABS تحت آزمون کشش و شبیه‌سازی استاندارد مورد استفاده

ساخت کلیه قطعات پلیمری جهت آزمون کشش با استفاده از استاندارد ASTM D638-14 انجام شده است که در شکل (۴) قسمت‌های (a) و (b) و جدول (۱) قابل مشاهده است.



شکل ۴ (a) استانداردهای نوع ۱، ۲، ۳ و ۵ (b) استاندار نوع ۴

جدول ۱ ابعاد استاندارد با توجه به نوع ماده

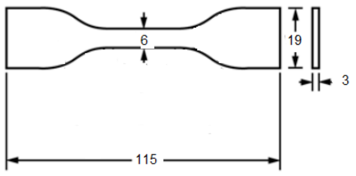
Dimensions (see drawings)	7 (0.28) or under		Over 7 to 14 (0.28 to 0.55), incl	4 (0.16) or under		Tolerances
	Type I	Type II	Type III	Type IV[B]	Type V[C,D]	
W-Width of narrow section[E,F]	13 (0.50)	6 (0.25)	19 (0.75)	6 (0.25)	3.18 (0.125)	±0.5 (±0.02)[B,C]
L-Length of narrow section	57 (2.25)	57 (2.25)	57 (2.25)	33 (1.30)	9.53 (0.375)	±0.5 (±0.02)[C]
WO-Width overall, min[G]	19 (0.75)	19 (0.75)	29 (1.13)	19 (0.75)	…	+6.4 (+0.25)
WO-Width overall, min[G]	…	…	…	…	9.53 (0.375)	+3.18 (+0.125)
LO-Length of overall, min[H]	165 (6.5)	183 (7.2)	246 (9.7)	115 (4.5)	63.5 (2.5)	no max (no max)
G-Gage lenght[I]	50 (2.00)	50 (2.00)	50 (2.00)	…	7.62 (0.300)	±0.25 (±0.010)[C]
G-Gage lenght[I]	…	…	…	25 (1.00)	…	±0.13 (±0.005)
D-Distance between grips	115 (4.5)	135 (5.3)	115 (4.5)	65 (2.5)[J]	25.4 (1.0)	±5 (±0.2)
R-Radius of fillet	76 (3.00)	76 (3.00)	76 (3.00)	14 (0.56)	12.7 (0.5)	±1 (±0.04)[C]
RO-Outer radius (Type IV)	…	…	…	25 (1.00)	…	±1 (±0.04)

شرایط آزمون کشش

تست کشش کلیه نمونه‌ها در دمای اتاق انجام شده است. سرعت تست کشش در کلیه نمونه‌ها ۵ میلی‌متر بر دقیقه در نظر گرفته شده است. جهت ساخت مدل‌های تست کشش از استاندارد ردیف چهارم (IV) جدول (۱) که قابل استفاده در مواد سخت و نرم است، استفاده شده است.

به منظور دقیق‌تر بودن نتایج، سه نمونه برای هر نوع پلیمر ساخته و تست شده است و از میانگین ۳ نمونه به عنوان مبنا در نتایج استفاده شده است.

شکل (۵) ابعاد نمونه‌های ساخته شده جهت تست کشش بر مبنای نوع چهارم جدول استاندارد را نشان می‌دهد.



شکل ۵ ابعاد نمونه کشش طبق استاندارد ASTM D638-14

شرایط شبیه‌سازی

شبیه‌سازی نرم‌افزاری نمونه‌ها در نرم‌افزار آباکوس نسخه ۲۰۱۸

انجام شده است. در این شبیه‌سازی مقادیر حداقل و حداکثر تنش در نمونه‌های پلیمری مورد بررسی قرار می‌گیرد. در واقع این نمونه‌ها از یک سمت به‌صورت گیردار درآمده و از سمت دیگر تحت نیروی کششی حداکثر به‌دست آمده از آزمون کشش قرار می‌گیرند.

نتایج و بحث

نتایج مقاله شامل نتایج به‌دست آمده از آزمون کشش و نتایج حاصل از شبیه‌سازی آزمون کشش انجام شده می‌باشد که در ادامه مورد بحث قرار می‌گیرند.

نتایج به‌دست آمده از آزمون کشش

شکل (۶) و (۷) به ترتیب منحنی‌های تنش– کرنش و نیرو– جابه‌جایی به‌دست آمده از آزمون کشش ساختارهای پلیمری چهار نمونه را نشان می‌دهد.

با توجه به نمودارهای (۶) و (۷) نتایج زیر حاصل شده است.

بیشترین نیرو (۷۵۹ نیوتن) توسط نمونه ABS تحمل می‌شود و کمترین کرنش تا شکست (۶ درصد) توسط این نمونه انجام شده است.

نیروی ۷۴۴ نیوتن توسط نمونه TPU تحمل می‌شود. لازم به ذکر است که بیشترین کرنش تا شکست (۸۰۰ درصد) برای این نمونه به‌دست آمده است.

در نمونه ساندویچ ABS & TPU & ABS نیروی کمتری نسبت به نمونه ABS تحمل می‌شود (۶۱۳ در مقابل ۷۵۹ نیوتن). همچنین کرنش تا شکست این نمونه برابر نمونه ABS بوده که معادل ۶ درصد است.

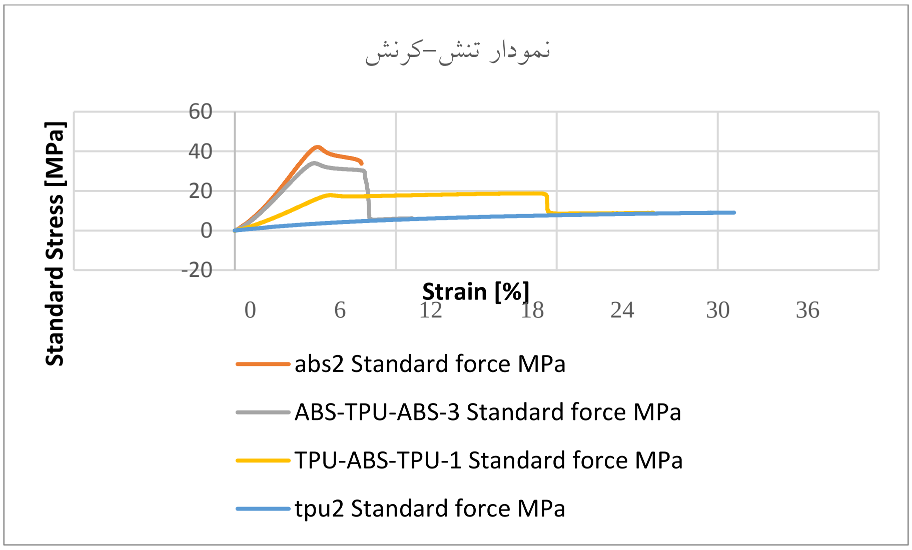
در نمونه ساندویچ TPU & ABS & TPU نیروی ۳۲۱ نیوتن تحمل می‌شود که نسبت به سایر نمونه‌ها کمتر است. همچنین، کرنش تا شکست این نمونه ۲۲ درصد است که تقریبا ۴ برابر نمونه ABS و ساندویچ ABS & TPU & ABS می‌باشد.

همچنین، کرنش کلیه نمونه‌ها در نیروی ۲۰۰ نیوتن مورد مقایسه قرار گرفته است که نتایج به‌صورت نمودار میله‌ای در شکل (۸) قابل مشاهده است. با توجه به نمودار مذکور، بیشترین مقدار کرنش مربوط به نمونه TPU (۳۲ درصد) و کمترین مقدار مربوط به نمونه‌های ABS و ABS & TPU & ABS (۲ درصد) می‌باشد.

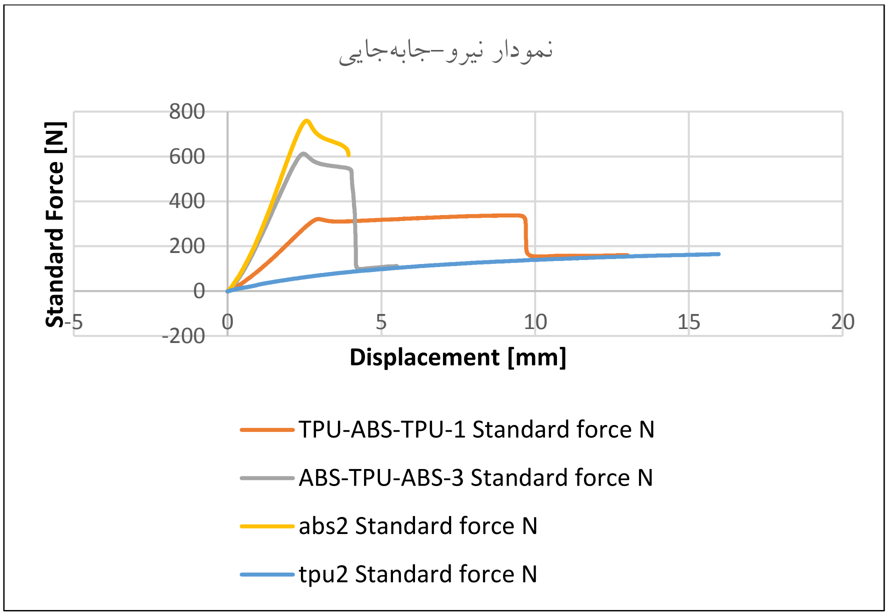
علاوه بر این، در نمودار ۹ نیروها در کرنش ۵ درصد مورد مقایسه قرار گرفته‌اند که با توجه به این نمودار، بیشترین نیرو (معادل ۶۰۰ نیوتن) توسط نمونه ABS و کمترین نیرو (معادل ۵۰ نیوتن) توسط نمونه TPU تحمل می‌شود.

شکل (۱۰)، کلیه نمونه‌های پلیمری قبل و بعد از تست کشش را نشان می‌دهد.

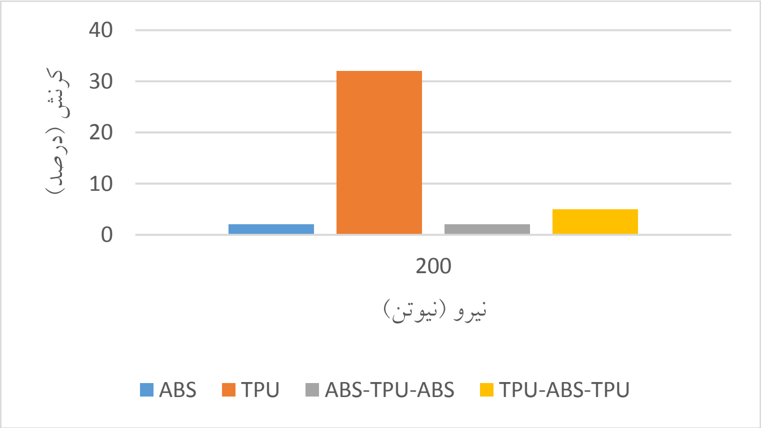
جدول (۲) مقادیر به‌دست آمده مدول، نیرو و تنش را در آزمون کشش برای ۴ ساختار پلیمری نشان می‌دهد.



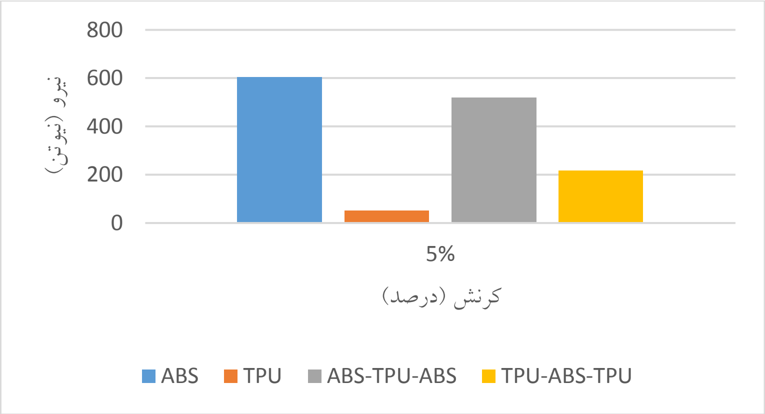
شکل ۶ منحنی تنش– کرنش چهار نمونه تست کشش



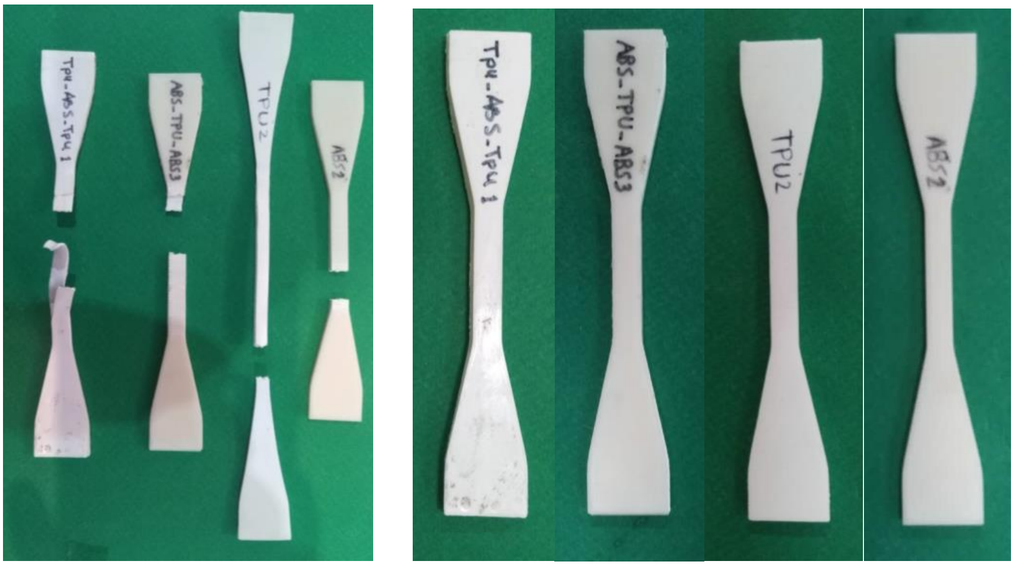
شکل ۷ منحنی نیرو-جابه‌جایی چهار نمونه تست کشش



شکل ۸ مقایسه کرنش‌ها در نیروی ثابت ۲۰۰ نیوتن



شکل ۹ مقایسه نیروها در کرنش ۵ درصد



(a) (b)

شکل ۱۰ نمونه‌های (a) قبل و (b) بعد از تست کشش

جدول ۲ خواص مکانیکی ۴ ساختار پلیمری تحت تست کشش

مدول کششی (مگا پاسکال)	استحکام کششی نهایی (مگا پاسکال)	بار در کرنش ۵ درصد (نیوتن)	بار شکست (نیوتن)	حداکثر بار (نیوتن)	نوع پلیمر
۵۴۰/۳۸	۴۲/۱۵	۶۰۵	۶۰۶	۷۵۹	ABS
۴/۳۸	۴۱/۳۲	۵۲	۷۴۰	۷۴۴	TPU
۴۵۴/۶۷	۳۴/۰۱	۵۲۰	۴۰۲	۶۱۳	ABS & TPU & ABS Sandwich
۱۹۸/۹۹	۱۷/۸۳	۲۱۷	۳۳۸	۳۲۱	TPU & ABS & TPU Sandwich

نتایج به‌دست آمده از شبیه‌سازی آزمون کشش

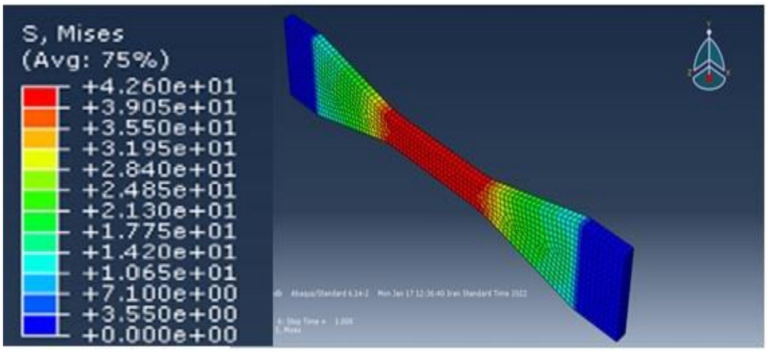
به منظور تعیین تنش در قسمت‌های مختلف هر یک از نمونه‌ها، مقادیر تنش میزز حاصل از شبیه‌سازی در ساختارهای پلیمری مختلف در شکل‌های (۱۱) الی (۱۴) آورده شده است.

نتایج به‌دست آمده از شبیه‌سازی آزمون کشش ماده ABS نشانگر آن است که حداکثر تنش در قسمت میانی ساختار بوده و مقدار آن تقریبا نزدیک به نمونه واقعی تست کشش است.

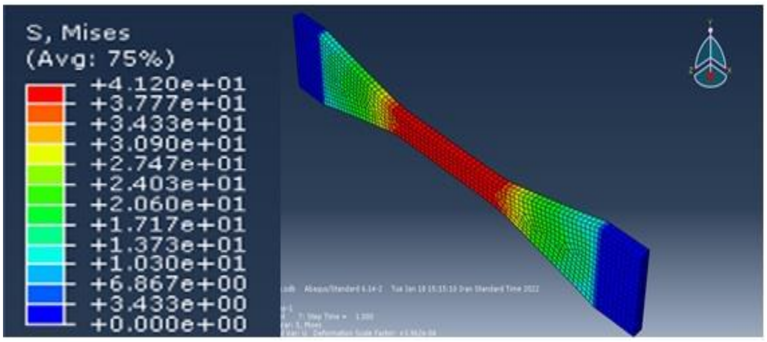
نتایج به‌دست آمده از شبیه‌سازی آزمون کشش ماده TPU نشانگر آن است که حداکثر تنش در قسمت میانی ساختار بوده و مقدار آن تقریبا نزدیک به نمونه واقعی تست کشش است.

آنچه که از نتایج حاصل از شبیه‌سازی آزمون کشش ساختار ساندویچی ABS & TPU & ABS مشخص است، بیشترین مقدار تنش مربوط به ۲ لایه بیرونی است که از ماده ABS با مدول الاستیسیته بزرگ‌تر می‌باشد، تک لایه میانی از ماده TPU با مدول الاستیسیته کوچک تحت کمترین تنش قرار گرفته است. تنش در این ساختار نسبت به تک ماده ABS و تک ماده TPU بیشتر است، زیرا با اضافه شدن تک‌لایه TPU، سطح مقطع ماده ABS کوچک شده است.

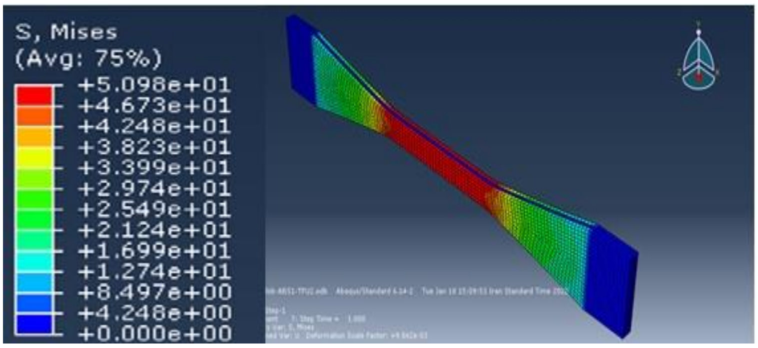
همان‌طور که از نمونه شبیه‌سازی شده ساختار ساندویچی TPU & ABS & TPU مشخص است، بیشترین مقدار تنش مربوط به تک لایه میانی است که از ماده ABS با مدول الاستیسیته بزرگ‌تر می‌باشد. دو لایه بیرونی از ماده TPU با مدول الاستیسیته کوچک تحت کمترین تنش قرار گرفته است. تنش در این ساختار در مقایسه با کلیه نمونه‌ها بیشتر است، زیرا با اضافه شدن دو لایه TPU، سطح مقطع ماده ABS به کوچک‌ترین مقدار خود بین نمونه‌ها رسیده است.



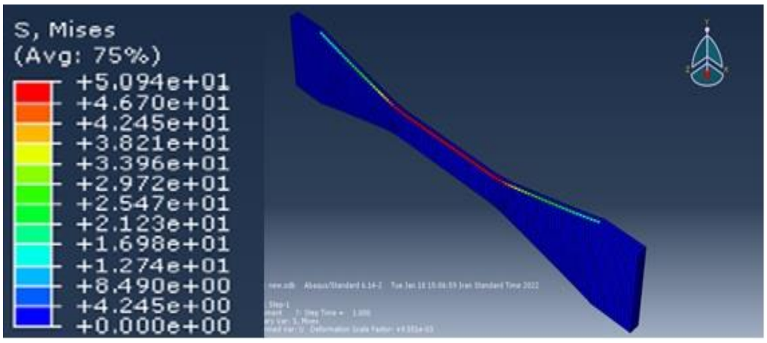
شکل ۱۱ نمایش تنش ماده ABS در محیط نرم‌افزاری آباکوس



شکل ۱۲ نمایش تنش ماده TPU در محیط نرم‌افزاری آباکوس



شکل ۱۳ نمایش تنش ساختار ساندویچی ABS & TPU & ABS در محیط نرم‌افزاری آباکوس



شکل ۱۴ نمایش تنش ساختار ساندویچی TPU & ABS & TPU در محیط نرم‌افزاری آباکوس

نتیجه‌گیری

در این مقاله، جهت بهبود خواص مکانیکی مواد پلیمری، چند نمونه ساختار تک‌ماده‌ای و مرکب از فیلامنت‌های ABS و TPU توسط پرینتر سه‌بعدی ایجاد شده است. سپس این نمونه‌ها در محیط آزمایشگاه توسط دستگاه تست کشش به‌صورت واقعی تحت بار کشش ایستایی قرار گرفته‌اند. از طریق داده‌های خروجی این آزمون کشش، خواص مکانیکی این نمونه‌ها محاسبه و در نهایت مورد مقایسه قرار گرفته است. با توجه به نتایج به‌دست آمده، توانستیم در نمونه‌های مرکب (TPU & ABS & TPU)، کرنش تا شکست را نسبت به نمونه ABS و نمونه ABS & TPU & ABS، تقریبا ۴ برابر افزایش دهیم. لازم به ذکر است که تست کشش انجام شده در محیط نرم‌افزاری نیز شبیه‌سازی شده است.

فهرست علائم و اختصارات

ΔL	تغییر طول (mm)
L_0	طول اولیه (mm)
E	مدول الاستیسیته (MPa)
σ	تنش عمودی (MPa)

واژه نامه

Mechanical Properties	خواص مکانیکی
Composite Materials	ساختارهای مرکب
3D Printing	پرینت سه‌بعدی

تقدیر و تشکر

مراجع

[1] https://idesign3d.ir/

[2] https://all3dp.com/

[3] "Overcoming 3D printing speed limitations of flexible soft plastics with Arnitel® ID," [Online]. Available: Link: https://www.dsm.com/content/dam/dsm/engineering-materials/ja-jp/documents/Arnitel_ID_3D_printing.pdf.

[4] J. Zeb Gul, M. Sajid, M. Muqeet Rehman, Gh. Uddin Siddiqui, I. Shah, K. Kim, J. Lee, K. Hyun Choi, "3D printing for soft robotics – a review," *Science and Technology of Advanced Materials*, vol. 19, no. 1, pp. 243–262, 2018.

[5] F. Rosa, M. Bordegoni, A. Dentelli, A. Sanzone, A. Sotgiu, "Print-in-Place of Interconnected Deformable and Rigid Parts of Articulated Systems," *Procedia Manufacturing*, vol. 11, pp. 555 – 562, 2017. https://doi.org/10.1016/j.promfg.2017.07.149

[6] M. Soreni-Harari, R. St. Pierre, C. McCue, K. Moreno, S. Bergbreiter , "Multimaterial 3D Printing for Microrobotic Mechanisms," *SOFT ROBOTICS*, 2019. https://doi.org/10.1089/soro.2018.0147

[7] R. R. Torrealba, S. B. Udelman, A. J. Rivas, F. J. Carvalho, "A start-up project to create customised 3D-printed hand prostheses affordable in developing countries," *ResearchGate*, 2017.

[8] R. Melnikova, A. Ehrmann, K. Finsterbusch, "3D printing of textile-based structures by Fused Deposition Modelling (FDM) with different polymer materials," *Global Conference on Polymer and Composite Materials*, (2014). https://doi.org/10.1088/1757-899X/62/1/012018

[9] J. Kwon, J. Ock, N. Kim, "Mimicking the Mechanical Properties of Aortic Tissue with Pattern-Embedded 3D Printing for a Realistic Phantom," *Materials (Basel)*, vol. 13, no.21, 2020.

[10] D. Yadav, D. Chhabra, R. Kumar Garg, A. Ahlawat, A. Phogat, "Optimization of FDM 3D printing process parameters for multi-material using artificial neural network," *Materials Today: Proceedings*, 2019.

[11] L.R. Lopes, A.F. Silva, O.S. Carneiro, "Multi-Material 3D Printing: the Relevance of Materials Affinity on the

Boundary Interface Performance," *Additive Manufacturing*, vol. 23, pp. 45-52, 2018. https://doi.org/10.1016/j.addma.2018.06.027

[12] D. Baca, R. Ahmad, "The impact on the mechanical properties of multi-material polymers fabricated with a single mixing nozzle and multi-nozzle systems via fused deposition modeling,", *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, pp. 4509-4520, 2020. https://doi.org/10.1007/s00170-020-04937-3

[13] F. Feng, L. Ye, "Morphologies and Mechanical Properties of Polylactide/ Thermoplastic Polyurethane Elastomer Blends," *Journal of Applied Polymer Science*, 2010. DOI: https://doi.org/10.1002/app.32863

[14] Shabana, R.V.Nikhil Santosh, J. Sarojini, K.Arun Vikram, V.V.K.Lakshmi, "Evaluating the Mechanical Properties of Commonly Used 3d Printed ABS and PLA Polymers with Multi Layered Polymers," *International Journal of Engineering and Advanced Technology (IJEAT)*, vol.8, no.6, 2019.

[15] M. Shamaas, "Introduction to 3D Printer", ResearchGate, (2022).

[16] https://elsapaco.com/

[17] F. Beer, E. R. Johnston, Jr., J. DeWolf, D. Mazurek, *Mechanics of Materials*, 2011.

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics, 35, 4, 2023. (91-106)

Ferdowsi University of Mashhad

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics

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

Society of Manufacturing Engineering of Iran

Introduction of a Modified Phenomenological Model for Single and Annular Plasma Synthetic Jet Actuator

Research Article

Mohammad Sheibani[1], Seyyed Majid Malek-Jafarian[2], Mohammadmahdi Abdollahzadehsangroudi[3]

DOI: 10.22067/jacsm.2023.80523.1155

1. Introduction

Plasma actuators have been among the newest methods for active flow control in the last two decades. A typical single plasma actuator consists of two electrodes, a dielectric layer between these two electrodes, and a high-voltage source. Over time, a new configuration of plasma actuator, plasma synthetic jet actuator, was introduced. A particular type of synthetic jet actuator has an annular configuration in which the electrode diameter is an important parameter. If the design of the actuator is improved, its application range will be more comprehensive and more effective in the flow control. In annular synthetic jet actuators, a jet perpendicular to the surface is formed, which can be used to control the instability of axial flows and the transition of laminar to turbulent flows.

A phenomenological model widely used in the simulation of plasma actuators is Suzen-Huang model. This model considers the impact of plasma on the flow by including a volumetric body force in the governing equations. This model does not predict the non-linear relationship between the applied voltage and the amount of thrust the plasma induces. Moreover, the impact of such parameters as thickness and dielectric constant, exposed electrode thickness, and alternating current frequency are not included in this model. This investigation tried to consider the impact of the above parameters for a single plasma actuator by calculating the numerical value of the thrust and exerting it in the expression of its volumetric body force. Moreover, the goal of this research is to generalize this merging model to simulate the annular plasma synthetic jet actuators in different geometric, working, and environmental conditions. One of the factors that can affect the performance of an annular plasma synthetic jet actuator is its geometry. The impact of changes in the radius of the embedded electrode on the operation of the annular plasma synthetic jet actuator in the generalized model was investigated in this research.

2. Governing equations

The volumetric body force imposed by the plasma actuator was calculated by Suzen-Huang model. This model assumes that the electric field is caused by two components: one is the external electric field due to the voltage imposed on the electrodes and the other is the electric field induced by the accumulation of charged particles near the surface. The following equations can determine the electric potential near the actuator and charge density:

$$\nabla.(\varepsilon_r \nabla \phi) = 0 \tag{1}$$

$$\nabla.(\varepsilon_r \nabla \rho_c) = \frac{\rho_c}{\lambda_d^2} \tag{2}$$

Where ϕ is the electric potential due to imposed alternating voltage on the electrode, ρ_c is the electric charge density, ε_r is the relative electrical permeability coefficient, and λ_d is the Debye length. The volumetric body force induced by the plasma actuator can be calculated as

$$\vec{f}_B = \rho_c \vec{E} = \rho_c(-\nabla \phi) \tag{3}$$

A semi-empirical model based on a one-dimensional electrohydrodynamic effect was proposed to estimate the plasma-induced thrust. It was assumed that the thrust of the plasma actuator is proportional to the energy consumed in an actuator, which is considered as two parallel capacitors in an alternating current circuit. Various components such as dielectric thickness, dielectric constant, exposed electrode thickness, voltage range, and alternating current frequency were included in this model. The purpose is to insert the numerical value of the thrust into the two-dimensional Navier-Stokes equation solver as the volume body force term. Moreover, working parameters such as pressure, temperature, and alternating current waveform were given in the model. The following expression was used to calculate thrust:

$$\text{Thrust} = k_1 \alpha_2 \omega^{\alpha_1} C_0 (V - V_0)^2 \ \ (\text{Nm}^{-1}) \tag{4}$$

where ω is the angular frequency of the applied voltage, V is the amplitude of the applied voltage, α_2 is the voltage shape parameter, C_0 is the equivalent capacitance of the plasma actuator, V_0 is the onset voltage of plasma

*Manuscript received: January 9, 2023. Revised, May 3, 2023, Accepted, July 31, 2023.

[1]. PhD Candidate, Mechanical Engineering Department, Birjand University, Birjand, Iran.

[2]. Corresponding author. Associated Professor, Mechanical Engineering Department, Birjand University, Birjand, Iran.
Email: mmjafarian@birjand.ac.ir

[3]. Assistant Professor, Mechanical Engineering Department, Gilan University, Rasht, Iran.

formation, α_1 is the frequency parameter and, k_1 is the fitting parameter.

As a novelty in this work, the thrust model and Suzen-Huang model were combined to obtain a more accurate estimate of the plasma-induced thrust and the spatial distribution of the volumetric body force. By merging these models, we have Equation 5:

$$\rho_c^{max} = \frac{\text{Thrust} \times t_d}{\beta l_p h_p V_{app}} \qquad (5)$$

It should be noted that Equations 1 to 5 complete the model description for plasma actuators. However, to use this model, the value of β must be calculated. For this purpose, the original Suzen-Huang model was used. By using trial and error, the value of ρ_c^{max} was obtained in such a way that valid experimental or numerical results for single plasma actuators or plasma synthetic jet actuators could be well estimated. As a result, the value of β could be calculated. Now, this value of β obtained from valid data available for plasma actuators was used to calculate the value of ρ_c^{max} for another one, in different geometric and flow conditions and with different materials. In this way, the effects of the mentioned factors were considered in Suzen-Huang model, and this model could have a better estimation of the performance of the plasma actuator. Moreover, the impact of changing the diameter of the annular plasma synthetic jet actuator was included in this merging model.

3. Results

To calculate β in a single plasma actuator, the value of ρ_c^{max} in Suzen-Huang model is calculated by trial and error in order to obtain the best agreement between the numerical results and the results of experimental work for the induced velocity at a specific applied voltage, which can be seen in Figure 1.

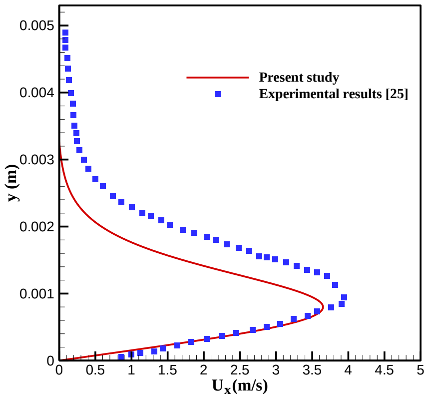


Figure 1. The comparison of numerical results with the experimental velocity profiles at a distance downstream of the electrode

To validate the merged model, the value of the β parameter was used to calculate ρ_c^{max} and then calculate the thrust value. Then these trust values were compared with the values of an experimental work. Based on the results of thrust value calculated from the numerical simulation at different voltages, the error was about 10%.

For the annular plasma synthetic jet actuator, the simulation was performed in five different diameters of the embedded electrode (2, 2.5, 3, 4, and 5 mm). A comparison was made between the axial velocity profiles of the present work and another numerical work.

For different cases, the value of ρ_c^{max} was calculated. The results showed that the value of ρ_c^{max} is a function of the diameter of the actuator. Through curve fitting, a correlation was estimated for the variation of ρ_c^{max} concerning diameter. This correlation was obtained as follows:

$$\rho_c^{max} = \frac{3.83}{139.6 - 32.7D + 3.7D^2}, \quad D(mm) \qquad (6)$$

Figure 2 shows the changes of the dimensionless value $\rho_c^{max}/\rho_{c,\ D=5mm}^{max}$ with the diameter of the annular actuator.

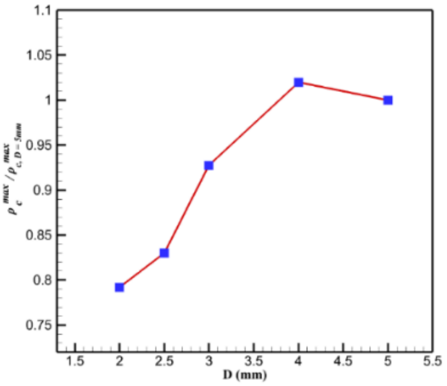


Figure 2. $\rho_c^{max}/\rho_{c,D=5mm}^{max}$ in different diameters of actuator

The merged model, confirmed for the single plasma actuator, was also evaluated for the annular plasma synthetic jet actuator. For this purpose, another case example of the annular actuator was considered. The value obtained for ρ_c^{max} in the new case was assumed to be 5 mm in diameter. In order to be able to obtain the value of this component in the main problem with the new diameter, with the help of the Equation 6 and by creating a fit between the values of ρ_c^{max} in the diameters of 5 mm and the new diameter, this is achieved.

4. Conclusion

A new model was defined in this study through connecting Suzen-Huang phenomenological plasma model and a trust model to estimate the volumetric force distribution component of plasma actuators. Applying this model on a single plasma actuator shows the accuracy and correctness of this model. It was also shown that in annular plasma synthetic jet actuator, the maximum charge density is a function of the diameter of the actuator. Therefore, by generalizing the current model for this type of actuators, the dependence of the maximum charge density and volumetric body force on the diameter of the actuator was considered in the model. Validation of the present model for the annular plasma synthetic jet actuator for the maximum value of the axial velocity at different distances with the available experimental values shows a maximum error of 19%.

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک، ۳۵،۴، ۱۴۰۲. (۹۱-۱۰۶)

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

http://mechanic-ferdowsi.um.ac.ir

انجمن مهندسی ساخت و تولید ایران

دانشگاه فردوسی مشهد

معرفی یک مدل پدیدارشناختی اصلاح شده برای عملگرهای تکی و جت ترکیبی پلاسمای حلقوی *

مقاله علمی-پژوهشی

محمد شیبانی [۱]   سید مجید ملک جعفریان [۲]   محمدمهدی عبداله‌زاده سنگرودی [۳]

DOI: 10.22067/jacsm.2023.80523.1155

چکیده در این پژوهش، یک مدل پدیدارشناختی اصلاح‌شده از طریق ادغام مدل سوزن-هوانگ و مدل رانش یون و هان برای دو نوع عملگر پلاسمای تکی و عملگر جت ترکیبی پلاسما حلقوی، در هندسه‌های مختلف و شرایط کاری و محیطی متفاوت ارائه شده است. مدل معرفی شده در کار حاضر، براساس رانش تولید شده ناشی از پلاسما پایه‌ریزی گردیده است. با این تعمیم و اصلاح، این مدل نقاط ضعف مدل سوزن-هوانگ استاندارد؛ یعنی، عدم تخمین درست از رابطه غیرخطی بین ولتاژ اعمالی و مقدار رانش ناشی از پلاسما و عدم تأثیر مؤلفه‌هایی هم‌چون ضخامت و ثابت دی‌الکتریک، ضخامت الکترود آشکار و فرکانس جریان متناوب را نخواهد داشت. اعمال این مدل بر روی یک عملگر پلاسمای تکی نشان از دقت و صحت این مدل دارد. همچنین با تعمیم مدل حاضر برای عملگرهای جت ترکیبی پلاسمای حلقوی، وابستگی چگالی بار بیشینه و نیروی حجمی به قطر عملگر در مدل لحاظ شد. اعتبارسنجی مدل حاضر برای عملگر جت ترکیبی پلاسمای حلقوی، نشان می‌دهد که مدل قادر است به خوبی خود را با تغییر قطر عملگر، شرایط کاری، هندسی و جنس مواد عملگر تطبیق داده و برآورد خوبی از نتایج به عمل آورد.

واژه‌های کلیدی عملگر جت ترکیبی پلاسمای حلقوی، تخلیه مقاوم دی‌الکتریک، رانش، شبیه‌سازی عددی.

Introduction of a Modified Phenomenological Model for Single and Annular Plasma Synthetic Jet Actuators

Mohammad Sheibani   Seyyed Majid Malek-Jafarian   Mohammadmahdi Abdollahzadehsangroudi

Abstract *In this study, a modified phenomenological model has been proposed by merging the Suzen-Huang model and the Yoon-Han thrust model for two types of single plasma actuators and plasma synthetic jet actuators, in different geometries and different working and environmental conditions. The model introduced in the present work is based on the thrust induced by plasma. With this generalization and modification, this model overcomes the drawbacks of the standard Suzen-Huang model, i.e., lack of correct estimation of the nonlinear relationship between the applied voltage and the amount of thrust induced by the plasma and not considering the influence of parameters such as the thickness of dielectric and dielectric constant, the thickness of the exposed electrode, and the alternating current frequency). Applying this model on a single plasma actuator shows the accuracy and correctness of this model. Also, by generalizing the present model for the annular plasma synthetic jet actuators, the dependence of the maximum charge density and body force on the diameter of the actuator was included in the model. Validation of the present model for the annular plasma synthetic jet actuator shows that the model is able to adapt itself well to changing the diameter of the actuator, working conditions, geometry and materials of the actuator and make a good estimate of the results.*

Key Words Annular Plasma Synthetic Jet Actuator, Dielectric Barrier Discharge, Thrust, Numerical Simulation

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۱/۱۰/۱۹ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۲/۵/۹ می‌باشد.

(۱) دانشجوی دکتری، گروه مهندسی مکانیک، دانشگاه بیرجند، بیرجند.

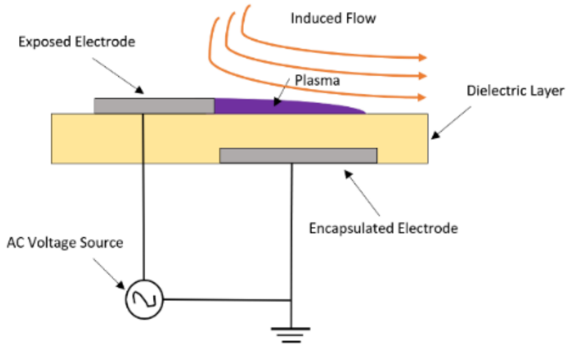
(۲) نویسنده مسئول، دانشیار، گروه مهندسی مکانیک، دانشگاه بیرجند، بیرجند.

(۳) استادیار، گروه مهندسی مکانیک، دانشگاه گیلان، رشت، ایران

Email: mmjafarian@birjand.ac.ir

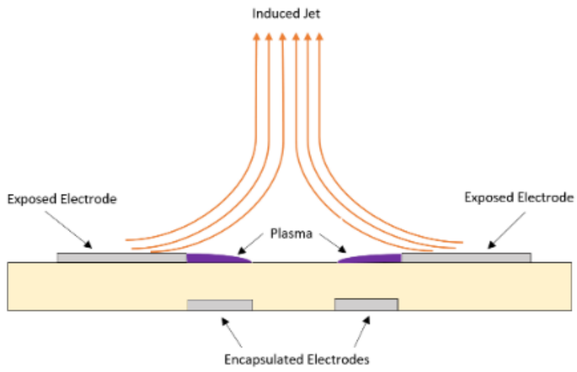
مقدمه

عملگرهای پلاسمایی به عنوان یکی از جدیدترین روش‌ها برای کنترل جریان فعال در دو دهه اخیر بسیار مورد توجه قرار گرفته‌اند [1]. این وسیله به‌طور گسترده برای کنترل جدایش [2,3] و کنترل گذار جریان آرام به آشفته در لایه مرزی [4,5] کاربرد دارد. مهم‌ترین مزیت عملگر پلاسما اندازه، وزن کم، عدم وجود قطعات متحرک و پاسخ زمانی سریع آن است [6,7].
یک عملگر معمولی پلاسمای تکی شامل دو الکترود، یک لایه دی‌الکتریک بین این دو الکترود و یک منبع فشار و ولتاژ قوی است [8]. الکترودها توسط یک منبع ولتاژ جریان متناوب تغذیه می‌شوند که موجب عمل تخلیه می‌گردد. پیکربندی عملگر پلاسمای تکی در شکل (۱) نشان داده شده است. گاز یونیزه شده موجب شکل‌گیری پلاسما و به تبع آن ایجاد یک نیروی حجمی می‌شود که بر سیال بیرونی اثر خواهد گذاشت. این کار موجب تولید یک جت دیواری افقی بر سطح الکترود پنهان خواهد گردید.



شکل ۱ عملگر پلاسمای تکی

با گذر زمان، نوع جدیدی از عملگر پلاسما با نام عملگر جت ترکیبی پلاسما معرفی شد [9]. عملگر جت ترکیبی پلاسما از لحاظ کارکرد فیزیکی، کاملا شبیه به عملگرهای پلاسمای تکی می‌باشد. تفاوت اساسی این عملگر با نوع تکی، نحوه آرایش و پیکربندی الکترودها است که باعث می‌شود جریان ایجاد شده ناشی از آن‌ها به‌صورت یک جت رو به بالا باشد. عملگر جت ترکیبی پلاسما از دو عملگر پلاسمای تکی تشکیل شده که دو جت در راستای دیواره و در جهت مخالف تولید می‌کنند. این دو جت در مرکز عملگر جت ترکیبی پلاسما به هم رسیده و سپس به شکل یک جت عمود بر دیواره از آن خارج می‌شوند. این ویژگی باعث می‌شود تا این نوع عملگر، توانایی کشیدن سیال با ممنتوم زیاد از جریان اصلی سرعت بالا را به جریان لایه مرزی سرعت پایین داشته باشد. پیکربندی این نوع عملگرها در شکل (۲) قابل مشاهده است.



شکل ۲ عملگر جت ترکیبی پلاسما

مفهوم عملگرهای جت ترکیبی پلاسما، ابتدا در سال ۲۰۰۶ توسط سانتاناکریشنان و همکارانش [10] طرح گردید. آن‌ها شرح مفصلی بر این نوع عملگرها ارائه کردند. همچنین سانتاناکریشنان و یاکوب در سال ۲۰۰۶ [11] مقایسه‌ای را بر روی تأثیرات عملگرهای پلاسمای تکی، جت ترکیبی پلاسمای خطی و جت ترکیبی پلاسمای حلقوی بر جریان انجام دادند. آن‌ها در تحقیق خود نشان دادند که اگر طراحی عملگر بهبود یابد، دامنه کاربرد آن گسترده‌تر شده و در کنترل جریان تأثیرگذاری بهتری خواهد داشت. آن‌ها نشان دادند که هندسه عملگرهای جت ترکیبی پلاسمای خطی و عملگرهای جت ترکیبی پلاسمای حلقوی، تأثیر زیادی در نفوذپذیری بیشتر جت ناشی از پلاسما، نسبت به عملگر تکی پلاسما خواهند داشت. همچنین عملگرهای جت ترکیبی پلاسمای حلقوی کل میدان جریان را تحت تأثیر قرار می‌دهند، در حالی‌که عملگرهای پلاسمای تکی و عملگرهای جت ترکیبی پلاسمای خطی به‌طور عمده بر ناحیه نزدیک دیواره اثر می‌گذارند. در کار دیگری که سانتاناکریشنان و همکارانش [12] انجام دادند، مقایسه‌ای بین عملگر جت ترکیبی پلاسمای خطی و عملگر پلاسمای تکی برای کنترل جریان صورت گرفت. آن‌ها نشان دادند که عملگر پلاسمای تکی نسبت به عملگر جت ترکیبی

پلاسمای خطی، در کنترل جریان بر روی استوانه دایروی عملکرد بهتری از خود نشان می‌دهد. در سال ۲۰۰۹ سانتاناکریشنان و همکارانش [13] مطالعه‌ای را بر روی یک عملگر جت ترکیبی پلاسمای خطی در محیطی که سیال آن از ابتدا ساکن بود، انجام دادند. آن‌ها مشخصه‌های جریان ساکن را به هر دو صورت تجربی و عددی تحلیل کردند. همچنین، رفتار جت از نظر کمی و کیفی مورد بررسی قرار گرفت. آن‌ها همچنین رفتارهای مشابهی را که جت‌های ترکیبی پلاسما با جت‌های ترکیبی مکانیکی از خود نشان می‌دهند، با هم مقایسه کردند. در سال ۲۰۱۱ لی‌یو و همکارانش [14] مطالعه‌ای را بر روی مشخصه‌های جریان جت ناشی از عملگر جت ترکیبی پلاسمای خطی، با حل معادلات متوسط‌گیری شده رینولدز انجام دادند. آن‌ها همچنین مشخصه‌های جریان برای یک جت ترکیبی پلاسمای ناپایا را در هوای ساکن ارائه کردند. نتایج آن‌ها نشان داد که میدان جریان متوسط‌گیری شده زمانی، تقریبا مشابه جت ترکیبی پلاسمای پایا و جت کنار دیواره‌ای می‌باشد. به علاوه، نشان دادند که در حالت ناپایا نسبت به حالت پایا، سرعت جریان اندکی کمتر و نیم‌عرض جت بسیار بزرگ‌تر است. در سال ۲۰۱۷ نرتی و همکارانش [15] بر روی بهینه‌سازی هندسه عملگرهای جت ترکیبی پلاسمای خطی و جت ترکیبی پلاسمای حلقوی کار کردند. آن‌ها در این کار، نیروی الکتروهیدرودینامیک به وجود آمده توسط عملگر پلاسما را که در فشار هوای اتمسفر ایجاد می‌شد، به‌صورت تجربی برآورد نمودند. برای عملگرهای جت ترکیبی پلاسمای خطی، فاصله بین الکترودهای آشکار و برای عملگرهای جت ترکیبی پلاسمای حلقوی، قطر الکترود پنهان را به عنوان متغیر در نظر گرفتند. در نتیجه توانستند مقادیر بهینه‌ای را برای فاصله بین الکترودهای آشکار در عملگر جت ترکیبی پلاسمای خطی و مقدار قطر الکترود پنهان در عملگر جت ترکیبی پلاسمای حلقوی تعیین کنند تا بیش‌ترین مقدار سرعت جت، توان مکانیکی و بازده عملگر به‌دست آید. به علاوه نشان داده شد که در توان ورودی یکسان، پیکربندی حلقوی نسبت به دیگر پیکربندی‌ها عملکرد بهتری را از خود در تولید نیروی الکتروهیدرودینامیکی نشان می‌دهد. در سال ۲۰۲۱ بورادیل و همکارانش [16] یک عملگر جت ترکیبی پلاسمای حلقوی را با مدل چهار ذره‌ای پلاسما- سیال شبیه‌سازی عددی کردند. هدف کار آن‌ها بررسی و تحلیل پدیده جریان برگشتی در الکترودهایی با قطر کوچک بود که پیش از این، هامبل و همکارانش [17] آن را در کار تجربی خود مشاهده کرده بودند. آن‌ها دریافتند که عامل این پدیده، افزایش انحنای خط جریان الکتریکی در عملگرهای با قطر کوچک می‌باشد. به تبع آن ساختار تخلیه دی‌الکتریک تغییر کرده، که این امر در مقدار و جهت نیرو مؤثر خواهد بود. آن‌ها همچنین، اثر ضخامت الکترودها و میزان اکسیژن هوای اطراف را بر جریان برگشتی بررسی نمودند.

در عملگرهای جت ترکیبی پلاسمای حلقوی، یک جت عمود بر سطح تشکیل می‌شود که می‌توان از آن در کنترل ناپایداری جریان‌های محوری و همچنین کنترل گذار جریان آرام به آشفته استفاده نمود. در حالت کلی، این عملگرها در دسته عملگرهای جت با شار خالص جرمی صفر، قرار می‌گیرند و عملکردی مشابه با جت‌های تزریق شده از درون سطح به جریان سیال دارند. در نتیجه می‌توانند در کاربردهای مختلف آیرودینامیکی و انتقال حرارتی مورد استفاده قرار بگیرند. پیکربندی‌های مختلف عملگرهای حلقوی، می‌تواند منجر به انعطاف‌پذیری در استفاده از این عملگرها برای کنترل جریان در کاربردهای مختلف آیرودینامیکی شود.

با توجه به تاریخچه ذکر شده در مورد عملگرهای جت ترکیبی پلاسمای حلقوی، ملاحظه می‌شود که کارهای انجام شده بسیار محدود و آن هم عمدتا تجربی بوده است. در تنها کار عددی انجام شده در این مورد، می‌توان به کار بورادیل و همکارانش [16] در سال ۲۰۲۱ و با استفاده از مدل چهار ذره‌ای پلاسما-سیال اشاره کرد. از طرفی مدل چهار ذره‌ای پلاسما-سیال، مدلی اصول-مبنا بوده و به لحاظ عددی بسیار زمان‌گیر می‌باشد. لذا استفاده از مدل‌های پدیدارشناختی به منظور شبیه‌سازی این‌گونه عملگرها به دلیل صرف زمان کمتر در امر شبیه‌سازی نمود پیدا می‌کند. یکی از این مدل‌های پدیدارشناختی که کاربرد زیادی در شبیه‌سازی عملگرهای پلاسمایی دارد، مدل سوزن-هوانگ [18] می‌باشد. این مدل با لحاظ کردن یک نیروی حجمی در معادلات حاکم، تأثیر پلاسما را بر جریان در نظر می‌گیرد. یکی از نقاط ضعفی که مدل سوزن-هوانگ [18] دارد، این است که رابطه غیرخطی بین ولتاژ اعمالی و مقدار رانش ناشی از پلاسما را پیش‌بینی نمی‌کند.

همچنین اثر مؤلفه‌هایی هم‌چون ضخامت و ثابت دی‌الکتریک، ضخامت الکترود آشکار و فرکانس جریان متناوب در این مدل گنجانده نشده است. یون و هان [19,20] سعی کردند با محاسبه مقدار عددی رانش و وارد کردن آن در عبارت نیروی حجمی مخصوص به خود، تأثیر مؤلفه‌های فوق را برای یک عملگر جت پلاسمای تکی لحاظ کنند. هدفی که این تحقیق دنبال می‌کند، تعمیم مدل یون و هان [20] به منظور شبیه‌سازی عملگرهای جت ترکیبی پلاسمای حلقوی در وضعیت‌های هندسی، کاری و محیطی مختلف است. مدل تعمیم یافته بر اساس مقدار مؤلفه رانش جت و ادغام کردن آن با مقدار نیروی حجمی (به‌دست آمده از مدل سوزن–هوانگ [18]) به‌دست می‌آید. در نتیجه مدل معرفی شده قادر است اثر عوامل مختلف مانند ضخامت و ثابت دی‌الکتریک، ضخامت الکترود آشکار، دامنه ولتاژ و فرکانس جریان متناوب را در عملگرهای پلاسمای حلقوی در نظر بگیرد. یکی از عواملی که می‌تواند بر کارکرد عملگرهای جت ترکیبی پلاسمای حلقوی اثر بگذارد، ابعاد هندسه آن است. تأثیر تغییرات شعاع الکترود پنهان بر کارکرد عملگر جت ترکیبی پلاسمای حلقوی در مدل تعمیم یافته، در این تحقیق بررسی شده است. در نهایت، نتایج مدل تعمیم یافته با نتایج تجربی از نمونه عملگرهای جت ترکیبی پلاسمای حلقوی دیگر اعتبارسنجی شده تا صحت کارکرد آن برای این نوع عملگرها مشخص شود.

معادلات حاکم

برای شبیه‌سازی عددی عملگر پلاسما، محاسبه نیروی حجمی حائز اهمیت است تا اثر آن بر جریان خارجی مدل‌سازی گردد. مدل‌های ریاضی زیادی برای این کار ارائه شده است که در دو دسته کلی قرار می‌گیرند. دسته نخست مدل‌هایی هستند که سعی دارند رابطه‌ای را برای مؤلفه نیرو بر طبق فیزیک مسئله ارائه کنند. این مدل‌ها معمولا، چگالی بار و توزیع میدان الکتریکی را در نزدیکی الکترودهای عملگر پلاسما تخمین می‌زنند. به این مدل‌ها، مدل پدیدارشناختی گفته می‌شود. از جمله مدل‌های شناخته شده و محبوب پدیدارشناختی، می‌توان به مدل‌هایی که توسط جایارامان و شای [21]، ارلف و همکارانش [7] و سوزن و همکارانش [18] توسعه داده شده است، اشاره نمود. دسته دوم با نام اصول–مبنا، مدل‌هایی هستند که از روش‌های بنیادی استفاده کرده تا مکانیزم فیزیکی شکل‌گیری پلاسما بر روی سطح را شبیه‌سازی نمایند. این مدل‌ها بسیار دقیق هستند، با این حال به علت حجم زمان محاسباتی زیادی که برای شبیه‌سازی عددی می‌گیرند، استفاده از آن‌ها دارای محدودیت است.

در کار حاضر، نیروی حجمی ایجاد شده توسط پلاسما با مدل پدیدارشناختی سوزن-هوانگ [18] محاسبه می‌شود. کارهای قبلی محققان نشان داده است که مدل سوزن–هوانگ در عین سادگی از دقت مناسبی نیز برخوردار می‌باشد. همچنین در این مدل، هزینه محاسبات به‌صورت قابل توجهی کاهش می‌یابد. این مدل بیشتر بر جنبه‌های مهندسی تا جزئیات فیزیک پلاسما تأکید دارد و از همین رو برای کاربردهای عملی و آیرودینامیکی قابل اتکا می‌باشد. از طرفی این مدل خاص، ساده بوده و به آسانی و سرعت قابل پیاده‌سازی می‌باشد. همچنین در کارهای بسیاری از محققان از آن استفاده شده و نتایج قابل قبولی از آن به‌دست آمده است. در این مدل فرض شده که میدان الکتریکی ناشی از دو بخش، یکی میدان الکتریکی خارجی به علت ولتاژ الکترودها و دیگری میدان الکتریکی ناشی از ذرات باردار نزدیک سطح است. با فرض این‌که ناحیه پلاسما نزدیک سطح یک گاز نیمه‌خنثی است، معادلات پیش رو می‌تواند از روابط مکسول به‌دست آید [22] تا چگالی بار و پتانسیل الکتریکی نزدیک عملگر تعیین شود:

$$\nabla.(\varepsilon_r \nabla \phi) = 0 \qquad (۱)$$

$$\nabla.(\varepsilon_r \nabla \rho_c) = \frac{\rho_c}{\lambda_d^2} \qquad (۲)$$

که ϕ پتانسیل الکتریکی ناشی از میدان الکتریکی متناوب خارجی، ρ_c چگالی بار الکتریکی، ε_r ضریب گذردهی الکتریکی نسبی و λ_d طول دبای است.

طول دبای به عنوان تابعی از ولتاژ اعمالی به شکل رابطه زیر است [22]:

$$\lambda_d[\mathrm{m}] = 0.2\left(0.3 \times 10^{-3} V_{app}(\mathrm{kV}) - 7.42 \times 10^{-4}\right) \qquad (۳)$$

هنگامی که مقادیر چگالی بار و توزیع پتانسیل الکتریکی به‌دست آمدند، نیروی حجمی ناشی از عملگر پلاسما را می‌توان به شکل زیر محاسبه کرد:

$$\vec{f}_B = \rho_c \vec{E} = \rho_c(-\nabla\phi) \qquad (۴)$$

در معادله فوق، $\vec{E} = -\nabla\phi$ بردار میدان الکتریکی می‌باشد. شرایط مرزی مورد نیاز برای حل معادلات (۱) و (۲) در جدول (۱) به‌صورت خلاصه ارائه شده است.

جدول ۱ شرایط مرزی برای یک مدل عملگر پلاسما

متغیر	الکترود آشکار	الکترود پنهان	سطح دی‌الکتریک	سطح تخلیه الکتریکی	دور دست
ϕ	$\phi(t)=\phi_{max}f(\tau)$	$\phi_{emb}=0$	$\varepsilon_{r,air}\frac{\partial\phi}{\partial n}\Big\vert_{d}=\varepsilon_{r,air}\frac{\partial\phi}{\partial n}\Big\vert_{air}$	$\varepsilon_{r,air}\frac{\partial\phi}{\partial n}\Big\vert_{d}=\varepsilon_{r,air}\frac{\partial\phi}{\partial n}\Big\vert_{air}$	$\frac{\partial\phi}{\partial n}=0$
ρ_c	$\frac{\partial\rho_c}{\partial n}=0$	-	$\rho_c=0$	$\rho_c(x,t)=\rho_c^{max}G(x)f(\tau)$	$\rho_c=0$

در جدول (۱)، ϕ_{max} دامنه ولتاژ متغیر، $f(\tau)$ تابع شکل ولتاژ اعمالی و ρ_c^{max} حداکثر چگالی بار بر سطح عملگر می‌باشند. همچنین یک توزیع مکانی و زمانی برای چگالی بار در فصل مشترک دی‌الکتریک بر بالای الکترود پنهان در نظر گرفته شده است. فرض می‌شود که تغییرات زمانی چگالی بار، هماهنگ با تغییرات زمانی ولتاژ اعمالی بر الکترود آشکار باشد. توزیع چگالی بار بر سطح تخلیه نیز یک تابع نیمه‌گوسی فرض می‌شود:

$$G(x)=\exp\left[-\frac{(x-\mu)^2}{2\sigma^2}\right] \qquad (۵)$$

در معادله فوق، x محور طولی در راستای سطح است، طوری‌که مبدأ سیستم بر لبه الکترود آشکار قرار دارد. برای عملگر جت ترکیبی پلاسما که در آن دو ناحیه پلاسما تشکیل می‌شود، رابطه (۵) به شکل زیر اصلاح می‌شود:

$$G(r)=\exp\left[-\frac{\left(r-(R-\mu)\right)^2}{2\sigma^2}\right]+\exp\left[-\frac{(-r-(R-\mu))^2}{2\sigma^2}\right] \qquad (۶)$$

در رابطه (۶)، R شعاع عملگر جت ترکیبی است و r محور شعاعی را نشان می‌دهد که در آن میانه عملگر به عنوان مبدأ فرض می‌شود. در روابط (۵) و (۶)، μ یک مؤلفه مکان بوده طوری که در آن مکان، تابع G بیشترین مقدار خود را خواهد داشت. همچنین مؤلفه σ یک ضریب بزرگ‌نمایی بوده که نرخ از بین رفتن و کاهش چگالی بار را نشان می‌دهد.

یکی از نقاط ضعفی که مدل سوزن-هوانگ [18] دارد، این است که رابطه غیرخطی بین ولتاژ اعمالی و مقدار رانش ناشی از پلاسما را پیش‌بینی نمی‌کند. همچنین اثر مؤلفه‌هایی هم‌چون ضخامت و ثابت دی‌الکتریک، ضخامت الکترود آشکار و فرکانس جریان متناوب در مدل سوزن-هوانگ لحاظ نشده است. در حالی که شماری از کارهای تجربی و آزمایشگاهی نشان داده‌اند که رانش ناشی از پلاسما، به شکل نمایی با ولتاژ اعمالی در ارتباط است.

در سال ۲۰۱۳ یون و هان [19]، یک مدل ساده نیمه‌تجربی را که بر اساس اثر الکتروهیدرودینامیکی تک‌بعدی بود، برای محاسبه مقدار رانش ارائه کردند. آن‌ها فرض کردند که رانش عملگر پلاسما، متناسب با انرژی مصرفی در یک عملگر است که به‌صورت دو خازن موازی در یک مدار جریان متناوب در نظر گرفته می‌شود. یک تحلیل تخمینی بر روی ظرفیت خازنی صورت گرفت و مؤلفه‌های مؤثری هم‌چون ضخامت و ثابت دی‌الکتریک، ضخامت الکترود آشکار، دامنه ولتاژ و فرکانس جریان متناوب لحاظ شدند. هدف نهایی، قرار دادن مقدار عددی رانش در حلگر معادله ناویر-استوکس دوبعدی به عنوان عبارت نیروی حجمی بود. به علاوه، ناحیه‌ای که پلاسما در آن اثر کرده و نیروی حجمی در آن قسمت اعمال می‌شد، مشخص گردید. نتایج این کار برای مقدار رانش و پروفیل‌های سرعت جت دیواره دو بعدی با نتایج تجربی مقایسه گردیدند و صحت‌سنجی انجام شد. در سال ۲۰۱۴ یون و هان [20]، کار قبلی خود را بهبود دادند. آن‌ها در مدل اصلاح شده خود، معادلات فیزیکی که اثر پدیده‌های فیزیکی و متغیرهای محیطی را در نظر می‌گرفت، جایگزین روابط تجربی کردند. بر همین اساس، مؤلفه‌های کاری هم‌چون فشار، دما و شکل موج جریان متناوب نیز در روابط اثر داده شدند. آن‌ها برای محاسبه رانش، رابطه (۷) را پیشنهاد نمودند:

$$\text{Thrust}=k_1\alpha_2\omega^{\alpha_1}C_0(V-V_0)^2\ \ (\text{Nm}^{-1}) \qquad (۷)$$

که در آن ω فرکانس جریان، V ولتاژ، α_2 شکل موج، C_0 ظرفیت خازنی معادل و V_0 ولتاژ شروع کار هستند. k_1 و k_2 و α_1 نیز ثوابت آزمایشگاهی هستند که در جدول (۲) ارائه شده است.

جدول ۲ مؤلفه‌های مدل رانش یون و هان [20]

مؤلفه	مقدار یا تابع
α_1	0.5
k_1	0.018
k_2	0.003
C_0	$C_0 = \frac{C_1 C_2}{C_1 + C_2}$
C_1	$C_1 = \pi \varepsilon_d \frac{1}{\ln \frac{2t_d + t_e/2}{t_e/2}}$
C_2	$C_2 = \varepsilon_0 \frac{k_2/\alpha_2\,(\omega/(2 \times \pi \times 1000))^{1/4}\,(V/V_0 - 1)}{t_d \ln(\frac{2t_d + t_e/2}{t_e/2})} \times \left(\ln \frac{t_e/2}{r_{pl}} - \ln \frac{t_e/2}{\sqrt{r_{pl}^2 + (2t_d + t_e)^2}} \right)$
V_0	$V_0 = g_v (t_e/2) \ln(\frac{2t_d + t_e/2}{t_e/2}) \times 10^3\ (V)$ $\delta = \frac{0.386P}{273 + T}$ $g_v = 31\delta \left(1 + \frac{0.308}{\sqrt{\delta\, t_e/2}}\right)\ (kV\ cm^{-1})$

در جدول (۲)، مؤلفه V_0 تابع عوامل دیگری چون ضخامت دی‌الکتریک (t_d)، ضخامت الکترود (t_e) و g_v است. خود g_v نیز تابعی از فشار (P) و دما (T) می‌باشد. مؤلفه ظرفیت خازنی معادل (C_0) نیز حاصل از ظرفیت خازن‌های C_1 و C_2 می‌باشد. این دو مؤلفه نیز خود تابع ضخامت دی‌الکتریک، ضخامت الکترود، فرکانس، ولتاژ اولیه و ولتاژ کاری هستند.

اگر چه مدل تحلیلی ارائه شده توسط یون و هان [20] تخمین دقیقی را از مقدار رانش در عملگر پلاسما به‌دست می‌دهد، اما این مدل نمی‌تواند توزیع مکانی دقیقی را از نیروی حجمی ارائه دهد. برای این منظور، مدل ارائه شده یون و هان [20] و همچنین مدل سوزن و هوانگ [18] با هم تلفیق می‌شوند تا تخمین دقیق‌تری از رانش ناشی از پلاسما و توزیع مکانی نیروی حجمی به‌دست آید.

ادغام مدل سوزن-هوانگ با مدل رانش یون و هان

نیروی حجمی ناشی از عملگر پلاسما از رابطه (۴) به‌دست می‌آید. نیاز است تا مقادیر چگالی بار بیشینه برای نمونه‌های مختلف تنظیم گردد تا تخمین درستی را از رانش ارائه دهد. اگر مقدار ρ_c^{max} ثابت فرض شود، وابستگی نمایی به مقدار رانش و ولتاژ را نمی‌توان محاسبه نمود. برای حل این موضوع، عبداله‌زاده و همکارانش [23] مقادیر چگالی بار را بر اساس مقادیر رانش پلاسما بی‌بعد کردند. با این روش، از مزیت مدل یون و هان و مدل سوزن-هوانگ استفاده شد.

فرض ابتدایی بر این است که رانش می‌تواند با انتگرال نیروی حجمی به شکل عبارت (۸) تخمین زده شود:

$$L_{actuator} \times Thrust = \int \left|\vec{f}_B\right| d\forall \quad (۸)$$

در رابطه (۸)، $L_{actuator}$ طول عملگر در جهت عرضی است. همچنین می‌توان نیروی حجمی را بر اساس مؤلفه‌های بی‌بعد میدان الکتریکی $\overrightarrow{E^*}$ و چگالی بار ρ^* به شکل عبارت (۹) نوشت:

$$\vec{f}_B = \rho_c^{max} E_{ref} \rho^* \overrightarrow{E^*}, \qquad with\ \ \rho^* = \frac{\rho}{\rho_c^{max}}, \quad \overrightarrow{E^*} = \frac{\vec{E}}{E_{ref}}, \quad (۹)$$

در رابطه (۹)، مقدار E_{ref} به شکل عبارت زیر است:

$$E_{ref} = \frac{V_{app}}{t_d} \quad (۱۰)$$

با تلفیق عبارت‌های (۸)، (۹) و (۱۰) خواهیم داشت:

$$L_{actuator} \times Thrust = \rho_c^{max} \frac{V_{app}}{t_d} \int \rho^* \left|\overrightarrow{E^*}\right| d\forall \quad (۱۱)$$

عبارت $\rho^* \left|\overrightarrow{E^*}\right|$ در رابطه (۱۱) توزیع مکانی نیروی حجمی ناشی از پلاسما را به عنوان تابعی از (x, y, z) نشان می‌دهد.

برای یک عملگر پلاسمای تکی، حجم ناحیه پلاسما به‌صورت یک ناحیه مستطیلی با طول l_p و عرض h_p فرض

می‌شود. طول و ارتفاع پلاسما که وابسته به مقدار رانش هستند، به‌صورت زیر محاسبه می‌شوند:

$$l_p = 0.005\left(\frac{\text{Thrust}}{0.015}\right)^{\frac{1}{3}},\ \ h_p = 0.0013\left(\frac{\text{Thrust}}{0.015}\right)^{1/3} \quad (۱۲)$$

با ادغام بعضی جملات رابطه (۱۱) و معرفی متغیر جدید، عبارت (۱۳) را خواهیم داشت:

$$\beta = \frac{\int \rho^*\left|\vec{E^*}\right| d\forall}{L_{actuator} l_p h_p} \quad (۱۳)$$

با در نظر گرفتن β به عنوان مؤلفه توزیع نیروی حجمی، رابطه (۱۱) به شکل زیر در می‌آید:

$$\text{Thrust} = \rho_c^{max}\frac{V_{app}}{t_d}\beta\, l_p h_p \quad (۱۴)$$

که در این رابطه l_p و h_p از رابطه (۱۲) قابل محاسبه است. حال می‌توان از رابطه (۱۴) برای محاسبه چگالی بار بیشینه استفاده کرد:

$$\rho_c^{max} = \frac{\text{Thrust}\times t_d}{\beta l_p h_p V_{app}} \quad (۱۵)$$

رابطه (۱۵) اصلاح مورد نیاز را بر مدل سوزن-هوانگ ارائه می‌دهد تا بتوان رابطه نمایی ولتاژ و رانش و اثر عواملی مانند ضخامت دی‌الکتریک، ضخامت الکترود و فرکانس را در نظر گرفت.

بایستی ذکر کرد که معادلات (۱) تا (۴) به همراه معادله (۱۵) توصیف مدل برای عملگرهای پلاسما را تکمیل می‌کنند. با این حال، برای استفاده از این مدل، باید مقدار β محاسبه شود. برای این منظور از مدل اصلی سوزن-هوانگ استفاده می‌شود. با استفاده از سعی و خطا، مقدار ρ_c^{max} طوری به‌دست می‌آید که نتایج تجربی یا عددی معتبر موجود برای عملگر پلاسمای تکی یا جت ترکیبی پلاسمای خطی و حلقوی را بتوان به خوبی تخمین زد. در نتیجه می‌توان با استفاده از رابطه (۱۵)، با داشتن مقادیر مؤلفه‌های کاری و هندسی عملگر پلاسما، مقدار رانش از رابطه (۷) و مقادیر طول و عرض پلاسما نیز از رابطه (۱۲)، مقدار β را محاسبه نمود. حال این مقدار β به‌دست آمده از داده‌های معتبر موجود برای عملگرهای پلاسمایی را می‌توان برای محاسبه مقدار ρ_c^{max} یک عملگر دیگر، در شرایط هندسی و جریانی و با مواد متفاوت به کار برد. به این ترتیب، اثرات عوامل ذکر شده در مدل سوزن-هوانگ در نظر گرفته شده و این مدل می‌تواند برآورد بهتری از عملکرد عملگر پلاسمایی داشته باشد. یکی دیگر از نوآوری‌های کار حاضر، این است که علاوه بر لحاظ نمودن عواملی که ذکر شد، اثر تغییرات قطر عملگر جت ترکیبی پلاسمای حلقوی را نیز می‌توان در مدل لحاظ نمود. در بخش نتایج، روند فوق برای عملگرهای پلاسمای تکی و جت ترکیبی حلقوی پیاده‌سازی شده است.

روش عددی

از انسیس فلوئنت، برای شبیه‌سازی عددی معادلات حاکم بر جریان سیال و پلاسما استفاده می‌شود. معادلات حاکم بر مدل پلاسما از طریق uds بر روی انسیس فلوئنت اعمال می‌شوند. همچنین با استفاده از udf تابع توزیع چگالی بار بر روی دیواره‌ها اعمال شود. udf مناسب دیگری نیز به منظور محاسبه نیروی حجمی پلاسما استفاده خواهد شد.

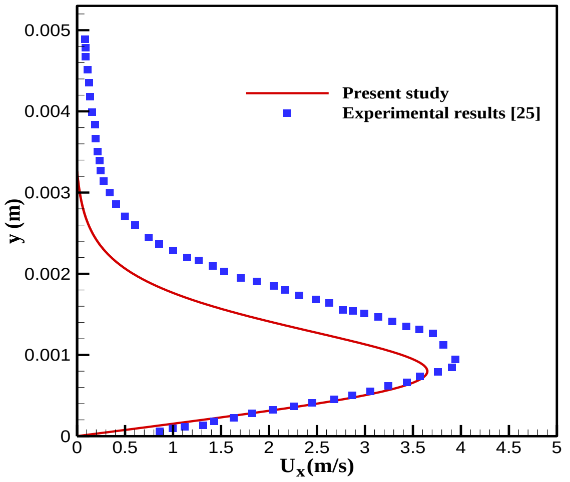
نتایج و بحث

همان‌طور که در بخش قبل بحث شد، برای هر عملگر بایستی مقدار مؤلفه β محاسبه شود. در بخش ابتدایی، این فرایند برای یک عملگر تکی مورد بررسی قرار خواهد گرفت. در بخش بعد این روند برای عملگر جت ترکیبی حلقوی (که نوآوری کار حاضر می‌باشد) اعمال می‌شود.

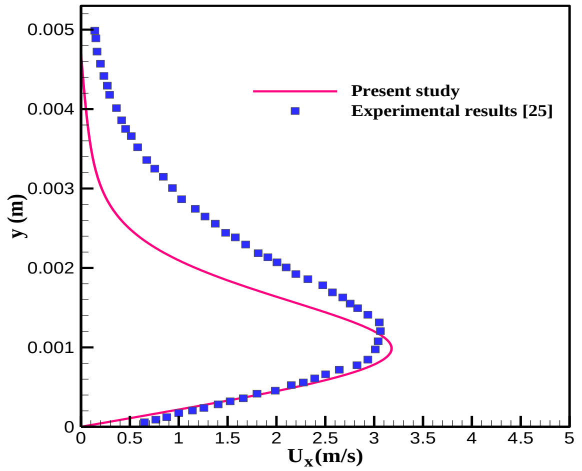
اعمال مدل تلفیقی بر روی عملگر پلاسمای تکی

برای محاسبه β، مقدار ρ_c^{max} در مدل اصلی سوزن-هوانگ [24] به کمک سعی و خطا طوری محاسبه می‌شود تا بهترین انطباق بین نتایج عددی و نتایج تجربی کار دورسچر و روی [25] برای سرعت ایجاد شده در ولتاژ اعمالی سینوسی با دامنه ۱۰ کیلو ولت و فرکانس ۱۴ کیلوهرتز به‌دست آید. در این کار تجربی، ضخامت هر دو الکترود ۷۰ میکرومتر، پهنای الکترود آشکار ۵ میلی‌متر و پهنای الکترود پنهان ۲۰ میلی‌متر می‌باشد. ضخامت لایه دی‌الکتریک ۳ میلی‌متر و جنس آن از اکریلیک است. پروفیل سرعت افقی در دو سطح مقطع که در فواصل ۲۵

میلی‌متری و ۳۵ میلی‌متری از لبه الکترود آشکار قرار دارند، برای این کار مورد استفاده قرار می‌گیرد. شکل (۳) مقایسه‌ای را بین نتایج شبیه‌سازی کار فعلی و نتایج تجربی مرجع [25] نشان می‌دهد. نتایج به‌دست آمده در شکل (۳) با در نظر گرفتن $\rho_c^{max} = 0.019\ C/m^3$، $\sigma = 0.0011$، $\mu = 0.0004$ به‌دست آمده‌اند. این نتایج نشان می‌دهد که تطابق قابل قبولی بین نتایج عددی و تجربی وجود دارد. علت اختلاف موجود در پروفیل‌های سرعت محوری، وجود اثرات گرمایی است که در کار حاضر لحاظ نمی‌شود. چون مدل حاضر، یک مدل تحلیلی برای اثرات آیرودینامیکی می‌باشد، در نظر گرفتن اثرات گرمایی نیازمند توسعه مدلی جداگانه و جدید است که از خط مشی این مقاله فاصله دارد. اندازه‌گیری‌ها در نواحی خیلی نزدیک به سطح کار تجربی نیز دلیل محدودیت اندازه‌گیری در این نواحی ارائه نشده است. با وجود سادگی مدل استفاده شده، روند تغییرات نمودار و سرعت‌های بیشینه تا حد خوبی منعکس شده است. لازم به ذکر است که تمامی مدل‌های تحلیلی موجود در ادبیات فن، اختلاف مشابه یا بیشتری با نتایج تجربی موجود دارند. حال که مقدار ρ_c^{max} به‌دست آمده است، می‌توان با استفاده از رابطه (۱۵) مقدار مؤلفه β را محاسبه نمود. به این-صورت که با داشتن مقادیر مؤلفه‌های کاری و هندسی عملگر پلاسما، مقدار رانش از رابطه (۷) و مقادیر طول و عرض پلاسما نیز از رابطه (۱۲) به‌دست خواهند آمد. با استفاده از رابطه (۱۵)، برای این مسئله $\beta = 1.66 \times 10^{-2}$ خواهد بود.



(الف)



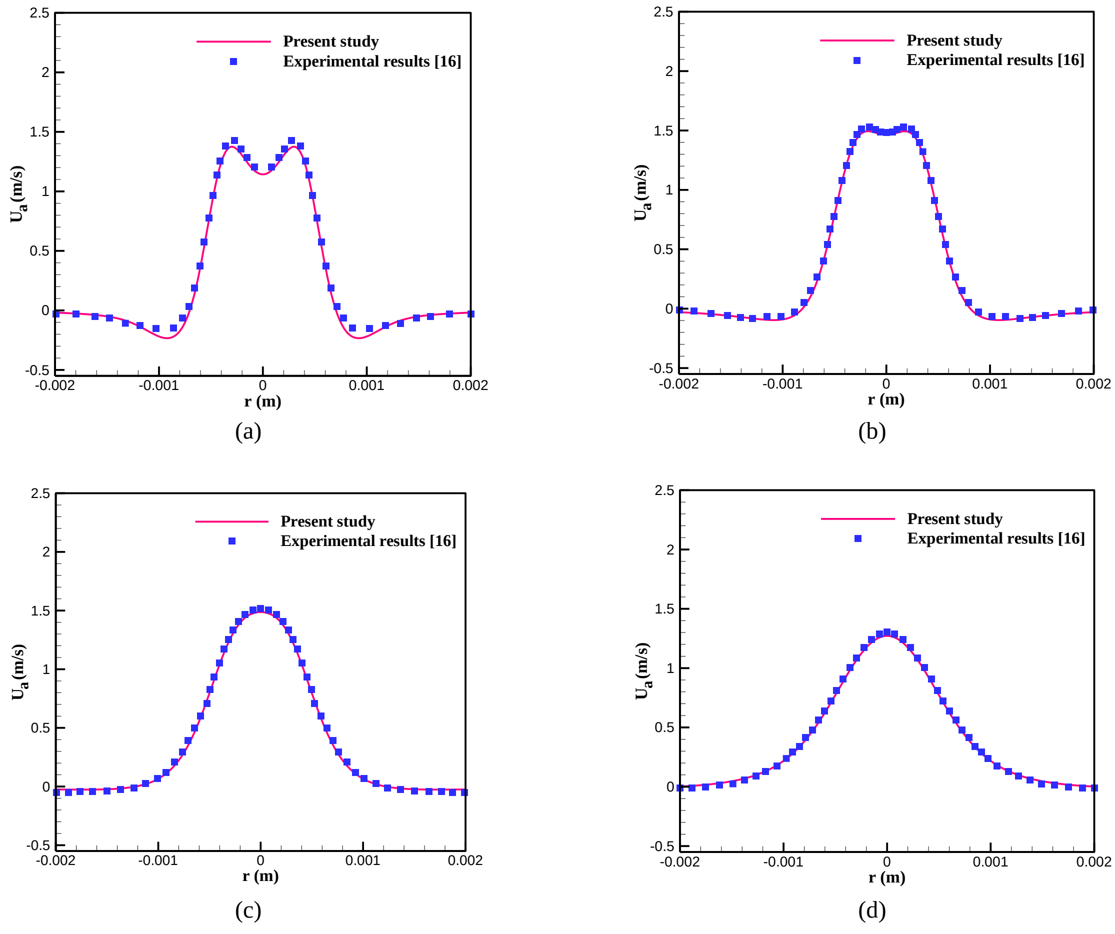
(ب)

شکل ۳ مقایسه پروفیل سرعت محوری کار عددی حاضر با نتایج تجربی دورسچر و روی [25]؛ (الف) ۲۵ میلی‌متر، (ب) ۳۵ میلی‌متر. پایین‌دست لبه الکترود آشکار

برای صحت‌سنجی مدل تلفیقی معرفی شده در کار حاضر، از مقدار مؤلفه β برای محاسبه چگالی بار بیشینه (رابطه (۱۴)) و سپس محاسبه مقدار رانش در انسیس فلوئنت استفاده خواهد شد. سپس مقادیر به‌دست آمده برای رانش از کار عددی، با مقادیری که در کار تجربی [25] گزارش شده‌اند، مقایسه خواهند شد. لازم به ذکر است که دیگر شرایط هندسی، جریانی و مواد عملگرها نسبت به حالت قبلی تغییری پیدا نکرده است. این مقایسه در جدول (۴) ارائه شده است. نتایج نشان می‌دهد که برای مقدار رانش محاسبه شده از شبیه‌سازی عددی در ولتاژهای مختلف، خطا حدود ۱۰ درصد است. همان‌طور که قبلا اشاره شد، نتایج تجربی نشان می‌دهند که بین مقدار رانش و ولتاژ یک عملگر وابستگی نمایی وجود دارد که با ثابت فرض کردن مقدار ρ_c^{max} نمی‌توان پیش‌بینی درستی از مقدار رانش بر حسب تغییرات ولتاژ به‌دست آورد. اما مدل تلفیقی معرفی شده به خوبی توانسته با تطبیق مقدار چگالی بار بیشینه، مقدار رانش عملگر در شرایط کاری جدید (ولتاژهای متفاوت) را به خوبی تخمین بزند. این نتایج همچنین نشان می‌دهد که فرض ثابت بودن مقدار مؤلفه β برای یک عملگر پلاسمای تکی معتبر می‌باشد.

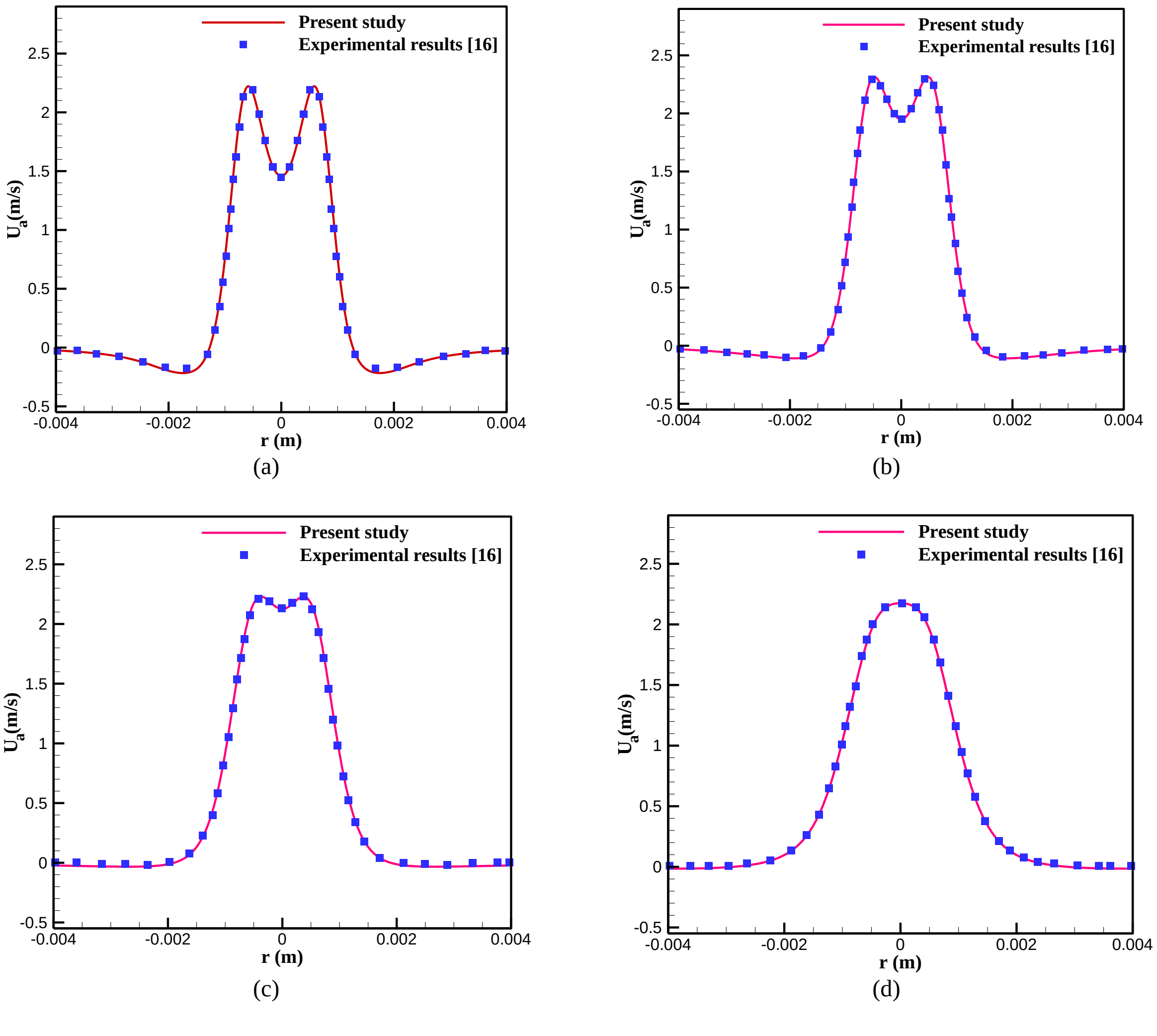
در قدم نخست، مقدار مؤلفه β برای عملگر جت ترکیبی باید محاسبه شود. برای این هدف، مقدار ρ_c^{max} با استفاده از

سعی و خطا به‌دست خواهد آمد طوری که بهترین تطابق بین نتایج حاصل از شبیه‌سازی و گزارش شده در مرجع [16] برای پروفیل‌های سرعت محوری در چهار صفحه عمود از سطح (y/D=0.3, 0.5, 1 and 2) به‌دست آید. در واقع، مقدار ρ_c^{max} طوری تنظیم خواهد شد که خطای نسبی بین مقدار سرعت محوری میانه عملگر به‌دست آمده از حل عددی و مرجع [16] کمتر از ۰/۵ درصد شود. این سعی و خطا برای هر پنج قطر عملگر اعمال می‌گردد. برای حل عددی عملگر پلاسما، یکی از مؤلفه‌هایی که باید تعیین گردد طول دبای است. برای محاسبه طول دبای، رابطه (۳) ارائه شده است. با این حال، مقدار دامنه ولتاژ کار حاضر در محدوده رابطه (۳) جای نمی‌گیرد و نمی‌توان از آن برای محاسبه طول دبای استفاده کرد. برای حل این مشکل، سه طول دبای مختلف در نظر گرفته خواهد شد تا اثر این مؤلفه بر حل مشخص گردد. برای یک نمونه، نتایج سعی و خطا در قطر ۲ میلی‌متر $\rho_c^{max} = 0.0438\ C/m^3$، $\lambda_d = 10^{-4}\ m$، $\sigma/R = 0.073$ و $\mu = 0$ به‌دست آمد. برای این نمونه مقدار $\beta = 7.68 \times 10^{-4}$ خواهد بود. باید ذکر کرد مقادیر $\mu = 0$ و $\lambda_d = 10^{-4}\ m$ نیز که با سعی و خطا به‌دست آمدند، در قطرهای مختلف نیز همین مقادیر است. در شکل (۶)، پروفیل‌های سرعت محوری برای عملگر جت ترکیبی پلاسمای حلقوی در قطر ۲ میلی‌متر و مقایسه آن با نتایج کار بورادیل و همکارانش [16] صورت گرفته است. آن طور که مشاهده می‌شود، پروفیل‌های سرعت محوری تطابق خوبی با نتایج گزارش شده دارند.



شکل ۶ مقایسه سرعت‌های محوری به‌دست آمده از کار حاضر با مرجع [16] در قطر ۲ میلی‌متر
at (a) y/D=0.3 ;(b) y/D=0.5 ;(c) y/D=1 and (d) y/D=2.

در شکل (۷)، پروفیل‌های سرعت محوری عملگر جت ترکیبی پلاسمای حلقوی برای قطر ۴ میلی‌متر نیز رسم شده‌اند. این نتایج نیز با داده‌های مرجع [16] مقایسه گردیدند. تطابق پروفیل‌های سرعت محوری کار حاضر و مرجع [16]، بیانگر تنظیم خوب مقادیر مؤلفه‌های دخیل در مدل استاندارد سوزن-هوانگ می‌باشد. شکل‌های (۶) و (۷) نشان می‌دهند که در مقاطع نزدیک به سطح، سرعت محوری بیشینه در خارج از نقطه محور مرکزی عملگر رخ می‌دهد. با دور شدن از سطح، سرعت محوری بیشینه به مرکز عملگر نزدیک شده تا این‌که یک پروفیل سرعت محوری با یک قله در خط مرکزی عملگر تشکیل شود. از آن‌جایی که نیروی پلاسمای تولیدی در فضای بین الکترودهای نهان و آشکار توزیع شده و بیشینه این نیرو متمایل به الکترود آشکار (در شعاعی مشخص از خط مرکزی هندسه) است، بنابراین در مقاطع نزدیک‌تر به سطح، قله‌های پروفیل سرعت در نواحی تشکیل این نیروی بیشینه به وجود می‌آیند. با فاصله گرفتن از سطح عملگر، مومنتوم سیال به میانه عملگر منتقل شده، طوری‌که قله‌های سرعت در هم ادغام شده و پروفیل تک‌قله‌ای حاصل خواهد شد. همچنین بیشترین سرعت محوری در عملگر با قطر ۲/۵ میلی‌متر ایجاد می‌شود. به علاوه، دقت حل برای عملگرهای با قطر بزرگ‌تر، بیشتر بود. باید ذکر کرد که مقایسه بین پروفیل‌های سرعت محوری کار حاضر و کار بورادیل و همکارانش [16] در سه قطر دیگر نیز صورت گرفت و در آن‌ها نیز صحت حل تأیید شد.



شکل ۷ مقایسه سرعت‌های محوری به‌دست آمده از کار حاضر با مرجع [16] در قطر ۴ میلی‌متر
at a) y/D=0.3 ;b) y/D=0.5 ;c) y/D=1 and y/D=2.

برای نمونه‌های مختلف، مقدار ρ_c^{max} محاسبه گردید. نتایج نشان داد که مقدار ρ_c^{max} تابعی از قطر عملگر است. از طریق برازش منحنی، می‌توان یک رابطه برای تغییرات ρ_c^{max} نسبت به قطر را تخمین زد. این رابطه به‌صورت زیر به‌دست می‌آید:

$$\rho_c^{max} = \frac{3.83}{139.6 - 32.7D + 3.7D^2} \quad , \quad D(mm) \qquad (۱۶)$$

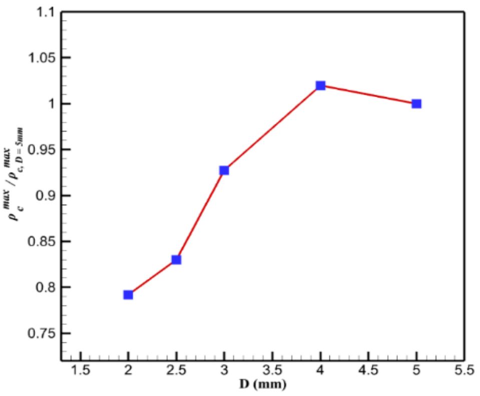
در شکل (۸) تغییرات مقدار بی‌بعد شده $\rho_c^{max}/\rho_{c,D=5mm}^{max}$ نسبت به قطر عملگر حلقوی نشان داده شده است. بی‌بعد سازی مقدار ρ_c^{max} با استفاده از مقدار این مؤلفه در قطر ۵ میلی‌متر صورت گرفت.

برای نمونه‌های مختلف، مقدار σ/r نیز محاسبه شد. نتایج نشان داد که مقدار σ/r هم تابعی از قطر عملگر می‌باشد. از طریق برازش منحنی، یک رابطه برای تغییرات σ/r نسبت به قطر تخمین زده شد. این رابطه به‌صورت زیر می‌باشد:

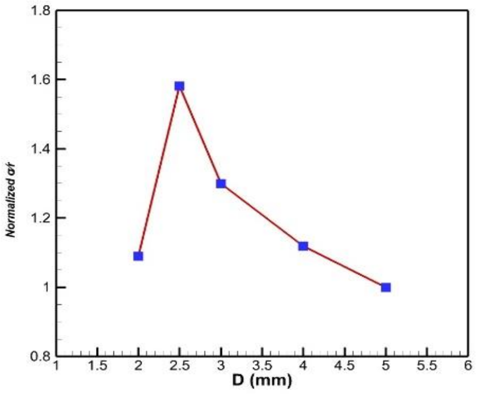
$$\sigma/r = 0.1531 \times D^{-0.617} \quad , D(mm) \qquad (۱۷)$$

در شکل (۹) تغییرات مقدار بی‌بعد شده $\sigma/r\,/\,\sigma/r_{D=5\,mm}$ نسبت به قطر عملگر حلقوی نشان داده شده است. بی‌بعد سازی مقدار σ/r با استفاده از مقدار این مؤلفه در قطر ۵ میلی‌متر انجام شده است.

در بخش قبل، مدل سوزن-هوانگ برای عملگر جت ترکیبی پلاسمای حلقوی با شرایط مرجع [16] به کار گرفته شد و روابطی برای مؤلفه‌های ρ_c^{max} و σ/r نسبت به قطر عملگر در مدل به‌دست آمد. اکنون قصد این است تا مدل تلفیقی معرفی شده (رابطه ۱۵) که برای عملگر پلاسمای تکی تأیید شد، برای عملگر جت ترکیبی پلاسمای حلقوی نیز ارزیابی شود. به این منظور، نمونه مسئله دیگری از عملگر جت ترکیبی پلاسمای حلقوی (سانتاناکریشنان و یاکوب [9]) در نظر گرفته خواهد شد. برای این عملگر، ضخامت الکترودها ۱۰ میلی‌متر و ضخامت ماده دی‌الکتریک ۰/۶۳۵ میلی‌متر است. ماده دی‌الکتریک از سرامیک آلومنیوم و ثابت دی‌الکتریک آن ۹ می‌باشد. مؤلفه حائز اهمیت این عملگر، قطر الکترود پنهان آن است که ۱۲/۷ میلی‌متر می‌باشد. طبق نتایج قبل، مقدار ρ_c^{max} تابعی از قطر الکترود پنهان است. ولتاژ اعمالی پله‌ای با دامنه ۵ کیلو ولت و فرکانس ۲/۸ کیلوهرتز می‌باشد. ملاحظه می‌شود که جنس مواد، ابعاد عملگر و شرایط کاری این نمونه مسئله، با مرجع [16] کاملا متفاوت است. ادعا بر این است که مدل تلفیقی سوزن-هوانگ معرفی شده قادر است با دقت نسبتا خوب و بدون نیاز به سعی و خطا، برآوردی مناسب از مسئله به عمل بیاورد.



شکل ۸ $\rho_c^{max}/\rho_{c,D=5mm}^{max}$ در قطرهای مختلف عملگر



شکل ۹ $\sigma/r\,/\,\sigma/r_{D=5\,mm}$ در قطرهای مختلف عملگر

به منظور حل مسئله جدید، بایستی مؤلفه‌های ρ_c^{max} و σ/r این مدل را محاسبه نمود. قدم نخست در این مسیر، محاسبه مقدار β برای عملگر جت ترکیبی پلاسمای حلقوی در کار بورادیل و همکارانش [16] با استفاده از رابطه (۱۵) می‌باشد. با در دست داشتن مؤلفه‌های هندسی و کاری، مقدار رانش یون و هان [20] از رابطه (۶) قابل محاسبه است. طول پلاسما و ارتفاع پلاسما نیز از رابطه (۱۲) به‌دست می‌آیند. ضخامت دی‌الکتریک و مقدار ولتاژ اعمالی نیز مشخص هستند. مؤلفه دیگری که باید در رابطه (۱۵) قرار گیرد، مقدار ρ_c^{max} می‌باشد که در این مسئله مقدار آن در قطر ۵ میلی‌متر انتخاب شده و β بر اساس آن محاسبه می‌گردد. فرض می‌شود که مؤلفه ($\beta = 6.08 \times 10^{-4}$)

در عملگرهای جت ترکیبی پلاسمای حلقوی دیگر برای قطر ۵ میلی‌متر همین مقدار است.

حال برای مدل سانتاناکریشنان و همکارانش [9] مقادیر رانش یون و هان، طول پلاسما و ارتفاع پلاسما به‌دست خواهند آمد. این مقادیر به همراه ولتاژ کاری و ضخامت دی‌الکتریک در رابطه (۱۵) قرار گرفته تا مقدار ρ_c^{max} در این مسئله جدید تخمین زده شود. مقداری که برای ρ_c^{max} در کار جدید به‌دست آمده است، این طور فرض می‌شود که در قطر ۵ میلی‌متر است. برای این‌که بتوان مقدار این مؤلفه را در مسئله اصلی با قطر ۱۲/۷ میلی‌متر به‌دست آورد، به کمک رابطه (۱۶) و با ایجاد یک تناسب بین مقادیر ρ_c^{max} در قطرهای ۵ میلی‌متر و ۱۲/۷ میلی‌متر، این امر محقق می‌شود. پس از انجام روندی که ذکر شد، مقدار ρ_c^{max} کار جدید [9] $\rho_{c,D=12.7\,mm}^{max} = 1.274 \times 10^{-2}\ (C/m^3)$ به‌دست می‌آید. مؤلفه دیگر مدل σ/r است که آن را می‌توان از رابطه (۱۷) تخمین زد که مقدار آن $\sigma/r = 0.0294$ است. مقدار طول دبای طبق رابطه (۳)، $\lambda_d = 1.5 \times 10^{-4}\ m$ می‌باشد. طبق تجربه‌ای که از شبیه‌سازی کار بورادیل و همکارانش به‌دست آمد، مقدار مؤلفه μ نیز صفر در نظر گرفته می‌شود. نتایجی که برای صحت‌سنجی در کار سانتاناکریشنان و یاکوب [9] موجود است، مقدار بیشینه سرعت محوری در مقاطع مختلف می‌باشد. مقایسه‌ای بین مقادیر سرعت محوری به‌دست آمده از کار حاضر و مرجع [9] و همچنین میزان خطا در جدول (۵) ارائه شده است.

جدول ۵ مقایسه بیشینه سرعت محوری در مقاطع مختلف برای کار حاضر و کار سانتاناکریشنان و یاکوب [9]

مکان (میلی‌متر)	سرعت کار فعلی (سانتی‌متر بر ثانیه)	سرعت کار تجربی [9] (سانتی‌متر بر ثانیه)	درصد خطا
۶/۳۵	۷۴/۲	۶۲/۵	۱۸/۷
۱۲/۷	۷۱/۳	۶۳/۶	۱۱/۹
۱۹/۰۵	۶۸/۶	۵۸/۶	۱۷/۴

مقایسه سرعت محوری در کار حاضر و کار تجربی [9] نشان می‌دهد، حداکثر خطا در حدود ۱۹ درصد بوده که مقداری قابل قبول است. در کار سانتاناکریشنان و یاکوب [9] تنها نمودار سرعت بیشینه محوری نسبت به فاصله از سطح، ارائه شده است. همچنین از نتایج به‌دست آمده از کار حاضر و مقایسه آن با کار بورادیل و همکارانش [16] معلوم شد که با معیار گرفتن سرعت بیشینه محوری برای اعتبارسنجی، پروفیل‌های سرعت نیز از دقت بسیار خوبی برخوردار خواهند بود. متأسفانه کارهای تجربی یا عددی دیگری برای صحت‌سنجی رابطه (۱۵) در عملگرهای جت ترکیبی پلاسمای حلقوی موجود نیست. با بسنده کردن به کار سانتاناکریشنان و یاکوب [9]، می‌توان پیش‌بینی کرد که رابطه (۱۵) برای عملگرهای جت ترکیبی پلاسمای حلقوی نیز قابل استفاده است.

نتیجه‌گیری

در کار حاضر، یک مدل تلفیقی از طریق ارتباط مدل پلاسمای پدیدارشناختی سوزن–هوانگ و مدل رانش یون و هان به منظور تخمین مؤلفه توزیع نیروی حجمی عملگرهای پلاسمایی تعریف شد. اعمال این مدل بر روی یک عملگر پلاسمای تکی نشان از دقت و صحت این مدل دارد. همچنین نشان داده شد که در عملگرهای جت ترکیبی پلاسمای حلقوی، چگالی بار بیشینه، تابعی از قطر عملگر می‌باشد. بنابراین با تعمیم مدل حاضر برای این گونه از عملگرها، وابستگی چگالی بار بیشینه و نیروی حجمی به قطر عملگر در مدل در نظر گرفته شد. اعتبارسنجی مدل حاضر برای عملگر جت ترکیبی پلاسمای حلقوی به ازای مقدار بیشینه سرعت محوری در مقاطع مختلف با مقادیر تجربی موجود، بیانگر حداکثر خطای ۱۹ درصد می باشد.

فهرست علائم

علائم انگلیسی

$f(\tau)$	شکل موج ولتاژ
T	رانش (نیوتون)
V	مقدار سرعت (متر بر ثانیه)
t_e	ضخامت الکترود (متر)
t_d	ضخامت دی‌الکتریک (متر)
$\vec{f}_b$	نیروی حجمی $(N\,m^{-3})$
C_0	ظرفیت معادل عملگر (فارادی)
V_0	ولتاژ اولیه (ولت)
V_{app}	ولتاژ اعمالی (ولت)

E	بردار میدان الکتریکی $(V\,m^{-1})$
P	فشار استاتیکی $(N\,m^{-2})$
l_p	طول ناحیه پلاسما (متر)
h_p	ارتفاع ناحیه پلاسما (متر)
t	زمان (ثانیه)
D	قطر الکترود پنهان (متر)

علائم یونانی

λ_d	طول دبای (متر)
ρ	چگالی سیال $(kg\,m^{-3})$
ϕ	پتانسیل الکتریکی
ε_r	نفوذپذیری نسبی
ρ_c	چگالی بار $(C\,m^{-3})$
σ	مؤلفه تابع گاوسی
μ	مؤلفه مکان تابع گاوسی
ω	فرکانس ولتاژ (هرتز)

زیرنویس‌ها

max	بیشینه
Avg	میانگین
*	متغیر بی‌بعد
v	سرعت
T	رانش

واژه‌نامه

flow control	کنترل جریان
thrust	رانش
single DBD plasma actuator	عملگر پلاسمای تکی
synthetic jet	جت ترکیبی

تقدیر و تشکر

مراجع

[1] T. C. Corke, C. L. Enloe and S. P. Wilkinson, " Dielectric Barrier Discharge Plasma Actuators for Flow Control ," *Annual Review of Fluid Mechanics*, vol. 42, pp. 505–529, (2009).

[2] F. O. Thomas, A. Kozlov and T. C. Corke , " Plasma actuators for cylinder flow control and noise reduction ," *AIAA Journal*, vol. 46, no. 8, pp. 1921–1931, (2008).

[3] S. Walker and T. Segawa , " Mitigation of flow separation using DBD plasma actuators on airfoils: A tool for more efficient wind turbine operation ," *Renew Energy*, vol. Complete, no. 42, pp. 105–110, (2012).

[4] S. Grundmann and C. Tropea , " Delay of boundary-layer transition using plasma actuators ," *46th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, (2008).

[5] S. Yarusevych and M. Kotsonis , " Effect of local DBD plasma actuation on transition in a laminar separation bubble ," *Flow, Turbulence and Combustion 2016 98:1*, vol. 98, no. 1, pp. 195–216, (2016).

[6] Moreau and Eric , " Airflow control by non-thermal plasma actuators ," *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 40, no. 3, pp. 605–636, (2007).

[7] D. M. Orlov, T. Apker, C. He, H. Othman and T. C. Corke , " Modeling and experiment of leading edge separation control using SDBD plasma actuators ," *Collection of Technical Papers - 45th AIAA Aerospace Sciences Meeting*, vol. 15, pp. 10651–10668, (2007).

[8] T. C. Corke, M. L. Post and D. M. Orlov , " Single dielectric barrier discharge plasma enhanced aerodynamics: physics, modeling and applications", *Experiments in Fluids*, vol. 1, no. 46, pp. 1–26, (2009).

[9] A. Santhanakrishnan and J. D. Jacob , " On plasma synthetic jet actuators ," *Collection of Technical Papers - 44th AIAA Aerospace Sciences Meeting*, vol. 6, pp. 3785–3803, (2006).

[10] A. Santhanakrishnan, J. D. Jacob and Y. B. Suzen , " Flow control using plasma actuators and linear/annular plasma synthetic jet actuators ," *Collection of Technical Papers - 3rd AIAA Flow Control Conference*, vol. 2, pp. 685–715, (2006).

[11] A. Santhanakrishnan and J. D. Jacob , " Flow control with plasma synthetic jet actuators ," *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 40, no. 3, pp. 637–651, (2007).

[12] A. Santhanakrishnan, D. A. Reasor and R. P. Lebeau , " Unstructured numerical simulation of experimental linear plasma actuator synthetic jet flows ," *46th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, (2008).

[13] A. Santhanakrishnan, D. A. Reasor and R. P. LeBeau , " Characterization of linear plasma synthetic jet actuators in an initially quiescent medium ," *Physics of Fluids*, vol. 21, no. 4, p. 043602, (2009).

[14] A. B. Liu, P. F. Zhang, B. Yan, C. F. Dai and J. J. Wang , " Flow characteristics of synthetic jet induced by plasma actuator ," *AIAA Journal*, vol. 49, no. 3, pp. 544–553, (2012).

[15] G. Neretti, P. Seri, M. Taglioli, A. Shaw, F. Iza and C. A. Borghi , " Geometry optimization of linear and annular plasma synthetic jet actuators ," *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 50, no. 1, p. 015210, (2017).

[16] H. Borradaile, K. Kourtzanidis, F. Rogier, K. S. Choi and X. Mao , " Flow reversal in millimetric annular DBD plasma actuator ," *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 54, no. 34, (2021).

[17] R. A. Humble, S. A. Craig, J. Vadyak, P. D. McClure, J. W. Hofferth and W. S. Saric , " Spatiotemporal structure of a millimetric annular dielectric barrier discharge plasma actuator ," *Physics of Fluids*, vol. 25, no. 1, p. 017103, (2013).

[18] Y. B. Suzen, P. G. Huang, J. D. Jacob and D. E. Ashpis , " Numerical simulations of plasma based flow control applications ," *35th AIAA Fluid Dynamics Conference and Exhibit*, (2005).

[19] J.S. Yoon and J.H. Han , " Semiempirical thrust model of dielectric barrier Plasma actuator for flow control ," *Journal of Aerospace Engineering*, vol. 28, no. 1, p. 04014041, (2013).

[20] J.S. Yoon and J.H. Han , " One-equation modeling and validation of dielectric barrier discharge plasma actuator thrust ," *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 47, no. 40, p. 405202, (2014).

[21] B. Jayaraman and W. Shyy , " Modeling of dielectric barrier discharge-induced fluid dynamics and heat transfer ," *Progress in Aerospace Sciences*, vol. 44, no. 3, pp. 139–191, (2008).

[22] A. Bouchmal , " Modeling of dielectric barrier discharge actuator: implementation, validation and generalization of an electrostatic model ," Delft University of Technology, (2011).

[23] M. Abdollahzadeh, J. C. Páscoa and P. J. Oliveira, "Modified split-potential model for modeling the effect of DBD plasma actuators in high altitude flow control ," *Current Applied Physics*, vol. 14, no. 8, pp. 1160–1170, (2014).

[24] Y. B. Suzen, P. G. Huang and D. E. Ashpis , " Numerical simulations of flow separation control in low-pressure turbines using plasma actuators ," *Collection of Technical Papers - 45th AIAA Aerospace Sciences Meeting*, vol. 16, pp. 11358–11365, (2007).

[25] R. Durscher and S. Roy, " Evaluation of thrust measurement techniques for dielectric barrier discharge actuators ," *Experiments in Fluids*, vol. 53, no. 4, pp. 1165–1176, (2012).

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics, 35, 4, 2023. (107-120)

Ferdowsi University of Mashhad

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics

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

Society of Manufacturing Engineering of Iran

Modeling Large Deflection of the Chromium Nanobeams using the Design of Experiments Method

Research Article

Vahid Modanloo[1], Yasser Taghipour Lahijani[2], Ahmad Mashayekhi[3], Behnam Akhoundi[4]

DOI: 10.22067/jacsm.2023.83862.1198

1. Introduction

Inspired by the works of other researchers, including the analysis of nanobeams, nanotubes, nanowires, nanosheets, and nanoshells, the large deflection of chromium nanobeams investigated in this study. These systems have many applications in electromechanical and biological industries due to their unique mechanical properties. With the increase in the need for these structures, we cannot ignore the previous activities. Many of these studies are limited to simulating the experimental data of chromium nanobeams and predicting their behavior using finite element methods. In the meantime, activities were also carried out to provide models for the introduction of large deflection nanobeams and curved nanobeams. Moreover, the researchers investigated porous, functionally graded, multilayer, piezoelectric, and piezomagnetic structures in environments such as viscoelastic to expand their knowledge about this structure. The purpose of this study was to show the ability of the design of the experiment method to simulate the deflection of cantilever chromium nanobeams. For this purpose, the impact of length and force was investigated using the design of 100 experiments through applying factorial method on the nanobeam. In the end, using the regression method, the behavior of the nanobeam was predicted.

Table 1. Results of the deflection

Test no,	Deflection (nm)	Test no,	Deflection (nm)	Test no,	Deflection (nm)	Test no,	Deflection (nm)
1	-320.463	26	-7.191	51	-112.903	76	-99.593
2	-78.412	27	-208.242	52	-60.023	77	-5.198
3	-166.996	28	-16.146	53	-136.83	78	-51.007
4	-32.952	29	-280.776	54	-103.699	79	-72.995
5	-294.101	30	-4.292	55	-144.407	80	-18.876
6	-227.324	31	-20.65	56	-106.635	81	-52.878
7	-183.413	32	-189.816	57	-121.448	82	-27.947
8	-167.38	33	-29.647	58	-29.722	83	-8.422
9	-162.278	34	-238.474	59	-61.99	84	-270.324
10	-47.069	35	-58.141	60	-212.576	85	-42.257
11	-184.88	36	-131.348	61	-81.078	86	-53.245
12	-67.169	37	-36.831	62	-42.001	87	-28.025
13	-10.816	38	-23.892	63	-155.78	88	-188.934
14	-90.11	39	-247.726	64	-36.194	89	-44.526
15	-10.673	40	-148.399	65	-18.378	90	-198.764
16	-240.943	41	-8.581	66	-4.995	91	-37.915
17	-158.807	42	-18.521	67	-47.087	92	-53.732
18	-24.879	43	-318.909	68	-17.589	93	-22.104
19	-116.469	44	-101.585	69	-45.691	94	-25.982
20	-260.448	45	-70.927	70	-7.604	95	-284.122
21	-214.914	46	-21.531	71	-4.923	96	-177.187
22	-242.2	47	-59.485	72	-89.645	97	-11.872
23	-65.971	48	-207.924	73	-12.489	98	-203.872
24	-32.528	49	-130.046	74	-91.2	99	-81.158
25	-230.204	50	-365.785	75	-36.198	100	-26.115

*Manuscript received: August 10, 2023. Revised, August 30, 2023, Accepted, October 3, 2023.

1 Corresponding author. Assistant Professor, Mechanical Engineering Department, Sirjan University of Technology, Sirjan, Iran. **Email**: v.modanloo@sirjantech.ac.ir

2. Assistant Professor, Mechanical Engineering Department, Vali-e-Asr University of Rafsanjan, Iran, Rafsanjan, Iran.

3. Assistant Professor, Mechanical Engineering Department, Sirjan University of Technology, Sirjan, Iran

4. Assistant Professor, Mechanical Engineering Department, Sirjan University of Technology, Sirjan, Iran

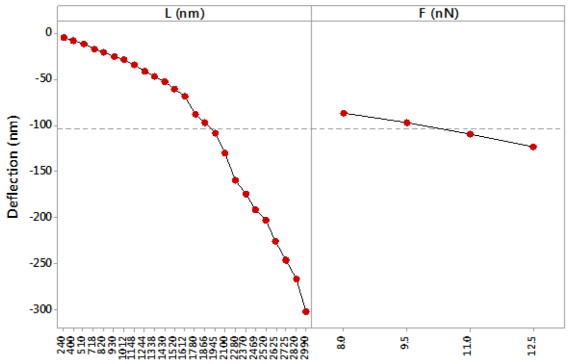


Figure 1. The impacts of the input parameters on the deflection

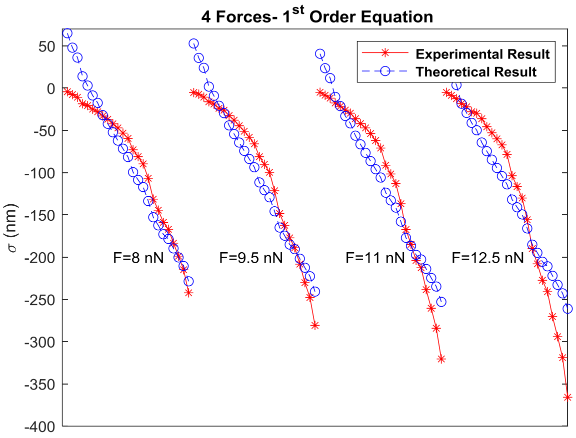


Figure 2. The first-order regression model versus experimental data

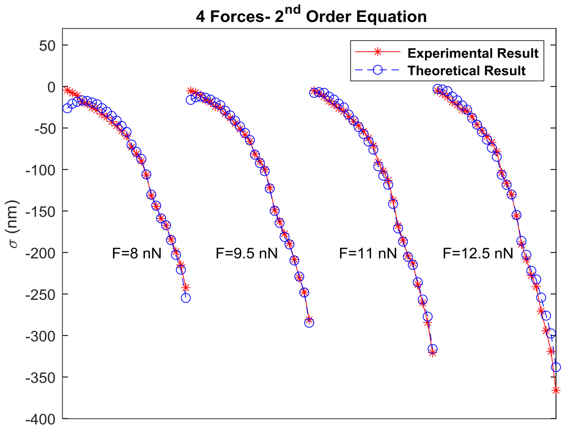


Figure 3. The second-order regression model versus experimental data

2. Results

Table 1 shows the results of the experiments designed on the deflection of nanobeams.

Figure 1 shows the impact of two parameters of force and length on the deflection of nanobeams considering 4 force levels (8, 9.5, 11, and 12.5 nano-Newtons).

In the next step, the deflection of nanobeams by applying four forces was investigated using regression analysis in three cases of first-order equations, second-order equations, and third-order equations based on the input parameters. Figure 2 shows the experimental results and the results of regression analysis for force and length parameters in the case of first-degree equations.

Next, the quadratic equation was used to predict the deflection of the nanobeam. It shows the quadratic regression model for the nanobeam beam based on the input parameters, in which R2 equal to 99.61% was obtained (Figure 3).

In the end, in order to reach the regression model with higher accuracy, the third-order equation was used to predict the deflection of nanobeam. The third-order regression model for the nanobeam beam was obtained based on the input parameters, and the R2 value was equal to 99.95% (Figure 4).

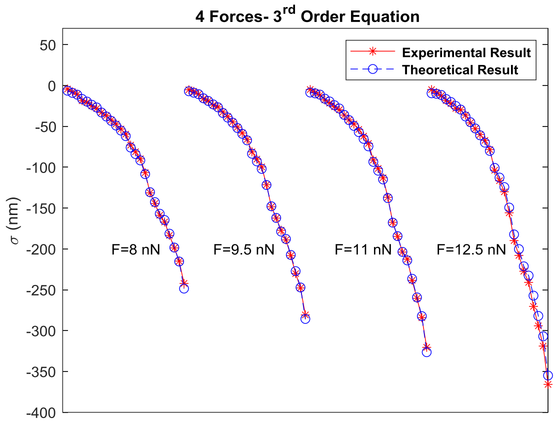


Figure 4. The third-order regression model versus experimental data

According to Table 2, the adequacy rate (R2) and the error of the regression model in all three modes of the equations are ready for all four force levels. Using the equations, it becomes clear that the error in the second and third-order equations are reduced by 81% and 90% compared to the first-order equations.

Table 2. Comparison of the various regression models

Model order	Efficiency (%)	Error (nm)
First	89.15	24.42
Second	99.61	4.64
Third	99.95	2.41

In the following, unlike the previous part, all the experimental data are not used for training in the regression model, and only two series of data related to the forces of 8 and 11 nanonewtons are used in determining the deflection formulas of the nanobeam using the regression model. Then the obtained formulas are used to predict the deflection of the nanobeam at a force of 9.5 nanonewtons (as interpolation) and 12.5 nanonewtons (as extrapolation). Table 3 shows the efficiency of the model (R2) and the error of the regression model for three cases, the first, second, and third-degree equation, and the use of two force levels.

Table 3. Comparison of the various regression models

Model order	Efficiency (%)	Error (nm)
First	89.53	24.55
Second	99.59	4.88
Third	99.94	2.84

3. Conclusion

The results of the design of the experiments were obtained by using method and regression analysis in two modes of 4 forces and 2 forces and they were compared. The results are as follows: the first-order regression model is not suitable for analyzing and predicting the behavior of chromium nanobeams. The length of the beam has a greater impact on the results than the force. The results of the third-order regression are more appropriate and accurate than the second-order and both of them compared to the first-order in both cases of 4 forces levels and 2 forces levels, and have less error.

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

http://mechanic-ferdowsi.um.ac.ir

انجمن مهندسی ساخت و تولید ایران

دانشگاه فردوسی مشهد

مدل‌سازی خیز بزرگ نانوتیرهای کرومی با استفاده از روش طراحی آزمایش‌ها*

مقاله پژوهشی

وحید مدانلو(۱) یاسر تقی‌پور لاهیجانی(۲) احمد مشایخی(۳) بهنام آخوندی(۴)

DOI: 10.22067/jacsm.2023.83862.1198

چکیده در این مقاله، خیز نانوتیرهای کرومی با استفاده از روش طراحی آزمایش‌ها بررسی شده است. با استفاده از روش فاکتوریل کامل، تعداد ۱۰۰ آزمایش طراحی شده که در آن طول و نیروی وارد بر نانوتیر به ترتیب در ۲۵ و ۴ سطح به عنوان متغیرهای ورودی و خیز نانوتیر به عنوان خروجی در نظر گرفته شد. در ابتدا، از هر ۴ سطح نیرو (۸، ۹/۵، ۱۱ و ۱۲/۵ نانونیوتن)، برای تحلیل استفاده شده و معادلاتی بسته برای تخمین خیز نانوتیر حاصل شد. نتایج نشان داد که تأثیر طول نانوتیر بیشتر از نیروی وارد بر نانوتیر است به‌طوری که با افزایش طول، میزان خیز به‌صورت درجه سه تغییر می‌کند. مدل رگرسیون درجه سوم، با دقت بالایی خیز نانوتیر را پیش‌بینی کرده و میزان خطای آن نسبت به مدل‌های رگرسیون درجه اول و دوم کمتر است. در ادامه، از دو سطح نیرو (۸ و ۱۱ نانونیوتن) برای تحلیل استفاده شده و معادلات جدیدی برای تخمین خیز نانوتیر حاصل شد. از معادلات جدید برای درون‌یابی و برون‌یابی خیز نانوتیر به ترتیب در نیروهای ۹/۵ و ۱۲/۵ نانونیوتن استفاده شد. نتایج نشان داد که مدل رگرسیون با استفاده از دو سطح نیرو نیز با دقت زیادی میزان خیز نانوتیر را پیش‌بینی می‌کند. نتایج این تحقیق نشان داد که بدون نیاز به انجام آزمایش‌های بیشتر و صرف هزینه، یا انجام محاسبات پیچیده و حل معادلات دیفرانسیل، می‌توان خیز نانوتیر را با فرمول‌هایی جبری و با دقت بالا تخمین زد.

واژه‌های کلیدی نانوتیر، خیز بزرگ، مدل رگرسیون، طراحی آزمایش.

Modeling of Large Deflection of the Chromium Nanobeams Using Design of Experiments Method

Vahid Modanloo Yasser Taghipour Lahijani Ahmad Mashayekhi Behnam Akhoundi

Abstract *This paper investigates the deflection of chromium nanobeams using the design of experiments method. Using the full factorial method, a number of 100 experiments were designed in which the length and the force on the nanobeam were considered input variables at 25 and 4 levels, respectively and the deflection of the nanobeam was considered output. First, all 4 force levels (8, 9.5, 11, and 12.5 nN) were used for the analysis, and closed-form equations were obtained to estimate the deflection of the nanobeam. The results showed that the effect of the length is more than the force, by increasing the length so that the deflection changes with third degree. The third-order regression model predicts the deflection with high accuracy, and its error value is lower than the first and second-order regression models. Afterward, two levels of force (8 and 11 nN) were used for analysis, and new equations were obtained to estimate the deflection of the nanobeam. The new equations were used for interpolation and extrapolation of the nanobeam's deflection in forces of 9.5 and 12.5 nN, respectively. The results demonstrated that the regression model using two force levels accurately predicts the deflections of nanobeams as well. The results of this research demonstrated that it is possible to estimate the nanobeam's deflection without the need to perform more experiments and spend cost, perform complex calculations, and solve differential equations; the nanobeam's deflection can be accurately estimated with algebraic formulas.*

Key Words Nanobeam, Large Deflection, Regression Model, Design of Experiment.

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۲/۵/۱۹ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۲/۷/۱۶ می‌باشد.

(۱) استادیار، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی سیرجان، سیرجان، کرمان، ایران.

(۲) استادیار، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه ولی‌عصر رفسنجان، رفسنجان، کرمان، ایران.

(۳) استادیار، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی سیرجان، سیرجان، کرمان، ایران.

(۴) استادیار، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی سیرجان، سیرجان، کرمان، ایران.

Email: v.modanloo@sirjantech.ac.ir

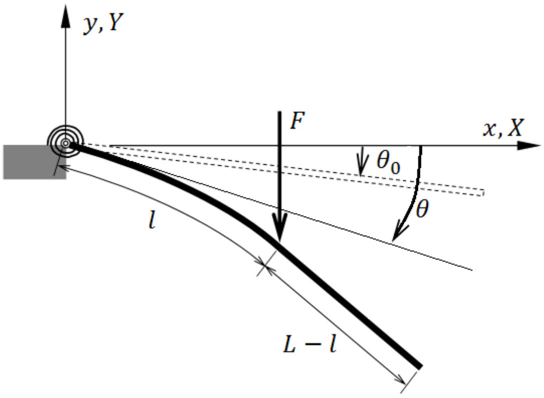
مقدمه

در بین سازه‌های کوچک در مقیاس میکرو و نانو شامل نانوتیرها، نانولوله‌ها، نانوسیم‌ها، نانوورق‌ها و نانوپوسته‌ها، نانوتیرها به خاطر سادگی و کاربرد زیاد بیشتر مورد توجه پژوهشگران هستند. در مقایسه با تیرها در مقیاس ماکروسکوپی، نانوتیرها نسبت سطح به حجم بسیار بالاتری دارند به‌طوری که انرژی سطح آن‌ها ممکن است نقش مهمی ایفا کند. به‌علاوه، آن ها اغلب به دلیل نسبت‌های باریکی بزرگ و محدوده تغییر شکل الاستیک بزرگ‌تر، خیزهای بزرگی را تحمل می‌کنند. در نتیجه، دارای کاربردهایی مانند محرک‌های با فرکانس فوق‌العاده بالا و حسگرهای بسیار حساس در سامانه‌های نانومکانیکی، نانوالکترومکانیکی و حسگرهای زیستی می‌باشند [1-5].

تاکنون روش‌های تجربی مختلفی مانند آزمایش‌های کششی، آزمون‌های خمش و آزمایش‌های تحریک تشدید برای تحلیل و پیش‌بینی رفتار نانوتیرها در مقیاس نانو استفاده شده‌اند [6-8]. خمش نانوتیرها با استفاده از میکروسکوپ نیروی اتمی (Atomic force microscopy) یکی از آزمایش‌های رایج برای تحلیل رفتار سازه‌ها در مقیاس نانو است. نیلسون و همکاران [9] رفتار مکانیکی نانوتیرهای کرومی را به‌صورت آزمایشگاهی مورد مطالعه قرار دادند. آن‌ها نانوتیرهای کرومی یکسرگیردار با ضخامت ۵۰ نانومتر را ساخته و با استفاده از میکروسکوپ نیروی اتمی، خیز حاصل از بارگذاری آن‌ها را اندازه‌گیری کردند. آن‌ها شبیه‌سازی داده‌های تجربی با یک مدل با خیز کوچک، با شرط وابستگی خواص مکانیکی به‌اندازه طول و مقدار بارگذاری را امکان‌پذیر دانستند. نیلسون و همکاران [10] در کاری مشابه مرجع [9]، نانوتیرهای یکسرگیردار در دو ضخامت ۶۸ و ۸۳ نانومتر را ساخته و مورد آزمایش و تحلیل قرار دادند. ساندرگارد و همکاران [11] با استفاده از تئوری اویلر و خیز بزرگ، رفتار نانوتیرهای یکسرگیردار کرومی مرجع [10] را شبیه‌سازی کردند. آن‌ها داده‌های تجربی را با یک مدل ریاضی و خواص مکانیکی وابسته به‌اندازه سازه شبیه‌سازی کردند. ساپساتیارن و راجاپاکسه [12] یک مدل خیز بزرگ برای نانوتیرها ارائه دادند که اثرات سطح را در نظر می‌گرفت. آن‌ها نشان دادند که مدل پیشنهادی قادر به شبیه‌سازی آزمایش‌های مرجع [10] است. تقی‌پور و برادران [13] یک مدل اجزای محدود برای تحلیل خیز بزرگ تیرها ارائه دادند که اثرات سطح را در نظر می‌گرفت. مدل پیشنهادی آن‌ها، علاوه بر شبیه‌سازی نتایج آزمایش‌های مرجع [10]، نتایج مرجع [9] را با دقت پیش-بینی می‌کرد. تقی‌پور و دارفرین [14] مدل‌های مختلف تحلیل خیز بزرگ تیرها و ویژگی‌های آن‌ها را بررسی کردند. در نهایت، دقت آن‌ها را مقایسه کردند. نادری و همکاران [15] پاسخ‌های ارتعاشی آزاد و اجباری یک نانوتیر متشکل از مواد مدرج تابعی یک‌لایه دی‌الکتریک از پیزوالکتریک و فلکسو الکتریک را بررسی کردند. تقی‌پور و زینلی [16] یک مدل برای تحلیل خیز بزرگ نانوتیرهای ساخته شده از مواد مدرج تابعی ارائه دادند که اثرات سطح را در نظر می‌گرفت. دربان و همکاران [17] کمانش میکرو و نانوتیرهای ترک‌خورده یکسرگیردار را بررسی کردند. خاتر [18] یک مدل تعمیم‌یافته برای نانوتیرهای منحنی که انرژی سطحی را در خود جای داده است، ارائه کردند. رئیسی و برادران [19] خیز بزرگ نانوتیر را با توجه به تئوری تنش زوج اصلاح‌شده با اثرات سطحی با استفاده از روش اجزای محدود مورد مطالعه قراردادند. فقیدیان و همکاران [20] خمش غیرخطی مخلوطی از نانوتیرهای گرادیان واحد را بررسی کردند. وانگ و همکاران [21] امکان جذب انرژی و همچنین پاسخ زمانی یک میکروپرتو منحنی سه لایه از مواد پیزوالکتریک را بررسی کردند. نادری و همکاران [22] دینامیک نانوتیرهای پیزو مغناطیسی تعبیه‌شده در محیط ویسکوالاستیک را از طریق مدل سازگار و بدون پارادوکس تئوری غیرمحلی مورد مطالعه قراردادند. چندل و همکاران [23] با استفاده از تئوری اغتشاش مرتبه اول با روش اجزای محدود، ویژگی‌های ارتعاش ترموالاستیک وابسته به‌اندازه نانوتیرهای متخلخل مواد مدرج تابعی را بررسی کردند.

همان‌طور که اشاره گردید، برای تحلیل رفتار نانوتیرها به روش‌های آزمایشگاهی [9,10] و یا تئوری‌های پیچیده [11-13] و [15] و [17-20] با فرضیات مختلفی مانند شیب اولیه و سختی خمشی تکیه‌گاه نیاز است، که در شکل (۱) به‌صورت شماتیک نشان داده‌شده است [11-13]. از طرفی، روش طراحی آزمایش مجموعه‌ای از روش‌های آماری و ریاضی مفید برای توسعه، بهبود و بهینه‌سازی فرایندها است که می‌تواند در جمع‌آوری، پردازش، تجزیه و تحلیل داده‌ها بسیار سودمند باشد. با روش طراحی آزمایش می‌توان عامل بهینه برای دستیابی به بهترین نتیجه را تعیین کرد. به‌علاوه، می‌توان به یک رابطه

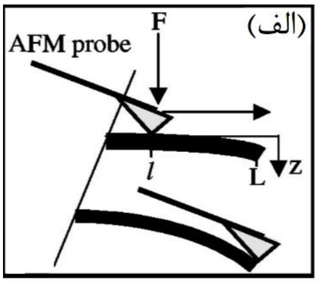
تقریبی مناسب بین متغیرهای ورودی و خروجی دست یافت [24-27]. پژوهشگران تاکنون از روش‌های مختلف طراحی آزمایش مانند سطح پاسخ، تاگوچی، فاکتوریل کامل و فاکتوریل کسری برای بهینه‌سازی مسائل مختلف مهندسی استفاده کرده‌اند که از مهمترین آن‌ها می‌توان به شکل‌دهی فلزات [11-13]، پرداخت‌کاری سطح سیلندرهای چاپ [11-13]، پرینت سه-بعدی مواد کامپوزیتی [11-13] و ماشین‌کاری به کمک لیزر [11-13] اشاره نمود. هدف اصلی تحقیق حاضر، نشان دادن قابلیت روش طراحی آزمایش در شبیه‌سازی رفتار نانوتیر یکسرگیردار کرومی با گزارش خیز آن بر اساس طول و نیرو است. به همین منظور، برای اولین بار تأثیر پارامترهای طول نانوتیر و نیروی وارد بر آن با استفاده از روش فاکتوریل کامل بررسی خواهد شد. در پایان، مدل‌های رگرسیون مختلف به‌منظور پیش‌بینی میزان خیز بزرگ نانوتیر استخراج و دقت مدل‌های مختلف با هم مقایسه خواهند شد.

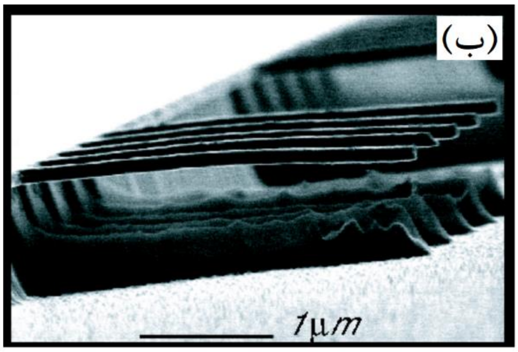


شکل ۱ نمایش نانوتیر با تکیه‌گاه گیردار اصلاح‌شده با شیب اولیه و فنر خمشی [13]

مواد، تجهیزات و روش‌ها

در این مقاله، خیزهای نانوتیرهای یکسرگیردار کرومی گزارش‌شده در مراجع [9,10] با طول ۳۰۰۰ نانومتر، با عرض متغیر ۱۵۰ نانومتر در سر تیر و ۲۰۰ نانومتر در تکیه‌گاه و ضخامت ۶۸ نانومتر برای طراحی آزمایش مورد استفاده قرار گرفتند. مطابق با مرجع [9]، خیز نانوتیرهای کرومی یکسرگیردار تحت بارگذاری‌های مختلف و در طول‌های مختلف اندازه‌گیری شده، که در شکل (۲) نشان داده‌شده‌است.





شکل ۲ (الف) چیدمان آزمایشگاهی محاسبه خیز نانوتیر با میکروسکوپ نیروی اتمی [9]، (ب) تصویر میکروسکوپ الکترونی روبشی (Scanning electron microscopy) از نانوتیرهای کرومی [11]

هدف اصلی روش طراحی آزمایش‌ها، انتخاب بهترین حالت آزمایش است که با استفاده از آن بتوان فرایند مورد نظر را به مطلوب‌ترین شکل ممکن بررسی کرد [27]. از طراحی آزمایش به روش فاکتوریل کامل، زمانی استفاده می‌شود که تعداد یا سطوح پارامترهای ورودی زیاد باشد. در این حالت امکان بررسی کلیه اثرات متقابل و انجام آزمایش‌ها به‌صورت موازی وجود دارد و نتایج آزمایش‌ها نیز از یکدیگر مستقل می‌باشد. ولی زیاد بودن تعداد آزمایش‌ها، طولانی بودن زمان اجرا و افزایش هزینه‌ها نیز از معایب آن است [28]. در این مقاله، پارامترهای طول نانوتیر و نیروی وارد بر نانوتیر به عنوان متغیرهای ورودی در نظر گرفته شدند و تأثیر آن‌ها بر روی خیز نانوتیر بررسی و تحلیل خواهد شد. پارامتر طول در ۲۵ سطح (از ۲۴۰ تا ۲۹۹۰ نانومتر) و پارامتر نیرو در ۴ سطح (۸، ۹/۵، ۱۱ و ۱۲/۵ نانونیوتن) در نظر گرفته شدند. در نتیجه، تعداد ۱۰۰ آزمایش مطابق با جدول (۱) طراحی شدند. محدوده مقدار پارامترهای ورودی بر اساس نتایج تجربی گزارش شده در مرجع [10] تعیین شده است. برای طراحی آزمایش‌ها و تحلیل نتایج از نرم‌افزار مینی‌تب استفاده شده است [29].

جدول ۱ آزمایش‌های طراحی شده به روش فاکتوریل کامل

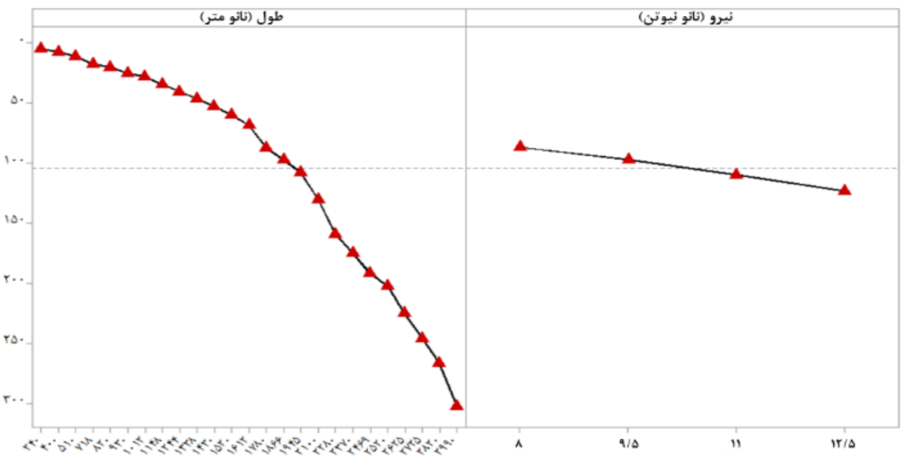
آزمایش	طول (نانومتر)	نیرو (نانونیوتن)	آزمایش	طول (نانومتر)	نیرو (نانونیوتن)
۱	2990	11	51	1945	11
۲	1612	12/5	52	1430	12/5
۳	2520	8	53	2100	11
۴	1148	8	54	1780	12/5
۵	2725	12/5	55	2370	8
۶	2469	12/5	56	2100	8
۷	2625	8	57	2100	9/5
۸	2280	11	58	1012	12/5
۹	2370	9/5	59	1520	11
۱۰	1430	8	60	2520	11
۱۱	2370	11	61	1866	8
۱۲	1520	12/5	62	1244	11
۱۳	510	8	63	2100	12/5
۱۴	1866	9/5	64	1148	11
۱۵	510	9/5	65	718	12/5
۱۶	2520	12/5	66	240	12/5
۱۷	2469	8	67	1338	11
۱۸	930	8	68	718	11
۱۹	1866	12/5	69	1244	12/5
۲۰	2725	11	70	400	8
۲۱	2820	8	71	240	11
۲۲	2990	8	72	1945	8
۲۳	1612	9/5	73	510	12/5
۲۴	1148	9/5	74	1780	11
۲۵	2725	9/5	75	1148	12/5
۲۶	400	9/5	76	1945	9/5
۲۷	2625	9/5	77	240	9/5
۲۸	718	9/5	78	1430	9/5
۲۹	2990	9/5	79	1780	8
۳۰	240	8	80	820	9/5
۳۱	820	8	81	1338	12/5
۳۲	2280	12/5	82	930	12/5
۳۳	1012	11	83	400	11
۳۴	2625	11	84	2625	12/5
۳۵	1520	9/5	85	1338	8
۳۶	2280	8	86	1520	8
۳۷	1244	8	87	1012	8

ادامه جدول ۱ آزمایش‌های طراحی شده به روش فاکتوریل کامل

۳۸	930	9/5	88	2520	9/5
۳۹	2820	9/5	89	1338	9/5
۴۰	2280	9/5	90	2725	8
۴۱	400	12/5	91	1244	9/5
۴۲	718	8	92	1430	11
۴۳	2820	12/5	93	820	12/5
۴۴	1866	11	94	930	11
۴۵	1612	11	95	2820	11
۴۶	820	11	96	2469	9/5
۴۷	1612	8	97	510	11
۴۸	2370	12/5	98	2469	11
۴۹	1945	12/5	99	1780	9/5
۵۰	2990	12/5	100	1012	9/5

جدول ۲ نتایج خیز نانوتیر

آزمایش	خیز (نانومتر)	آزمایش	خیز (نانومتر)	آزمایش	خیز (نانومتر)	آزمایش	خیز (نانومتر)
۱	-320/463	۲۶	-7/191	51	-112/903	76	-99/593
۲	-78/412	۲۷	-208/242	52	-60/023	77	-5/198
۳	-166/996	۲۸	-16/146	53	-136/830	78	-51/007
۴	-32/952	۲۹	-280/776	54	-103/699	79	-72/995
۵	-294/101	۳۰	-4/292	55	-144/407	80	-18/876
۶	-227/324	۳۱	-20/650	56	-106/635	81	-52/878
۷	-183/413	۳۲	-189/816	57	-121/448	82	-27/947
۸	-167/380	۳۳	-29/647	58	-29/722	83	-8/422
۹	-162/278	۳۴	-238/474	59	-61/990	84	-270/324
۱۰	-47/069	۳۵	-58/141	60	-212/576	85	-42/257
۱۱	-184/880	۳۶	-131/348	61	-81/078	86	-53/245
۱۲	-67/169	۳۷	-36/831	62	-42/001	87	-28/025
۱۳	-10/816	۳۸	-23/892	63	-155/780	88	-188/934
۱۴	-90/110	۳۹	-247/726	64	-36/194	89	-44/526
۱۵	-10/673	۴۰	-148/399	65	-18/378	90	-198/764
۱۶	-240/943	۴۱	-8/581	66	-4/995	91	-37/915
۱۷	-158/807	۴۲	-18/521	67	-47/087	92	-53/732
۱۸	-24/879	۴۳	-318/909	68	-17/589	93	-22/104
۱۹	-116/469	۴۴	-101/585	69	-45/691	94	-25/982
۲۰	-260/448	۴۵	-70/927	70	-7/604	95	-284/122
۲۱	-214/914	۴۶	-21/531	71	-4/923	96	-177/187
۲۲	-242/200	۴۷	-59/485	72	-89/645	97	-11/872
۲۳	-65/971	۴۸	-207/924	73	-12/489	98	-203/872
۲۴	-32/528	۴۹	-130/046	74	-91/200	99	-81/158
۲۵	-230/204	۵۰	-365/785	75	-36/198	100	-26/115



شکل ۳ تأثیر پارامترهای ورودی بر روی خیز نانوتیر با در نظر گرفتن ۴ سطح نیرو

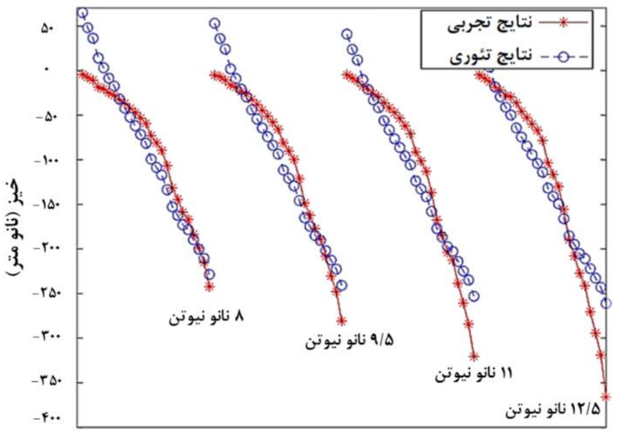
نتایج و بحث

در این بخش تأثیر پارامترهای ورودی (طول و نیرو) بر روی خیز نانوتیر بررسی و بحث خواهد شد. جدول (۲) نتایج خیز نانوتیر حاصل از آزمایش‌های طراحی‌شده (جدول ۱) را نشان می‌دهد. همچنین شکل (۳) تأثیر پارامترهای ورودی با در نظر گرفتن هر ۴ سطح نیرو را بر روی خیز نانوتیر نشان می‌دهد. همان‌طور که مشاهده می‌شود با افزایش طول نانوتیر، میزان خیز نانوتیر به‌صورت نمایی افزایش می‌یابد. همچنین با افزایش نیروی وارد بر نانوتیر، میزان خیز به‌صورت خطی افزایش می‌یابد. با مقایسه اثر دو پارامتر مشخص شد که پارامتر طول در مقایسه با پارامتر نیرو تأثیر بیشتری روی میزان خیز نانوتیر دارد. از آن‌جایی که تأثیر پارامترهای ورودی با در نظر گرفتن دو سطح نیرویی ۸ و ۱۱ نانونیوتن نیز رفتاری مشابه شکل (۳) داشتند، از آوردن آن خودداری شده است. در ادامه از روش رگرسیون برای برازش داده‌های تجربی در دو حالت استفاده شد: حالت اول، استفاده از هر چهار سطح نیرویی (۸، ۹/۵، ۱۱ و ۱۲/۵ نانونیوتن) و حالت دوم، استفاده از دو سطح نیرویی ۸ و ۱۱ نانونیوتن.

استفاده از چهار سطح نیرو

در این قسمت از داده‌های تجربی در سطوح نیرویی ۸، ۹/۵، ۱۱ و ۱۲/۵ نانونیوتن برای تحلیل رگرسیون استفاده شده است. برای این منظور چند معادله برای پیش‌بینی میزان خیز نانوتیر بر اساس پارامترهای ورودی به‌دست آمد. در ابتدا میزان خیز نانوتیر با استفاده از معادله درجه اول پیش‌بینی شد. معادله (۱) مدل رگرسیون برای خیز نانوتیر بر اساس پارامترهای ورودی را نشان می‌دهد که در آن L و F به ترتیب بیانگر طول (برحسب نانومتر) و نیرو (برحسب نانونیوتن) هستند. همچنین میزان کفایت این مدل (R^2) برابر با ۸۹/۱۵٪ به دست آمد. شکل (۴) خیر نانوتیر به‌دست‌آمده از این مدل رگرسیون را با داده‌های تجربی واقعی مقایسه می‌کند. همان‌طور که قابل مشاهده است، معادله درجه اول نمی‌تواند به‌خوبی داده‌های تجربی میزان خیز نانوتیر را پیش‌بینی کند و مقدار خطای میانگین قدرمطلق پیش‌بینی خیز ۲۴/۴۲ نانومتر به‌دست آمد.

$$\text{eflection (nm)} = -155.4 + 106.76L + 8.10F \qquad (۱)$$

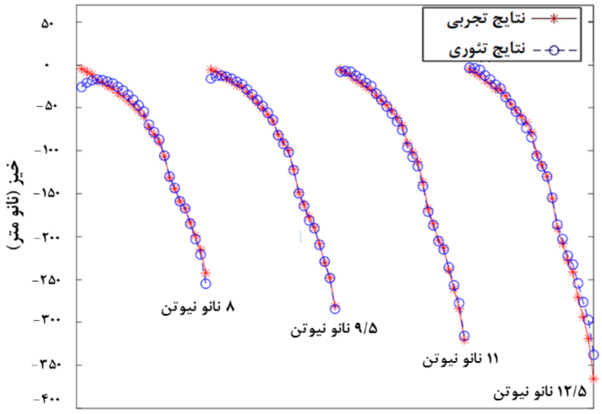


شکل ۴ مقایسه مدل رگرسیون درجه اول با میزان خیز تجربی نانوتیر (با در نظر گرفتن ۴ سطح نیرو)

در ادامه، از معادله درجه دوم برای پیش‌بینی میزان خیز نانوتیر استفاده شد. معادله (۲) مدل رگرسیون درجه دوم برای

خیز نانوتیر بر اساس پارامترهای ورودی را نشان می‌دهد که در آن میزان R^2 برابر با ۹۹/۶۱٪ به دست آمد. مقایسه پیش‌بینی خیز توسط مدل رگرسیون درجه دوم با داده‌های تجربی در شکل (۵) نشان داده‌شده است. همان‌طور که قابل مشاهده است، معادله درجه دوم با دقت قابل قبولی میزان خیز نانوتیر را پیش-بینی می‌کند و میزان خطای میانگین قدر مطلق در این حالت ۴/۶۴ نانومتر به دست آمد.

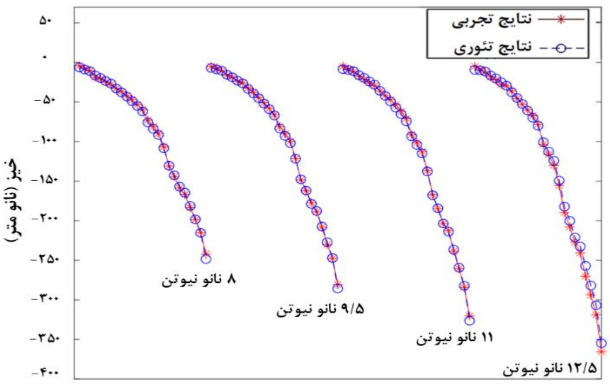
$$\text{Deflection (nm)} = 139.1 - 140.53L - 15.50F + 45.20L^2 + 0.367F^2 + 9.699L \times F \tag{۲}$$



شکل ۵ مقایسه مدل رگرسیون درجه دوم با میزان خیز تجربی نانوتیر (با در نظر گرفتن ۴ سطح نیرو)

در پایان، به‌منظور دستیابی به مدل رگرسیون با دقت بالاتر، از معادله درجه سوم برای پیش‌بینی میزان خیز نانوتیر استفاده شد. مدل رگرسیون درجه سوم برای خیز نانوتیر بر اساس پارامترهای ورودی به‌صورت معادله (۳) به‌دست آمد که میزان R^2 برابر با ۹۹/۹۵٪ حاصل شد. همچنین شکل (۶) مقایسه مدل رگرسیون حاصل را با داده‌های تجربی نشان می‌دهد. همان‌طور که قابل مشاهده است، معادله درجه سوم با دقت بسیار بالایی میزان خیز نانوتیر را پیش‌بینی می‌کند و میزان خطای مذکور به ۲/۴۱ نانومتر کاهش یافته است.

$$\text{Deflection (nm)} = 48.1 + 80.9L - 16.2F - 31.66L^2 + 1.79F^2 - 10.57L \times F + 5.679L^3 - 0.0579F^3 + 4.835L^2 \times F + 0.217L \times F^2 \tag{۳}$$



شکل ۶ مقایسه مدل رگرسیون درجه سوم با میزان خیز تجربی نانوتیر (با در نظر گرفتن ۴ سطح نیرو)

در جدول (۳)، میزان کفایت مدل (R^2) و خطای مدل رگرسیون برای سه حالت، معادله درجه اول، دوم و سوم در این قسمت، یعنی استفاده از چهار سطح نیرو، آمده است. همچنین قابل ذکر است که برای محاسبه خطا از معادله (۴) استفاده شده است.

$$\text{Error} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}\left|v_{e,i} - v_{p,i}\right| \tag{۴}$$

در رابطه فوق خطا از نوع میانگین قدر مطلق، n تعداد خیزهای مورد بررسی، v_e خیز تجربی و v_p خیز محاسبه شده با مدل رگرسیون است. با مقایسه سه معادله رگرسیون به‌دست آمده، مشخص می‌شود که با استفاده از معادله درجه دوم و سوم نسبت به درجه اول، خطا به ترتیب به مقدار ۸۱ و ۹۰٪ کاهش یافته است. با این‌که استفاده از معادله رگرسیون درجه سوم نسبت به درجه دوم، کاهش مقدار خطا چشم‌گیر نیست، ولی با بررسی و مقایسه شکل‌های (۵) و (۶)، دقت بالاتر معادله درجه سوم نسبت به درجه دوم، در پیش‌بینی خیز نانوتیرها با طول‌های کوتاه‌تر قابل مشاهده است. در نتیجه، مشخص می‌شود که رگرسیون درجه سوم برای مدل‌سازی میزان خیز نانوتیر مؤثرتر و کاراتر است.

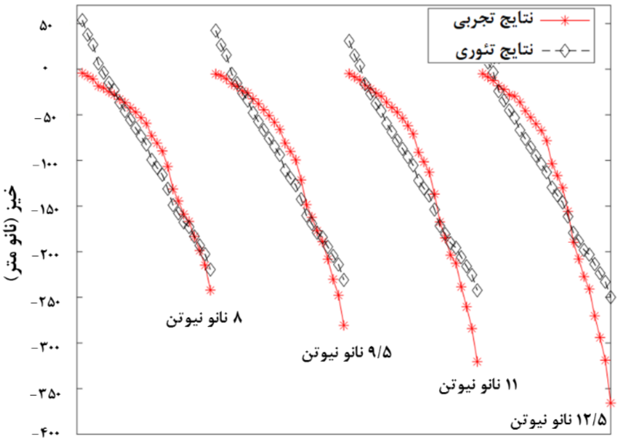
جدول ۳ کفایت (R^2) و خطای مدل رگرسیون با استفاده از چهار سطح نیرو

درجه معادله	کفایت مدل (٪)	خطا (نانومتر)
اول	۸۹/۱۵	۲۴/۴۲
دوم	۹۹/۶۱	۴/۶۴
سوم	۹۹/۹۵	۲/۴۱

استفاده از دو سطح نیرو

در این قسمت، برخلاف قسمت قبلی از تمامی داده‌های تجربی برای آموزش در مدل رگرسیون استفاده نمی‌شود و صرفا دو سری داده‌های مربوط به نیروهای ۸ و ۱۱ نانونیوتنی در تعیین فرمول‌های خیز نانوتیر با استفاده از مدل رگرسیون استفاده می‌شود. سپس فرمول‌های به‌دست‌آمده برای پیش‌بینی خیز نانوتیر در نیروی ۹/۵ نانونیوتن (به عنوان درون‌یابی) و همچنین ۱۲/۵ نانونیوتن (به عنوان برون‌یابی) استفاده می‌شوند. مانند قسمت قبل، ابتدا بر روی این داده‌های تجربی جدید، با استفاده از مدل رگرسیون، فرمولی خطی مطابق معادله (۵) به دست آمد. سپس از این معادله برای تخمین خیز نانوتیر در تمامی سطوح نیرویی استفاده شد. نتیجه به‌صورت تصویری در شکل (۷) قابل رؤیت است. در این حالت خطای میانگین قدر مطلق تخمین خیز تیر ۲۴/۵۵ نانومتر است. از شکل (۵) می‌توان دریافت که مجددا مدل خطی در تخمین خیز نانوتیر ناتوان است.

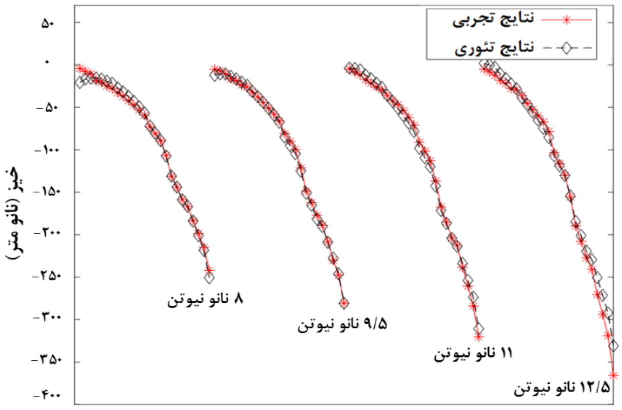
$$\text{Deflection (nm)} = -138.2 + 99.37L + 7.58F \qquad (۵)$$



شکل ۷ مقایسه مدل رگرسیون درجه اول با میزان خیز تجربی نانوتیر (با در نظر گرفتن ۲ سطح نیرو)

در ادامه، خیز نانوتیر به‌صورت مدلی درجه دو از نیرو و طول مطابق معادله (۶) توسط مدل رگرسیون تخمین زده شد. خیز تخمینی توسط این معادله با خیز تجربی در شکل (۸) مقایسه شده است. از این شکل می‌توان دریافت که معادله به‌دست‌آمده با دقت نسبتا خوبی می‌تواند در نیروهای ۸ و ۱۱ نانونیوتن (استفاده شده برای به دست آوردن معادله (۶)، همچنین نیروی ۹/۵ نانونیوتنی (به عنوان درون‌یابی) و نهایتا نیروی ۱۲/۵ نانونیوتنی (به عنوان برون‌یابی) خیز نانوتیر را تخمین بزند. در این حالت مقدار خطا ۴/۸۸ نانومتر خواهد بود.

$$\text{Deflection (nm)} = 93.6 - 125.47L - 7.88F + 41.62L^2 + 9.335L \times F \qquad (۶)$$



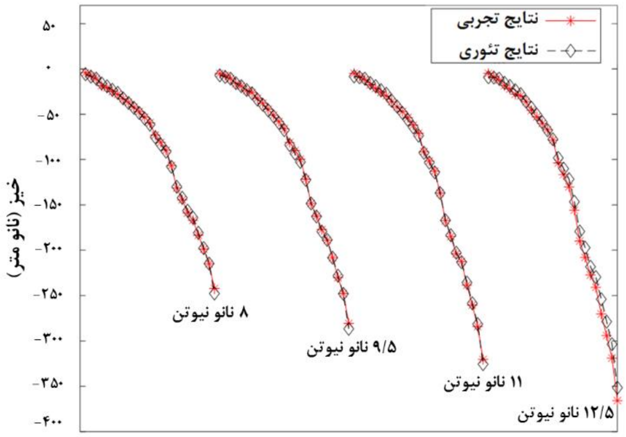
شکل ۸ مقایسه مدل رگرسیون درجه دوم با میزان خیز تجربی نانوتیر (با در نظر گرفتن ۲ سطح نیرو)

در نهایت، از دو سری داده تجربی مذکور برای یافتن مدلی درجه سوم برای تخمین خیز نانوتیر استفاده شده که مطابق با معادله (۷) به‌دست آمده است. خیز تئوری حاصل از معادله (۷) با خیز تجربی در شکل (۹) مقایسه شده‌اند. از این شکل می‌توان دریافت که مدل درجه سوم به‌خوبی می‌تواند خیز را پیش‌بینی کند، حتی اگر این مدل صرفا از دو سطح نیرویی به‌دست آمده باشد. خطای مذکور در این حالت مقدار ۲/۸۴ نانومتر به دست آمد.

$$\text{Deflection (nm)} = -14.71 + 64.8L + 2.20F - 32.38L^2 - 6.83L \times F + 5.629L^3 + 4.942L^2 \times F \qquad (۷)$$

در جدول (۴)، میزان کفایت مدل (R^2) و خطای مدل رگرسیون برای سه حالت، معادله درجه اول، دوم و سوم و استفاده از دو سطح نیرو، آمده است. با مقایسه سه معادله رگرسیون حاصل در این حالت، مشخص می‌شود که با استفاده از معادله درجه دوم و سوم نسبت به درجه اول، خطا به ترتیب به مقدار ۸۰ و ۸۸٪ کاهش یافته است. با این‌که استفاده از

معادله رگرسیون درجه سوم نسبت به درجه دوم در این حالت نیز کاهش مقدار خطا زیاد نیست، ولی با بررسی و مقایسه شکل‌های (۸) و (۹)، دقت بالاتر معادله درجه سوم نسبت به درجه دوم، در پیش‌بینی خیز نانوتیرها با طول‌های کوتاه‌تر قابل مشاهده است. در نتیجه، مشخص می‌شود که معادله رگرسیون درجه سوم برای مدل‌سازی میزان خیز نانوتیر به مراتب مناسب-تر است. به‌عبارت‌دیگر، با توجه به‌دقت بالای مدل رگرسیون حاصل از دو سطح نیرویی، تعداد آزمایش‌ها کاهش‌یافته (نصف می‌شود)، در نتیجه منجر به صرفه‌جویی در هزینه و زمان خواهد شد.



شکل ۹ مقایسه مدل رگرسیون درجه سوم با میزان خیز تجربی نانوتیر با در نظر گرفتن ۲ سطح نیرو

جدول ۴ کفایت (R^2) و خطای مدل رگرسیون با استفاده از دو سطح نیرو

درجه معادله	کفایت مدل (٪)	خطا (نانومتر)
اول	۸۹/۵۳	۲۴/۵۵
دوم	۹۹/۵۹	۴/۸۸
سوم	۹۹/۹۴	۲/۸۴

نتیجه‌گیری

در این مقاله، تأثیر پارامترهای طول و نیرو بر روی میزان خیز نانوتیرهای کرومی با استفاده از روش طراحی آزمایش تعیین شد. برای این منظور، تعداد ۲۵ سطح برای طول نانوتیر و تعداد ۴ سطح برای نیروی وارد بر نانوتیر در نظر گرفته شد و جمعا تعداد ۱۰۰ آزمایش به روش فاکتوریل کامل طراحی و خیز نانوتیر در آن‌ها با استفاده از روش‌های تجربی استخراج شد. سپس نمودارهای اثرات اصلی پارامترها به‌دست آمد. از داده‌های تجربی به‌دست آمده یک بار از هر چهار سطح نیرویی (۸، ۹/۵، ۱۱ و ۱۲/۵ نانونیوتن) و بار دیگر صرفا از دو سطح نیرویی (۸ و ۱۱ نانونیوتن) در مدل رگرسیون استفاده شد و معادله رگرسیون برای پیش‌بینی میزان خیز نانوتیر بر اساس پارامترهای ورودی با معادلات درجه اول، درجه دوم و درجه سوم استخراج و با داده‌های تجربی مقایسه شد. با بررسی نتایج مشخص شد که:

۱. پارامتر طول نانوتیر، تأثیر بیشتری نسبت به نیروی وارد بر نانوتیر بر روی میزان خیز دارد. با افزایش طول و نیروی وارد بر نانوتیر، میزان خیز به‌ترتیب به‌صورت درجه سه و خطی افزایش می‌یابد.

۲. در هر دو حالت استفاده از چهار و دو سطح نیرو، مدل رگرسیون درجه اول برای پیش‌بینی میزان خیز نانوتیر مناسب نیست و نمی‌تواند میزان خیز را با دقت خوبی تقریب بزند.

۳. در حالت استفاده از هر چهار سطح نیرو، مدل رگرسیون درجه دوم تقریبا به‌خوبی می‌تواند خیز را پیش‌بینی کند. در این حالت کفایت مدل (R^2) ۹۹٪/۶۱ و مقدار خطای میانگین قدر مطلق نیز ۴/۶۴ نانومتر است. همچنین، مدل رگرسیون درجه سوم برای پیش‌بینی میزان خیز نانوتیر بسیار مناسب بوده و دارای کفایت مدل ۹۹/۹۵٪ و خطای میانگین قدر مطلق ۲/۴۱ نانومتر است.

۴. در حالت استفاده از دو سطح نیرو، مدل درجه دوم برای تعیین فرمول خیز نانوتیر توانسته با دقت قابل قبولی مقدار خیز نانوتیر را تخمین بزند. در این حالت کفایت مدل ۹۹٪/۵۹ و خطای مذکور ۴/۸۸ نانومتر است. به علاوه مدل رگرسیون درجه سوم، خیز نانوتیر را با دقت بسیار خوبی پیش‌بینی می‌کند. مقدار R^2 بالای این مدل (۹۹٪/۹۴) و خطای کم آن (۲/۸۴ نانومتر) گواه این مطلب هستند.

علائم انگلیسی

F	نیرو
L	طول
n	تعداد خیزهای مورد بررسی
R^2	مدل کفایت
v_e	خیز تجربی
v_p	خیز محاسبه شده با مدل رگرسیون

واژه نامه

میکروسکوپ نیروی اتمی	Atomic force microscopy (AFM)
میکروسکوپ الکترونی روبشی	Scanning electron microscopy (SEM)
خیز بزرگ	Large deflection
روش فاکتوریل کامل	Full factorial method

تقدیر و تشکر

مراجع

[1] Y. Jiang, L. Li, and Y. Hu, " A nonlocal surface theory for surface–bulk interactions and its application to mechanics of nanobeams," *International Journal of Engineering Science*, vol. 172, p. 103624, 2022.

[2] A. A. Nuhu and B. Safaei, " State-of-the-art of vibration analysis of small-sized structures by using nonclassical continuum theories of elasticity," *Archives of Computational Methods in Engineering*, vol. 29, no. 7, pp. 4959-5147, 2022.

[3] S. Sahmani, A. M. Fattahi, and N. Ahmed, " Analytical mathematical solution for vibrational response of postbuckled laminated FG-GPLRC nonlocal strain gradient micro-/nanobeams," *Engineering with Computers*, vol. 35, pp. 1173-1189, 2019.

[4] S. Sahmani and M. Mohammadi Aghdam, " Small scale effects on the large amplitude nonlinear vibrations of multilayer functionally graded composite nanobeams reinforced with graphene-nanoplatelets," *International Journal of Nanoscience and Nanotechnology*, vol. 14, no. 3, pp. 207-227, 2018.

[5] D. Zeng and Q. Zheng, " Large deflection theory of nanobeams," *Acta Mechanica Solida Sinica*, vol. 23, no. 5, pp. 394-399, 2010.

[6] S. Cuenot, C. Frétigny, S. Demoustier-Champagne, and B. Nysten, " Surface tension effect on the mechanical properties of nanomaterials measured by atomic force microscopy," *Physical Review B*, vol. 69, no. 16, p. 165410, 2004.

[7] G. Jing et al., " Surface effects on elastic properties of silver nanowires: contact atomic-force microscopy," *Physical review B*, vol. 73, no. 23, p. 235409, 2006.

[8] E. W. Wong, P. E. Sheehan, and C. M. Lieber, " Nanobeam mechanics: elasticity, strength, and toughness of nanorods and nanotubes," *science*, vol. 277, no. 5334, pp. 1971-1975, 1997.

[9] S. Nilsson, E.-L. Sarwe, and L. Montelius, " Fabrication and mechanical characterization of ultrashort nanocantilevers," *Applied Physics Letters*, vol. 83, no. 5, pp. 990-992, 2003.

[10] S. G. Nilsson, X. Borrise, and L. Montelius, " Size effect on Young's modulus of thin chromium cantilevers," *Applied Physics Letters*, vol. 85, no. 16, pp. 3555-3557, 2004.

[11] N. Søndergaard, S. Ghatnekar-Nilsson, T. Guhr, and L. Montelius, " Understanding mechanical properties of nanostructures using Euler's theory," *Nanotechnology*, vol. 18, no. 25, p. 255502, 2007.

[12] Y. Sapsathiarn and R. Rajapakse, " A model for large deflections of nanobeams and experimental comparison," *IEEE Transactions on Nanotechnology*, vol. 11, no. 2, pp. 247-254, 2011.

[13]Y. Taghipour and G. H. Baradaran, “ A finite element modeling for large deflection analysis of uniform and tapered nanowires with good interpretation of experimental results,” *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 114, pp. 111-119, 2016.

[14]Y. Taghipour and S. Darfarin, “ A Method for Comparison of Large Deflection in Beams,” *International Journal of Applied Mechanics and Engineering*, vol. 27, no. 4, pp. 179-193, 2022, doi: doi:10.2478/ijame-2022-0058.

[15]A. Naderi, T. Quoc-Thai, X. Zhuang, and X. Jiang, “ Vibration Analysis of a Unimorph Nanobeam with a Dielectric Layer of Both Flexoelectricity and Piezoelectricity,” *Materials*, vol. 16, no. 9, p. 3485, 2023.

[16]Y. Taghipour and M. Zeinali, “ Functionally graded nanobeams subjected to large deflection by considering surface effects,” *Scientia Iranica*, 2023. doi: 10.24200/sci.2023.60997.7113

[17]H. Darban, R. Luciano, and R. Darban, “Buckling of cracked micro-and nanocantilevers,” *Acta Mechanica*, vol. 234, no. 2, pp. 693-704, 2023.

[18]M. E. Khater, “ A Generalized Model for Curved Nanobeams Incorporating Surface Energy,” *Micromachines*, vol. 14, no. 3, p. 663, 2023. [Online]. Available: https://www.mdpi.com/2072-666X/14/3/663

[19]E. Raeisi Estabragh and G. H. Baradaran, “Numerical study of large deflection of nanobeam according to the MCST and SE,” *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, pp. 1-11, 2023. https://doi.org/10.1080/15376494.2023.2180120

[20]S. A. Faghidian, K. K. Żur, and I. Elishakoff, “ Nonlinear flexure mechanics of mixture unified gradient nanobeams,” *Communications in Nonlinear Science and Numerical Simulation*, vol. 117, p. 106928, 2023/02/01/ 2023, doi: https://doi.org/10.1016/j.cnsns.2022.106928.

[21]X. Wang, S. Wu, J. Yin, Z. Moradi, M. Safa, and M. Amine Khadimallah, “ On the electromechanical energy absorption of the reinforced composites piezoelectric MEMS via Adaptive neuro-fuzzy inference system and MCS theory,” *Composite Structures*, vol. 303, p. 116246, 2023/01/01/ 2023.
doi: https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2022.116246.

[22]A. Naderi, S. Behdad, and M. Fakher, “ Size dependent effects of two phase viscoelastic medium on damping vibrations of smart nanobeams: an efficient implementation of GDQM,” *Smart Materials and Structures*, vol. 31, no. 4, p. 045007, 2022/02/24 2022.

[23]V. S. Chandel and M. Talha, “ Stochastic thermo-elastic vibration characteristics of functionally graded porous nano-beams using first-order perturbation-based nonlocal finite element model,” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, vol. 236, no. 15, pp. 8563-8581, 2022, doi: 10.1177/09544062221086242.

[24] Hamada, H.M. Al-Attar, A.A. Tayeh, B. Bin Mat Yahaya, F. Abu Aisheh, Y.I. “Optimising concrete containing palm oil clinker and palm oil fuel ash using response surface method,” *Ain Shams Engineering Journal*, vol. 14 no.10, pp. 102150, 2023. https://doi.org/10.1016/j.asej.2023.102150

[25] Ba, E.C.T. Martins, P.S. dos Santos, C.E. Maia, L.H.A. Barbosa, J.W. Dumont, M.R. “Study of the behavior of skewness (Rsk) and kurtosis (Rku) parameters in the dry drilling process of Al-Mg-Si alloy 6351 T6 using a Diamond-Like Carbon coated high-speed steel tool,” *Tribology International*, vol. 191, pp. 109149, 2024,

doi: https://doi.org/10.1016/j.triboint.2023.109149.

[26] J. Shao, Z. Fan, Y. Huang, Y. Zhan, and Q. Cai, " Multi-objective optimization of double-walled steel cofferdams based on response surface methodology and particle swarm optimization algorithm," in Structures, *Elsevier*, vol. 49:pp. 256-266. 2023.

[27]V. Alimirzaloo and V. Modanloo, "Investigation of the forming force in torsion extrusion process of aluminum alloy 1050," *International Journal of Engineering*, vol. 30, no. 6, pp. 920-925, 2017.

[28]D. C. Montgomery, Design and analysis of experiments. John wiley & sons, 2017.

[29]M. Moradian, A. Doniavi, V. Modanloo, and V. Alimirzaloo, " Process parameters optimization in gas blow forming of pin-type metal bipolar plates using Taguchi and finite element methods," vol. 10, no. 2. Pp.101-108 2017.

CONTENTS

Investigating the Effect of HK Friction Model Input Parameters on the Force and Critical Time in Gold Nanoparticle Manipulation	Moein Taheri - Hamed Faraji	1
Investigating the Effect of Polymer Membrane Characteristics on the Performance of The Membrane Humidifier	Seyyed Morteza Mousavi Zahed - Ebrahim Afshari	17
Investigation of the Effect of Catalyst Granule Diameter on the Performance of Decomposition Chamber of a Hydrazine Catalytic Thruster	MohammadReza Salimi - Hadiseh Karimaei Mostafa Gholampour Yazdi	33
Experimental Study of Measurement of Free Oscillations of a Cylinder with Fin in Wind Tunnel under Different Reynolds	Hayatollah Adavi - Hassan Isvand Arash Shams Taleghani	47
Investigation of Fracture Mechanism in Single Point Incremental Forming of AA5052 Aluminum Alloy Using the Bao-Wierzbicki Damage Model	Ali Zahedi Dizajyekan	63
Investigating the Mechanical Properties of Polymer Composite Materials Made by 3D Printing Method	Abbas Savabpour - Javad Kadkhodapour Ali Pourkamali Anaraki	77
Introduction of a Modified Phenomenological Model for Single and Annular Plasma Synthetic Jet Actuators	Mohammad Sheibani – S. Majid Malek-Jafarian Mohammadmahdi Abdollahzadehsangroudi	91
Modeling of Large Deflection of the Chromium Nanobeams Using Design of Experiments Method	Vahid Modanloo - Yasser Taghipour Lahijani Ahmad Mashayekhi - Behnam Akhoundi	107

Ferdowsi University of Mashhad

JOURNAL OF APPLIED AND COMPUTATIONAL SCIENCES IN MECHANICS

ISSN: 2008-918X

Editor- in-Chief: Dr. Mehran Kadkhodayan **General Director:** Dr. Hamid Niazmand

Concessionaire: Ferdowsi University of Mashhad

Editorial Board:

Dr. Akbar Afaghi Khatibi	Associate Professor	RMIT University, Australia
Dr. Kazem Abhary	Associate Professor	University of South Australia, Australia
Dr. Aliakbar Akbarzadeh	Professor	RMIT University, Australia
Dr. Hamed Haddad Khodaparast	Associate Professor	Swansea University, UK
Dr. Masoud Boroomand	Professor	Amirkabir University of Technology
Dr. S.Mohammad Reza Khalili	Professor	K.N. Toosi University of Technology
Dr. Ehsan Roohi	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Mahmoud Shariati	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Ebrahim Shirani	Professor	Isfahan University of Technology
Dr. Masoud Tahani	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Mohammad Reza Kazempour Mofrad	Professor	University of California, United States
Dr. Mehran Kadkhodayan	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Hamid Moeenfard	Associate Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Behdad Moghtaderi	Professor	University of Newcastle, Australia
Dr. Mohammad Reza Mahpeykar	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Simin Nasseri	Professor	Kennesaw, United States
Dr. Hamid Niazmand	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Mohammad Jonaidi	Assistant Professor	Kennesaw State University
Dr. Mohammad-Reza Pendar	Postdoctoral Fellow	University of Victoria
Dr. S. Mahmood Mousavi	Postdoctoral Fellow	University of Texas at Austin

Text Editor: E. Dehghan **Executive Director:** T. Hooshmand
Typesetting: A. Noie

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics
Department of Mechanical Engineering, Ferdowsi University of Mashhad
P. O. Box: 91775-1111, Mashhad, I.R. IRAN
Tel: +98 51 38806024 Fax: +98 51 38763301
Email: ejour@um.ac.ir Web site: http://mechanic-ferdowsi.um.ac.ir
Indexed in: ISC, SID, Magiran, EBSCO, DOAJ

Ferdowsi University
of Mashhad

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics

Serial No. 34

ISSN 2008 - 918X

Investigating the Effect of HK Friction Model Input Parameters on the Force and Critical Time in Gold Nanoparticle Manipulation 1
Moein Taheri - Hamed Faraji

Investigating the Effect of Polymer Membrane Characteristics on the Performance of The Membrane Humidifier 17
Seyyed Morteza Mousavi Zahed - Ebrahim Afshari

Investigation of the Effect of Catalyst Granule Diameter on the Performance of Decomposition Chamber of a Hydrazine Catalytic Thruster 33
MohammadReza Salimi - Hadiseh Karimaei
Mostafa Gholampour Yazdi

Experimental Study of Measurement of Free Oscillations of a Cylinder with Fin in Wind Tunnel under Different Reynolds 47
Hayatollah Adavi - Hassan Isvand
Arash Shams Taleghani

Investigation of Fracture Mechanism in Single Point Incremental Forming of AA5052 Aluminum Alloy Using the Bao-Wierzbicki Damage Model 63
Ali Zahedi Dizajyekan

Investigating the Mechanical Properties of Polymer Composite Materials Made by 3D Printing Method 77
Abbas Savabpour - Javad Kadkhodapour
Ali Pourkamali Anaraki

Introduction of a Modified Phenomenological Model for Single and Annular Plasma Synthetic Jet Actuators 91
Mohammad Sheibani – S. Majid Malek-Jafarian
Mohammadmahdi Abdollahzadehsangroudi

Modeling of Large Deflection of the Chromium Nanobeams Using Design of Experiments Method 107
Vahid Modanloo - Yasser Taghipour Lahijani Ahmad Mashayekhi - Behnam Akhoundi

Vol. 35, No.4
Winter2023