

ISSN 2008 - 918X

- ۱ اثر میدان الکتریکی بر عملکرد یک سیکلون مربعی
مهسا فتحي - مرتضى بياره
- ۱۳ پيش بينى شكست چندلايه هاى كامپوزيتى تحت خمى
توسط مدل دسته ترك و معيار هشين
عليرضا نظرى - مهدى خانزاده مرادلو
- ۲۹ بررسى انگرژى-اقتصادى و انرژى يك سىكل تركيبي توليد
همزمان رانكين بخار و سىكل تبريد اجكتورى با استفاده از
انرژى خورشيدى
كورش جواهرده - شادى صفرى ثابت
- ۴۹ رفع عيوب سوختگى و پر نشدن قالب با كاهش نيروى گيره-
بندى در فرايند توليد بوشن ۶۳ به روش عددى و آمارى
على جعفرزاده - قاسم اعظمى راد - رؤيا سلطانى - عليرضا مولايى
- ۷۳ تحليل پس كمانش براى ستون هايپروالاستيك تحت
بارگذارى فشارى محورى
عليرضا صداقت - جواد پركار
- ۹۱ شبیه سازی عددی هواگرمکن خورشیدی صفحه تخت با
تأثیر جاذب بهینه و شیشه دوجداره
على زنگنه اينالو - محمد سفيد - محمد صالح برقى جهرمى

سال ۳۷، شماره ۲
تابستان ۱۴۰۴



نشریه علوم کاربردی و محاسباتی

در مکانیک

فصلنامه علمی

شماره پایانی ۴۰



نشریه علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

ISSN: 2008-918X

مدیر مسئول: دکتر حمید نیازمند

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

هیئت تحریریه:

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

ویرایش و صفحه آرایی: سیده عاطفه نوعی

ویراستار: الهام دهقان

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

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

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

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

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

فهرست مطالب

۱	مهسا فتحي - مرتضى بياره	اثر ميدان الكترىكى بر عملکرد يك سيكلون مربعى
۱۳	عليرضا نظرى - مهدى خانزاده مرادلو	پيش بينى شكست چندلايه هاى كامپوزيتى تحت خمى توسط مدل دسته ترك و معيار هشين
۲۹	كورش جواهرده - شادى صفرى ثابت	بررسى اگزورژى-اقتصادى و انرژى يك سيكل تركيبى توليد همزمان رانكين بخار و سيكل تبريد اجكتورى با استفاده از انرژى خورشيدى
۴۹	على جعفرزاده - قاسم اعظمى راد - رؤيا سلطانى عليرضا مولايى	رفع عيوب سوختگى و پر نشدن قالب با كاهش نيروى گيره بندى در فرايند توليد بوشن ۶۳ به روش عددى و آمارى
۷۳	عليرضا صداقت - جواد پركار	تحليل پس كمانش براى ستون هاى پيرالاستيك تحت بارگذارى فشارى محورى
۹۱	على زنگنه اينالو- محمد سفيد محمد صالح برقى جهرمى	شبیه سازی عددی هواگره من خورشیدی صفحه تخت با تأثیر جاذب بهینه و شیشه دوجداره

Effect of Electric Field on the Performance of a Square Cyclone*

Research Article

Mahsa Fathi¹, Morteza Bayareh² 



[10.22067/jacsm.2024.88376.1265](https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.88376.1265)

Abstract

The separation of solid particles from the liquid or gas phase is commonly done using mechanical devices, the most important of which are cyclones. The simple structure and low production and maintenance costs have increased the use of cyclone separators in the electricity, petrochemical, cement, wood, etc. industries. The results demonstrate that the applied voltage, in addition to increasing the tangential and axial velocities, which causes an increase in the centrifugal force in the cyclone, stabilizes the flow and brings purer air into the vortex. The increase in efficiency and decrease in pressure drop due to the application of the electric field indicates an improvement in the performance of the studied cyclone.

Keywords: Particle separation, Square cyclone, Electric field, Separation efficiency, Pressure drop.

1. Introduction

Cyclones are used in various industries such as cement, plaster, steel, sugar, food, and pharmaceutical industries, and in the industries that somehow deal with dust particles known as one of the main and the lowest consumption of industrial ventilation system equipment [1-3]. Hoffman et al. [4] stated that the length of the natural vortex is strongly related to the process of particle separation and erosion that is observed at the base of conventional cyclone separators. In addition to cyclones with a cylindrical body, there is another type of cyclone called a square cyclone. In the present work, an electromagnetic force is applied to the cyclone body. The electric field is applied to the square cyclone by using a lithium-ion battery and the effect of the electric field on tangential velocity, axial velocity, and pressure distribution is investigated.

2- Governing equations

Since the fluid is Newtonian and the gas flow in the cyclone is assumed to be incompressible, the continuity and three-dimensional Reynolds averaged Navier-Stokes

equations, ignoring the gravity force, are expressed as follows [5]:

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} + \nu \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_i \partial x_j} - \frac{\partial}{\partial x_j} R_{ij} \quad (2)$$

Here, $\bar{u}_i$ is the average velocity vector, x_i is the position vector, $\bar{P}$ is the average pressure, ρ is the gas density, ν is the gas kinematic viscosity, and R_{ij} is the Reynolds stress tensor. Previous studies have shown that the Reynolds stress model can be used to calculate the strain-stress rate for complex flow in cyclones [1]. Hence, this model is chosen for the present work.

Also, since the volume fraction of particles is less than 10%, one-way coupling is used to track solid particles [1]. According to the Eulerian-Lagrangian approach, Newton's second law for particle motion is as follows:

$$\frac{du_p}{dt} = F_D(u_A - u_p)_x \quad (3)$$

$$F_D = \frac{18\mu_A C_D Re_p}{\rho_p d_p^2} \frac{24}{24} \quad (4)$$

$$C_D = C_1 + \frac{C_2}{Re_p} + \frac{C_3}{Re_p^2} \quad (5)$$

$$Re_p = \frac{\rho_A d_p |u_p - u_A|}{\mu_A} \quad (6)$$

Here, u_A is air velocity, u_p is particle velocity, μ_A is air viscosity, ρ_A is air density, ρ_p is solid particle density, d_p is particle diameter and Re_p is particle Reynolds number. C_D is the drag coefficient and C_1 , C_2 , and C_3 coefficients depend on Re_p . Fig. 1 shows cyclone geometry and Table 1 presents the dimensional characteristics.

3- Results

Tangential velocity

Tangential velocity is the most important velocity component in cyclone separators, which affects both pressure drop and separation efficiency. Separation of solid particles takes place due to centrifugal force and this force is directly related to the size of the tangential

*Manuscript received June 5, 2024. Revised June 30, 2024, Accepted July 31, 2024.

¹ Master, Department of Mechanical Engineering, Shahrekord University, Shahrekord, Iran.

² Corresponding author, Associate professor, Department of Mechanical Engineering, Shahrekord University, Shahrekord, Iran.

Email: m.bayareh@sku.ac.ir

velocity. The tangential velocity profile consists of two internal and external regions. In the inner region, which is almost rotating, it acts like the rotation of a solid body, which is called a forced vortex. Fig. 2 shows the effect of electric field on tangential velocity. In this figure, the input velocity is 25 m/s and the voltage value is variable from zero to 25 kV.

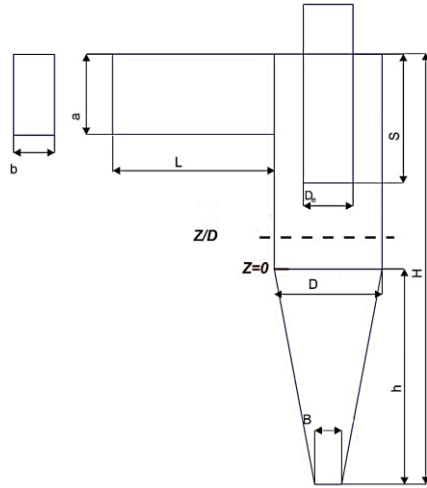


Fig. 1. Schematic of a square cyclone (D is the size of the side of the square body).

Table 1. Square cyclone dimensions (in millimeters).

D	D _e	a	b	s	h	H	B	Dimension
100	460	750	380	1000	2000	4000	250	

Axial velocity

Another important component of velocity that is responsible for transporting solid particles is axial velocity. The axial velocity increases near the center line in the region of the forced vortex. This velocity component reaches the lowest possible value in the free vortex region. Also, taking into account the reflective effects of the wall, the axial velocity of the inner core area decreases. Near the wall of the cyclone, the axial velocity moves the particles downwards (conical part and then the collection place). In the area near the wall, the flow is downward, which carries the particles with it. In the inner vortex area, the fluid flow without particles or with small particles is directed upwards towards the vortex detector. The increase in voltage causes a significant increase in the axial velocity (Fig. 3).

4. Conclusion

The purpose of this study is was numerically investigate the effect of an electric field on improving the efficiency of a square cyclone. The simulations were carried out using the Eulerian-Lagrangian method and one-way coupling, and the effect of voltage on two components of velocity, i.e., tangential velocity and axial velocity, as well as pressure drop, was investigated. The results showed that increasing the applied voltage increases the tangential velocity. The increase in centrifugal force resulting from the increase in tangential velocity moves the particle

toward the cone wall and increases the concentration of particles in these areas.

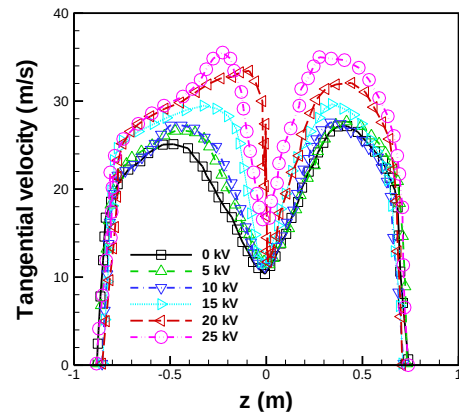


Fig. 2. The effect of the electric field on the size of the tangential velocity

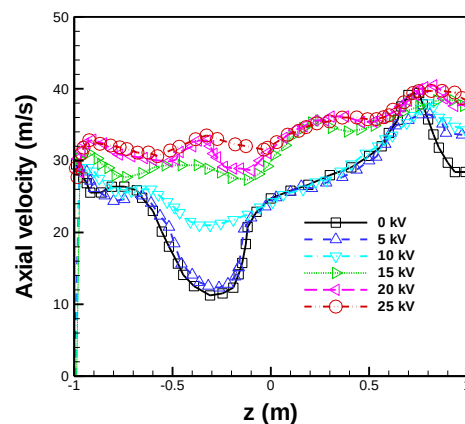


Fig. 3. The effect of the electric field on the size of the axial velocity

References

- [1] E. Dehdarnejad, M. Bayareh, "An overview of numerical simulations on gas-solid cyclone separators with tangential inlet," *ChemBioEng Reviews*, vol. 8(4), pp. 375-391, (2021).
- [2] E. Dehdarnejad, M. Bayareh, M. Ashrafizaadeh, "Impact of cone wall roughness on turbulence swirling flow in a cyclone separator," *Chemical Papers*, vol. 76, pp. 5579-5599, 2022. <https://doi.org/10.1007/s11696-022-02261-6>.
- [3] I. Karagoz, F. Kaya, "CFD investigation of the flow and heat transfer characteristics in a tangential inlet cyclone," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 34, pp. 1119-1126, 2007. <https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2007.05.017>.
- [4] A.C. Hoffmann, R. De Jonge, H. Arends, C. Hanrats, "Evidence of the 'natural vortex length' and its effect on the separation efficiency of gas cyclones," *Filtration & Separation*, vol. 32 (8), pp. 799-804, (1995).
- [5] K. Elsayed, C. Lacor, "Optimization of the cyclone separator geometry for minimum pressure drop using mathematical models and CFD simulations," *Chemical Engineering Science*, vol. 65, no. 22, pp. 6048-6058, 2010. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2010.08.042>.



اثر میدان الکتریکی بر عملکرد یک سیکلون مربعی*

مقاله پژوهشی

مهرسا فتحی^(۱) مرتضی بیاره^(۲)   10.22067/jacsm.2024.88376.1265

چکیده جداسازی ذرات جامد از فاز مایع یا گاز غالباً با استفاده از دستگاه‌های مکانیکی انجام می‌شود که مهم‌ترین آن‌ها، سیکلون‌ها هستند. ساختار ساده و هزینه‌های تولید و تعمیر و نگهداری کم باعث افزایش استفاده از جداکننده‌های سیکلون در صنایع برق، پتروشیمی، سیمان، چوب و ... شده است. هدف از این مطالعه بررسی اثر میدان الکتریکی بر عملکرد یک سیکلون مربعی شکل است. از روش تنش رینولدز برای مدل‌کردن جریان معشوش استفاده می‌شود. برای ردیابی ذرات جامد از کوپلینگ یک‌راهه و برای مدل‌کردن جریان دوفازی از رویکرد اویلری-لاگرانژی بهره‌گیری خواهد شد. نیروی الکتریسته توسط یک باتری لیتیوم-یونی به بدنه سیکلون اعمال شده و سرعت مماسی، سرعت محوری و افت فشار در ولتاژهای مختلف با هم مقایسه می‌شود. نتایج نشان دادند که نیروی الکتریسته علاوه بر افزایش سرعت مماسی و سرعت محوری که باعث ازدیاد نیروی گریز از مرکز در سیکلون می‌شود، موجب پایدار شدن جریان شده و هوای خالص‌تری را وارد ورتکس‌یاب می‌کند. افزایش بازده و کاهش افت فشار در اثر اعمال میدان الکتریکی نشان‌دهنده بهبود عملکرد سیکلون مورد مطالعه است. نیروی الکتریکی باعث می‌شود افت فشار ناشی از عبور جریان سیال از این دستگاه در مقایسه با حالت بدون الکتریکی به مراتب کمتر شود. در نتیجه، سیکلون مربعی قادر خواهد بود گستره وسیعی از ذرات را با بازده بالا و افت فشار کم جدا نماید.

واژه‌های کلیدی جداسازی ذرات، سیکلون مربعی، میدان الکتریکی، بازده جداسازی، افت فشار.

مقدمه

هدف بسیاری از عملیات در صنایع شیمیایی، نفت و گاز، نیروگاه‌های بزرگ، توربین‌های گازی و سیستم‌های احتراقی، بیولوژیکی و زیست‌محیطی، جداسازی اجزای یک محلول یا مخلوط از یکدیگر و یا دستیابی به یک ماده خالص از ترکیب دو یا چند جزء است. یکی از پرکاربردترین دستگاه‌های جداساز، سیکلون‌ها هستند. این دستگاه‌ها در صنایع مختلف مانند کارخانه سیمان، کارخانه‌های گچ، فولاد، قند، صنایع غذایی و دارویی و در همه صنایعی که به نحوی با ذرات گردوغبار سروکار دارند به عنوان یکی از اصلی‌ترین و کم‌استهلاک‌ترین تجهیزات سیستم تهویه صنعتی شناخته شده‌اند [1]. این دستگاه جداساز عموماً قادر به

جمع‌آوری ذرات درشت‌تر از ۱۰ میکرون با بازده ۹۰ درصد می‌باشد. سیکلون‌ها از تعداد قطعات کمی تشکیل شده‌اند که عبارتند از: ورودی، خروجی، محفظه بیرونی، ورتکس‌یاب و محفظه‌ای برای جمع‌آوری گردوغبار. در این دستگاه‌ها، گاز وارد محفظه بیرونی شده و در یک مسیر حلقوی به حرکت خود ادامه می‌دهد. گاز در حال چرخش، مواد سنگین‌تر را به سمت دیواره‌های سیکلون پرتاب می‌کند. نزدیک دیواره به علت وجود اصطکاک، سرعت گاز کم می‌شود و موادی که به سمت دیواره پرتاب می‌شود در یک جریان با سرعت کم به دام می‌افتند و تحت تأثیر نیروی جاذبه به سمت پایین کشیده می‌شوند. گاز بدون مواد اضافه در یک مسیر مارپیچ به صورت معکوس به سمت بالا حرکت می‌کند و از سیکلون خارج می‌شود. به علت غلظت

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۳/۳/۱۶ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۳/۵/۱۷ می‌باشد.

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

(۲) نویسنده مسئول، دانشیار، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه شهرکرد.

حجمی کم، حرکت ذرات معلق نسبت به گاز حامل تأثیر قابل ملاحظه‌ای بر روی حرکت سیال نخواهند داشت [2].

سیکلون‌ها به طور کلی به دو دسته زیر تقسیم می‌شوند: جداکننده‌های تک‌سیکلونی و جداکننده‌های چندسیکلونی. جداکننده‌های تک‌سیکلونی، یک گردابه دوتایی (جفت) جهت جدا کردن ذرات درشت از ذرات ریز گرد و غبار ایجاد می‌کنند. گردابه اصلی به سمت پایین می‌چرخد و اکثر ذرات درشت گرد و غبار را با خود حمل می‌کند. گردابه داخلی نیز نزدیک به سیکلون ایجاد می‌شود و به طرف بالا چرخش کرده و ذرات ریزتر گرد و غبار را با خود حمل می‌کند. جداکننده‌های چند سیکلونی شامل تعدادی سیکلون با قطر کوچک‌تر هستند که به موازات هم عمل می‌کنند و ورودی و خروجی مشترک دارند. این سیکلون‌ها بر اساس همان اصول جداکننده‌های تک‌سیکلونی عمل می‌نمایند اما بازده بیشتری از تک سیکلون‌ها دارند زیرا بلندترند و قطر کوچک‌تری دارند که باعث می‌شود نیروی سانتریفوژی بیشتری ایجاد شود. هافمن و همکاران [3] و چن و همکاران [4] بیان کردند که طول گردابه طبیعی به شدت با فرایند جداسازی ذرات و فرسایش که در پایه جداکننده‌های معمولی مشاهده می‌شود، ارتباط دارد. یکی از مشکلات اصلی مربوط به طول ورتکس طبیعی، ثابت ماندن گردابه است، زیرا این پارامتر بسته به سرعت ورودی جریان و غلظت، یعنی چگالی فاز جامد در متر مکعب مخلوط گاز جامد تغییر می‌کند. آوکی و کاراگز [5] مطالعات بسیاری بر طول گردابه طبیعی انجام دادند و عنوان کردند که طول گردابه طبیعی تابعی از سرعت ورودی و زبری دیواره سیکلون است و بر میزان عملکرد و بازده سیکلون تأثیر زیادی دارد. لازم به ذکر است که در سیکلون‌های معمولی، منطقه مخروطی که دارای گردابه است، شتاب مماسی جریان را افزایش می‌دهد و در نتیجه افت فشار افزایش پیدا می‌کند. این بخش از سرعت افزوده در یک هندسه بدون منطقه مخروطی ناپدید می‌شود و بیشتر به کاهش کل افت فشار کمک می‌کند. وانگ و همکاران [6] روابط هندسی تأثیر گذار بر عملکرد سیکلون‌ها را مورد مطالعه قرار داده و به این نتیجه رسیدند که ابعاد هندسی بسیار مهم هستند، زیرا مستقیماً در کارایی سیکلون تأثیر دارند و اغلب در هزینه‌های عملیاتی نیز منعکس می‌شوند. به طور کلی، باید به دنبال روش‌هایی برای دست یافتن به بازده بالای جداسازی و افت فشار کم بود [7].

با توسعه سریع فناوری رایانه، یک روش تحقیقاتی جدید پدید آمده است که به حل مشکل جریان‌های چندفازی درون سیکلون‌ها کمک می‌کند که دینامیک سیالات محاسباتی نامیده می‌شود. بویسان و همکاران [8] اولین کسانی بودند که از دینامیک سیالات محاسباتی برای تجزیه و تحلیل جریان در یک سیکلون و محاسبه بازده جداسازی استفاده کردند. با بررسی مطالعات انجام شده در این زمینه، این نتیجه به دست می‌آید که محققان از مدل‌های عددی مختلفی استفاده کرده‌اند. برخی از محققان مثل کاراگز و همکاران [9]، لما و همکاران [10]، شین و همکاران [11] و ماتیلال و همکاران [12] در تحقیقات خود از مدل $k-\epsilon$ RNG برای مدل کردن جریان مغشوش درون سیکلون‌ها استفاده کردند. اما، مدل تنش رینولدز رایج‌ترین مدل برای جداکننده‌های سیکلون هستند [13-16]. مزیت اصلی این مدل، امکان پیش‌بینی تنش مغشوش با ویژگی بسیار ناهمسانگرد است. این مدل، در مقایسه با مدل $k-\epsilon$ RNG، نتایج دقیق‌تری ارائه می‌دهد. آزادی و همکاران [17] کارایی این دو مدل را مقایسه کردند. نتایج مطالعه آن‌ها دقت بیشتر مدل تنش رینولدز در مقایسه با تحقیقات تجربی را نشان می‌دهد. برخی مطالعات این دو مدل را ترکیب می‌کنند که می‌توان به کار هوبن و پیرکر [18] اشاره کرد. در مرحله اولیه شبیه‌سازی، آن‌ها از مدل $k-\epsilon$ RNG برای تثبیت جریان استفاده کردند و سپس مدل تنش رینولدز را به کار گرفتند. در سال‌های اخیر، مدل موسوم به شبیه‌سازی ادی‌های بزرگ در مطالعه سیکلون‌ها محبوبیت زیادی پیدا کرده است. دو نوع از این مدل وجود دارد: (۱) شبیه‌سازی ادی‌های بزرگ همراه با روش حجم محدود (۲) شبیه‌سازی ادی‌های بزرگ همراه با روش شبکه بولتزمن [19].

یکی از روش‌های بهینه‌سازی ساختار سیکلون، تجهیز سازه‌های رایج به یک عنصر اضافی به شکل یک مخروط در ناحیه زیرین سیکلون است. هدف عنصر اضافی (که تثبیت‌کننده ورتکس نامیده می‌شود)، محدود کردن گردش ثانویه ذرات جدا شده است [20]. بال‌استرین و همکاران [21] کاهش قطر ورتکس ثانویه را آزمایش کردند که باعث ایجاد یک چرخش رو به پایین و افزایش بازده جمع‌آوری ذرات کوچک‌تر از ۵ میکرومتر می‌شد. یوو و همکارانش [22] در آزمایش‌هایی که بر روی سیکلون‌هایی با ورودی‌های مختلف انجام دادند، کاهش قابل توجهی در افت-فشار برای غلظت ذرات در حدود ۵ گرم بر مترمکعب مشاهده

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} + \nu \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_i \partial x_j} - \frac{\partial}{\partial x_j} R_{ij} \quad (2)$$

در اینجا، $\bar{u}_i$ بردار سرعت متوسط، x_i بردار موقعیت، $\bar{P}$ فشار متوسط، ρ چگالی گاز، ν لزجت سینماتیکی گاز و R_{ij} تنش رینولدز است. پژوهش‌های پیشین نشان داده‌اند که مدل تنش رینولدز می‌تواند برای محاسبه نرخ کرنش-تنش برای جریان پیچیده در سیکلون‌ها استفاده شود [1,5]. از این رو، این مدل برای کار حاضر انتخاب شده است. مدل تنش رینولدز معادله انتقالی را برای نرخ اتلاف ارائه می‌کند که به صورت زیر است:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} R_{ij} + \bar{u}_k \frac{\partial}{\partial x_k} R_{ij} &= \frac{\partial}{\partial x_k} \left(\frac{\nu_t}{\sigma^k} \frac{\partial}{\partial x_k} R_{ij} \right) - \\ &\left[R_{ik} \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_k} + R_{jk} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_k} \right] - C_1 \frac{\varepsilon}{k} \left[R_{ij} - \frac{2}{3} \delta_{ij} k \right] - \\ &C_2 \left[P_{ij} - \frac{2}{3} \delta_{ij} P \right] - \frac{2}{3} \delta_{ij} \varepsilon \end{aligned} \quad (3)$$

که

$$P_{ij} = - \left[R_{ik} \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_k} + R_{jk} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_k} \right], \quad P = \frac{1}{2} P_{ij} \quad (4)$$

در این معادله، P تولید انرژی جنبشی نوسانی را نشان می‌دهد و ν_t لزجت سینماتیکی مغشوش است. ثابت‌های تجربی به صورت زیر تعیین شده‌اند: $\sigma^k=1$ ، $C_1=1/8$ و $C_2=0/6$. معادله انتقال برای نرخ اتلاف مغشوش، ε ، به صورت زیر ارائه می‌شود:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} &= \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma^\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] - \\ &C^{\varepsilon 1} \frac{\varepsilon}{k} R_{ij} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} - C^{\varepsilon 2} \frac{\varepsilon^2}{k} \end{aligned} \quad (5)$$

که در آن k انرژی جنبشی نوسانی است. مقادیر ثابت‌ها عبارتند از: $C^{\varepsilon 1}=1/44$ ، $C^{\varepsilon 2}=1/3$ و $\sigma^\varepsilon=1/92$.

همچنین، از آنجا که کسر حجمی ذرات کمتر از ۱۰ درصد است، برای ردیابی ذرات جامد از کوپلینگ یک‌راهه استفاده می‌شود [1]. با توجه به رویکرد اوپلری-لاگرانژی، قانون دوم نیوتن برای حرکت ذرات به شرح زیر است:

$$\frac{du_p}{dt} = F_D(u_A - u_p)_x \quad (6)$$

که

کردند. ساخت سیکلون‌ها نسبتاً آسان است. با این حال، به دلیل الگوی جریان پیچیده، می‌توان چندین پدیده را در میدان جریان مشاهده کرد، مانند ورتکس‌های منسجم، جدا شدن لایه‌های مرزی و مناطق گردش مجدد جریان، تعامل بین فازها و تلاطم شدید. همه این عوامل در طراحی اجزای سیکلون دخیل هستند. الگوی جریان در جداکننده‌های سیکلون بسته به میزان بارگذاری ذرات جامد به طور قابل توجهی تغییر می‌کند. با توجه به این موضوع، هواکسترا و همکاران [23] آزمایش‌های زیادی بر روی میزان افت فشار انجام دادند که بخشی از نتایج آن‌ها بر روی یک سیکلون استاندارد استیرمند انجام شد. هافمن و همکاران [24] گزارش دادند که غلظت بیشتر باعث افزایش بازده جداسازی ذرات می‌شود و در نتیجه دستیابی به جداسازی فازها در جریان‌های رقیق سخت‌تر است.

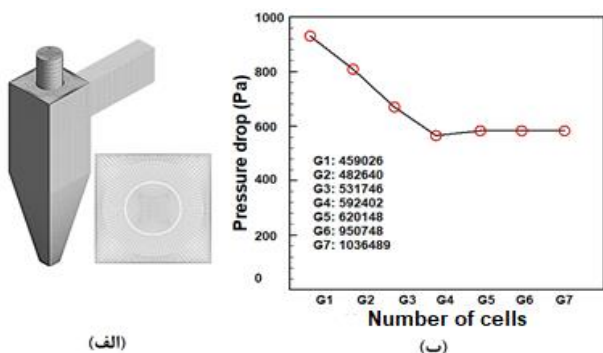
علاوه بر سیکلون‌های با بدنه استوانه‌ای، نوعی دیگر از سیکلون وجود دارد که به آن سیکلون مربعی گفته می‌شود. مزیت این نوع سیکلون نسبت به انواع قبلی، راحتی نصب و سهولت ساخت آن است. علاوه بر این، زمان شروع و توقف کوتاه‌تری دارد. همچنین می‌توان سطوح انتقال حرارت را بر روی دیواره‌های داخلی جداساز قرار داد و در حین جداسازی عملیات خنک-کاری جریان آب یا بخار را نیز انجام داد. به طور کلی، جداکننده سیکلون مربعی دارای بازده جداسازی پایینی است. بنابراین، توسعه یک روش مؤثر برای افزایش عملکرد کلی این نوع سیکلون باید مورد توجه قرار گیرد. از میان این روش‌ها، بهینه‌سازی عملکرد سیکلون در جداسازی با اعمال میدان الکتریکی هدف پژوهش حاضر است. در کار حاضر، یک نیروی الکترومغناطیس به بدنه سیکلون اعمال شده است. اعمال بار-الکتریکی به سیکلون مربعی توسط یک باتری لیتیوم-یونی صورت می‌پذیرد و تأثیر میدان الکتریکی بر سرعت مماسی، سرعت محوری و توزیع فشار بررسی می‌شود.

معادلات حاکم

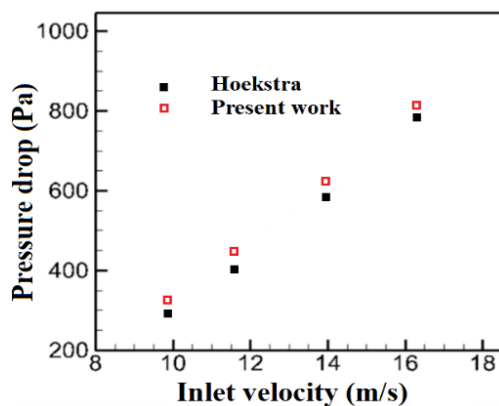
از آنجا که سیال نیوتنی و جریان گاز در سیکلون تراکم‌ناپذیر فرض می‌شود، معادلات پیوستگی و ناویر-استوکس در حالت سه‌بعدی با متوسط‌گیری رینولدز با صرف‌نظر کردن از نیروی گرانش به ترتیب به شرح زیر بیان می‌شوند [1]:

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

شکل (۲-الف) نشان می‌دهد که افت فشار با افزایش تعداد سلول محاسباتی از ۵۹۲۴۰۲ سلول محاسباتی به بعد بسیار ناچیز است. با توجه به افزایش زمان انجام محاسبات با افزایش تعداد سلول-های محاسباتی، شبکه با ۵۹۲۴۰۲ سلول محاسباتی برای انجام شبیه‌سازی‌ها انتخاب شد. شکل (۲-ب) نمای شبکه محاسباتی تولید شده را نشان می‌دهد. همچنین، جهت اطمینان از درستی نتایج عددی، نتایج حاصل از شبیه‌سازی با نتایج تجربی هواکسترا [23] که سیکلون استاندارد استیرمند را مورد مطالعه قرار داده است، مقایسه می‌شود. شکل (۳) مقادیر افت فشار به دست آمده از کار حاضر در چند سرعت ورودی مختلف را با داده‌های تجربی هواکسترا [23] مقایسه کرده است و نشان می‌دهد که نتایج حاصل از شبیه‌سازی تطابق مناسبی با نتایج تجربی دارد. بیشترین درصد خطا حدود ۱۰٪ است که به دلیل فرضیات ساده‌شونده عددی از جمله در نظر نگرفتن زبری سطوح و تزریق کاملاً یکنواخت فاز گسسته است. همچنین، شرایط متفاوت آزمایشگاهی و نیز خطاهای اندازه‌گیری مربوط به کار تجربی نیز می‌تواند منشأ اختلاف بین نتایج باشد.



شکل ۲ مطالعه استقلال حل از شبکه: (الف) افت فشار بر حسب تعداد سلول محاسباتی و (ب) نمای شبکه محاسباتی



شکل ۳ افت فشار بر حسب سرعت ورودی: مقایسه نتایج حاضر و داده-های تجربی هواکسترا [23]

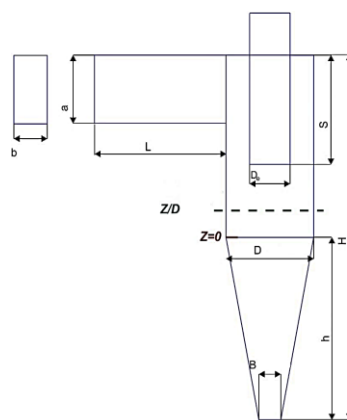
$$F_D = \frac{18\mu_A C_D Re_P}{\rho_P d_P^2} \frac{24}{24} \quad (7)$$

$$C_D = C_1 + \frac{C_2}{Re_P} + \frac{C_3}{Re_P^2} \quad (8)$$

$$Re_P = \frac{\rho_A d_P |u_P - u_A|}{\mu_A} \quad (9)$$

در اینجا، u_A سرعت هوا، u_P سرعت ذرات، μ_A لزجت هوا، ρ_A چگالی هوا، ρ_P چگالی ذرات جامد، d_P قطر ذرات و Re_P عدد رینولدز ذره است. C_D ضریب درگ است و ضرایب C_1 ، C_2 و C_3 به Re_P بستگی دارند.

کلیه گسسته‌سازی‌ها با استفاده از روش حجم محدود انجام می‌گیرد و برای کوپلینگ سرعت و فشار از الگوریتم سیمپل استفاده شده است. معادلات با روش تکرار حل می‌شوند و مقادیر باقیمانده هر یک از معادلات برای اتمام روش تکرار 10^{-5} در نظر گرفته شده است. سیال دارای چگالی $1/225 \text{ kg/m}^3$ و ذرات دارای چگالی 2650 kg/m^3 هستند. بر روی دیواره‌ها شرط عدم لغزش برقرار است، سیال تراکم‌ناپذیر است و سرعت ورودی 25 m/s در نظر گرفته شده است. شکل (۱) هندسه سیکلون و جدول (۱) مشخصات ابعادی را نشان می‌دهند.



شکل ۱ طرحواره سیکلون مربعی (D اندازه ضلع بدنه مربعی است)

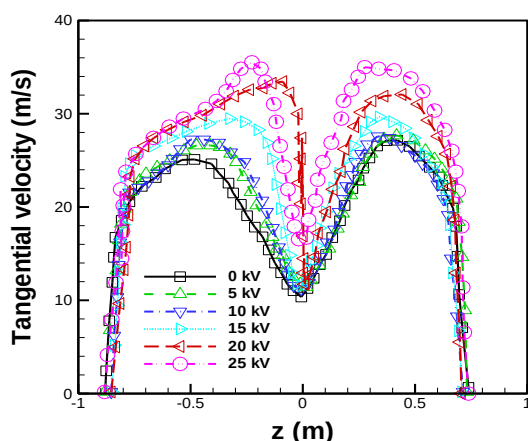
جدول ۱ ابعاد سیکلون مربعی (بر حسب میلی‌متر)

D	D _e	a	b	s	h	H	B	ابعاد
۱۰۰	۴۶۰	۷۵۰	۳۸۰	۱۰۰۰	۲۰۰۰	۴۰۰۰	۲۵۰	

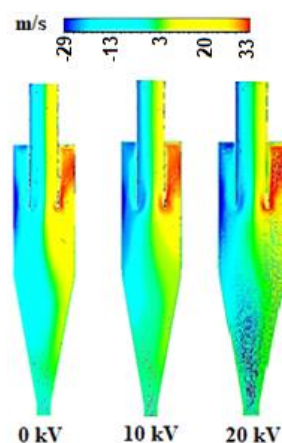
مطالعه شبکه و اعتبارسنجی

برای تعیین شبکه محاسباتی مناسب، میزان افت فشار سیکلون با هفت شبکه مختلف با ۴۵۹۰۲۶، ۴۸۲۶۴۰، ۵۳۱۷۴۶، ۵۹۲۴۰۲، ۶۲۰۱۴۸، ۹۵۰۴۷۸ و ۱۰۳۶۴۸۹ سلول محاسباتی محاسبه گردید.

موجب افزایش بازده جداسازی ذرات می‌شود. نکته دیگر، عدم تقارنت توزیع سرعت مماسی با اعمال نیروی الکتریکی است. در نواحی دور از مرکز، رفتار جریان شبیه به ورتکس آزاد است و با افزایش نیروی الکتریکی، قطر ورتکس اجباری کمتر می‌شود. کانتورهای ارائه شده در شکل (۵) به خوبی مطالب ذکر شده را تأیید می‌کند.



شکل ۴ تأثیر میدان الکتریکی بر اندازه سرعت مماسی



شکل ۵ کانتور سرعت مماسی بر حسب ولتاژهای مختلف

سرعت محوری

یکی دیگر از مؤلفه‌های مهم سرعت که وظیفه حمل ذرات جامد را بر عهده دارد، سرعت محوری است. سرعت محوری در نزدیکی خط مرکزی در ناحیه ورتکس اجباری افزایش می‌یابد. این مؤلفه سرعت در ناحیه ورتکس آزاد به کمترین مقدار ممکن می‌رسد. همچنین، با در نظر گرفتن اثرات انعکاسی دیواره، اندازه سرعت محوری ناحیه هسته داخلی کاهش می‌یابد. در نزدیکی دیواره سیکلون، سرعت محوری ذرات را به سمت پایین (قسمت مخروطی و سپس محل جمع‌آوری) منتقل می‌کند. در ناحیه نزدیک دیواره، جریان رو به سمت پایین است که ذرات را با خود

نتایج

سیکلون مربعی در دو حالت با و بدون اعمال میدان الکتریکی مورد تجزیه و تحلیل قرار خواهد گرفت. یک باتری لیتیوم-یونی با ظرفیت نامی ۱/۷۵ AH و سرعت شارژ و دشارژ ۱ آمپر بر ۱ ساعت برای تولید جریان به کار گرفته می‌شود. شدت اغتشاش ۰/۰۵ و مقیاس طول آشفتگی ۰/۰۰۵۶ m با تنش رینولدز m^2/s^2 ۱/۵۶۲۵ متناظر است. ولتاژ ناشی از اعمال جریان بین ۵ تا ۱۰ کیلوولت خواهد بود. بر روی دیواره‌ها، شرط مرزی عدم لغزش برقرار است. در گوشه دیوار، از توابع استاندارد دیواره استفاده می‌شود. جریان در ناحیه مرکزی به عنوان ناحیه ورتکس اجباری و جریان نزدیک دیوار به عنوان ناحیه ورتکس شبه‌آزاد در نظر گرفته می‌شود. بنابراین، جریان چرخشی مغشوش در داخل سیکلون مربعی دارای ویژگی‌های گردابه رانکین است. زمانی که سرعت مماسی با دور شدن از دیواره‌ها افزایش می‌یابد گردابه اجباری به وجود می‌آورد. پس از رسیدن به مقدار حداکثر خود رو به کاهش می‌رود و گردابه آزاد، گردابه رانکین گفته می‌شود.

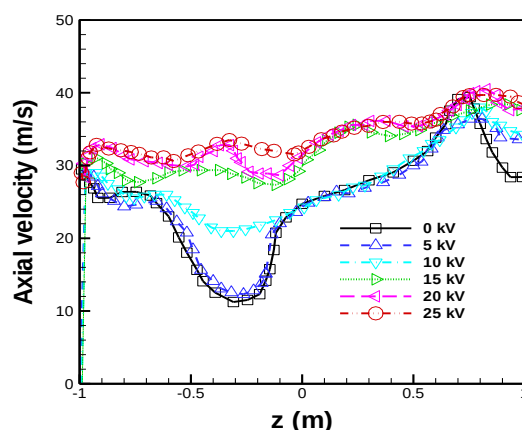
سرعت مماسی

سرعت مماسی مهم‌ترین مؤلفه سرعت در جداکننده‌های سیکلون است که هم بر افت فشار و هم بر بازده جداسازی تأثیر می‌گذارد. جداسازی ذرات جامد در اثر نیروی گریز از مرکز صورت می‌گیرد و این نیرو مستقیماً با اندازه سرعت مماسی مرتبط است. پروفیل سرعت مماسی از دو ناحیه داخلی و خارجی تشکیل می‌شود. در ناحیه داخلی که تقریباً چرخشی است شبیه دوران جسم جامد عمل می‌کند که به آن ورتکس اجباری گفته می‌شود. شکل (۴) تأثیر میدان الکتریکی بر سرعت مماسی نشان می‌دهد. در این شکل، سرعت ورودی ۲۵ m/s و مقدار ولتاژ از صفر تا ۲۵ کیلوولت متغیر است.

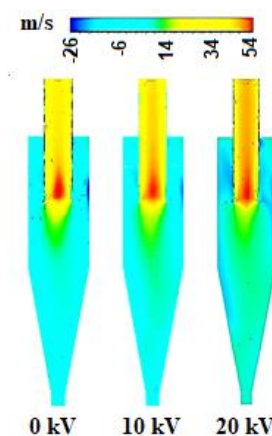
هدف از اعمال میدان الکتریکی به بدنه سیکلون، افزایش نیروی گریز از مرکز است. با افزایش مقدار سرعت مماسی از محور سیکلون، نیروی گریز از مرکز افزایش یافته و موجب بازده جداسازی بیشتر در سیکلون می‌شود. شکل (۴) دو مطلب مهم را آشکار می‌سازد: با افزایش ولتاژ، مقدار ماکزیمم سرعت مماسی افزایش می‌یابد. از سوی دیگر، قطر هسته ورتکس داخلی با افزایش قدرت میدان الکتریکی کوچکتر می‌شود. این دو مهم موجب پایداری بیشتر ورتکس داخلی خواهد شد. کاهش قطر ورتکس داخلی و افزایش قابل توجه مؤلفه مماسی سرعت

حمل می‌کند. در ناحیه ورتکس داخلی، جریان سیال بدون ذره و یا با ذرات کوچک به سمت بالا و به سمت ورتکس یاب هدایت می‌شود. افزایش ولتاژ باعث افزایش قابل توجهی در سرعت محوری می‌شود (شکل ۶). کانتورهای رسم شده در شکل (۷) ماکزیمم و مینی‌مم محلی را در ناحیه نزدیک دیوار در دو طرف محور نشان می‌دهد و پس از آن، به دلیل اثرات میرایی در ناحیه لایه مرزی، بزرگی آن به شدت کاهش می‌یابد. شکل‌های فوق نشان می‌دهند که با افزایش ولتاژ، مقدار سرعت محوری در ناحیه دور از محور بیشتر شده که موجب افزایش حرکت ذرات به سمت پایین و در نتیجه، افزایش بازده جداسازی می‌شود. همچنین، افزایش سرعت در ناحیه ورتکس داخلی، سرعت خروج هوای پاکیزه بیشتر شده است.

سیکلون پرداخته می‌شود در حالتی که سرعت ورودی برابر همان 25 m/s است. با محاسبه فشار می‌توان افت فشار سیکلون را به دست آورد. افت فشار یک پارامتر کلیدی برای جداکننده‌های سیکلون است که در ارتباط با کارایی مجموعه، اثربخشی و سودآوری آن را نشان می‌دهد. مبنای تعیین افت فشار برای سیکلون‌های مورد بررسی، توزیع فشار کل است که در کانتورهای شکل (۸) نشان داده شده است. مشاهده می‌شود که فشار کل و توزیع آن به جریان ورتکس یاب بستگی دارد. در همه حالت‌ها، بیشترین فشار در بالای جداکننده و کمترین فشار در ناحیه نزدیک به محور سیکلون رخ می‌دهد. افت فشار در سیکلون در نتیجه اصطکاک فاز پیوسته و گسسته با دیواره‌ها و اختلاط جریان در درون سیکلون است. در اغلب موارد، کاهش افت فشار، کاهش بازده جداسازی سیکلون را به دنبال خواهد داشت. تفاوت فشار استاتیک در ورودی و خروجی سیکلون به عنوان افت فشار تعریف می‌شود که می‌تواند اتلاف انرژی سیکلون را اندازه‌گیری کند. واضح است که افت فشار با افزایش سرعت ورودی به صورت غیرخطی افزایش می‌یابد. نیروی الکتریکی باعث می‌شود افت فشار ناشی از عبور جریان سیال از این دستگاه در مقایسه با حالت بدون الکتریکی به مراتب کمتر شود. در نتیجه، سیکلون مربعی قادر خواهد بود گستره وسیعی از ذرات را با بازده بالا و افت فشار کم جدا نماید. مشاهده می‌شود که سیکلون مربعی بدون اعمال میدان الکتریکی حداکثر افت فشار را ایجاد می‌کند. با افزایش ولتاژ، افت فشار کاهش می‌یابد. نتایج افزایش فشار را می‌توان با کاهش اصطکاک دیواره در سیکلون مشاهده کرد، زیرا گرد و غبار کمتری از محفظه پایینی سیکلون به بدنه اصلی سیکلون برخورد می‌کند. شکل (۹) به طور کمی نشان می‌دهد که بیشترین افت فشار در ولتاژ صفر و کمترین افت فشار در ولتاژ 25 ولت اتفاق می‌افتد.



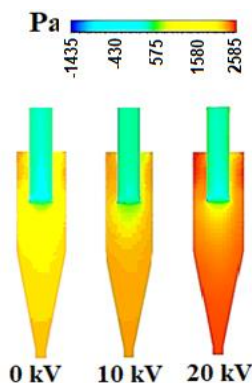
شکل ۶ تأثیر میدان الکتریکی بر اندازه سرعت محوری



شکل ۷ کانتور سرعت محوری بر حسب ولتاژهای مختلف

افت فشار

در این بخش، به اثر اعمال میدان الکتریکی بر توزیع فشار درون



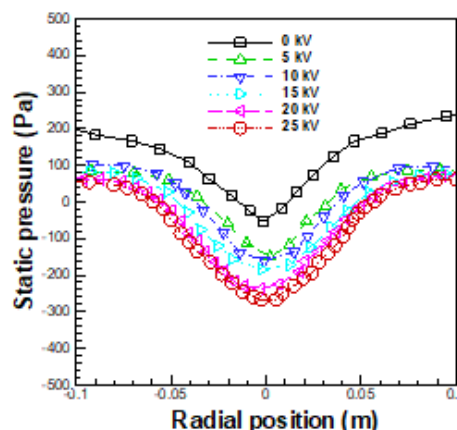
شکل ۸ کانتور فشار استاتیک بر حسب ولتاژهای مختلف

دیگر، سرعت محوری به سرعت ذرات در جهت موازی با محور سیکلون اشاره دارد. بر اساس نتایج، اعمال نیروی الکتریکی می تواند سرعت محوری را نیز افزایش دهد چرا که نیروی الکتریکی جریان سیال را افزایش می دهد و تلاطم اضافی ایجاد می کند که منجر به سرعت های بالاتر در جهت محوری می شود. نتایج نشان دادند که اعمال نیروی الکتریکی می تواند افت فشار را کاهش دهد چرا که افزایش نیروی الکتریکی باعث افزایش میزان ذرات جامد حمل شده توسط گاز و در نتیجه کاهش افت فشار می شود. همچنین، می توان از شبکه عصبی جهت بهینه سازی [25]، اعمال میدان گرما [26]، شبیه سازی در ابعاد میکرو [27] و نیز ترکیب دستگاه های میکروفلوئیدیکی [28] با سیکلون در کارهای آتی استفاده کرد.

واژه نامه

Vortex finder	گردابه یاب
One-way	یک راهه
Coupling	کوپلینگ
Reynolds stress model	مدل تنش رینولدز
Eulerian-Lagrangian	اویلری-لاگرانژی
Square cyclone	سیکلون مربعی
Rankine vortex	گردابه رانکین
Discrete phase	فاز گسسته
Continuous phase	فاز پیوسته

تقدیر و تشکر



شکل ۹ تأثیر میدان الکتریکی بر فشار استاتیک

نتیجه گیری

هدف از مطالعه حاضر بررسی عددی اثر میدان الکتریکی بر بهبود کارایی یک سیکلون مربعی است. شبیه سازی ها با استفاده از روش اویلری-لاگرانژی و کوپلینگ تک راهه انجام گردید و اثر ولتاژ بر دو مؤلفه سرعت، یعنی سرعت مماسی و سرعت محوری، و نیز افت فشار بررسی گردید. نتایج نشان دادند که افزایش ولتاژ اعمالی باعث افزایش سرعت مماسی می شود. ازدیاد نیروی گریز از مرکز حاصل از افزایش سرعت مماسی، ذره را به سمت دیواره مخروطی حرکت داده و غلظت ذرات را در این نواحی افزایش می دهد. در نتیجه، تجمع ذرات در بخش زیرین سیکلون بیشتر شده که منجر به افزایش بازده جدایش ذرات می گردد. نیروی الکتریکی بر رفتار ذرات در داخل سیکلون تأثیر می گذارد و منجر به تغییر در دینامیک سیال و مسیر ذرات می شود. دلیل افزایش سرعت مماسی را می توان چنین توضیح داد: نیروی الکتریکی به عنوان یک نیروی محرک اضافی عمل می کند، ذرات را شتاب می دهد و حرکت چرخشی آنها را افزایش می دهد. از سوی

مراجع

- [1] E. Dehdarinejad, M. Bayareh, "An overview of numerical simulations on gas-solid cyclone separators with tangential inlet," *ChemBioEng Reviews*. vol. 8, no. 4, pp. 375-391, 2021. <https://doi.org/10.1002/cben.202000034>.
- [2] E. Dehdarinejad, M. Bayareh, M. Ashrafizaadeh, "Impact of cone wall roughness on turbulence swirling flow in a cyclone separator," *Chemical Papers*, vol. 76, pp. 5579-5599, 2022. <https://doi.org/10.1007/s11696-022-02261-6>.
- [3] A. C. Hoffmann, R. De Jonge, H. Arends, C. Hanrats, "Evidence of the 'natural vortex length' and its effect on the separation efficiency of gas cyclones," *Filtration & Separation*, vol. 32, no. 8, pp. 799-804, 1995. [https://doi.org/10.1016/S0015-1882\(97\)84131-6](https://doi.org/10.1016/S0015-1882(97)84131-6).

- [4] Y. Chen, M. Nieskens, R. Karri, T. M. Knowlton, "Developments in cyclone technology improve FCC unit reliability," *Petroleum Technology Quarterly*, vol. 15, no. 3, pp. 65–71, 2010.
- [5] A. Avci, I. Karagoz, A. Surmen, "Development of a new method for evaluating vortex length in reversed flow cyclone separators," *Powder Technology*, vol. 235, pp. 460–466, 2013.
- [6] L. K. Wang, N. C. Pereira, Y. T. Hung, *Air Pollution Control Engineering*, Totowa, New Jersey, USA, 2004.
- [5] L. Svarovsky, *Hydrocyclones* Holt, Rinehart and Winston East Sussex, "Beneficiation of White Kaolinitic Sandstone to Produce Kaolin Concentrate from Wadi Siq-Rakyia Area in Wadi Araba, Jordan," *Open Journal of Geology*, vol.10, no. 8, 2020.
- [7] F. Boysan, W. H. Ayer, J. Swithenbank, "Fundamental mathematical-modelling approach to cyclone design," *Transactions of the Institution of Chemical Engineers*. vol. 60, no. 4, pp. 222–230, 1982.
- [8] I. Karagoz, F. Kaya, "CFD investigation of the flow and heat transfer characteristics in a tangential inlet cyclone," *International Journal of Heat and Mass Transfer*. vol. 34, pp. 1119–1126, 2007. <https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2007.05.017>.
- [9] L. Ma, D. B. Ingham, X. Wen, "Numerical modeling of the fluid and particle penetration through small sampling cyclones," *Journal of Aerosol Science*, vol. 31, no. 9, pp. 1097–1119, 2000. [https://doi.org/10.1016/S0021-8502\(00\)00016-1](https://doi.org/10.1016/S0021-8502(00)00016-1).
- [10] M. S. Shin, H. S. Kim, D. S. Jang, J. D. Chung, M. Bohnet, "A numerical and experimental study on a high efficiency cyclone dust separator for high temperature and pressurized environments," *Applied Thermal Engineering*., vol. 25, no. 11-12, pp. 1821–1835, 2005. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2004.11.002>.
- [11] T. Mothilal, K. Pitchandi, "Influence of inlet velocity of air and solid particle feed rate on holdup mass and heat transfer characteristics in cyclone heat exchanger," *Journal of Mechanical Science and Technology*., vol. 29, pp. 4509–4518, 2015. <https://doi.org/10.1007/s12206-015-0950-z>.
- [12] J. Gimbut, T. G. Chuah, T. S. Y. Choong, A. Fakhru'l-Razi, "Prediction of the effects of cone tip diameter on the cyclone," *Journal of Aerosol Science*., vol. 36, no. 8, pp. 1056–1065, 2005. <https://doi.org/10.1016/j.jaerosci.2004.10.014>.
- [13] B. Zhao, Y. Su, J. Zhang, "Simulation of gas flow pattern and separation efficiency in cyclone with conventional single and spiral double inlet configuration," *Chemical Engineering Research and Design*, vol. 84, no. 12, pp. 1158–1165, 2006. <https://doi.org/10.1205/cherd06040>.
- [14] K. W. Chu, B. Wang, A. Vince, A. B. Yu, G. D. Barnett, P. J. Barnett, "CFD-DEM study of the effect of particle density distribution on the multiphase flow and performance of dense medium cyclone," *Minerals Engineering*, vol. 22, no. 11, pp. 893–909, 2009. <https://doi.org/10.1016/j.mineng.2009.04.008>.
- [15] K. W. Chu, B. Wang, A. B. Yu, A. Vince, "CFD-DEM modelling of multiphase flow in dense medium cyclones," *Powder Technolgi*, vol. 193, no. 3, pp. 235–247, 2009. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2009.03.015>.
- [16] K. Elsayed, C. Lacor, "Optimization of the cyclone separator geometry for minimum pressure drop using mathematical models and CFD simulations," *Chemical Engineering, Sci*, vol. 65, no. 22, pp. 6048–6058, 2010. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2010.08.042>.

- [17] M. Azadi, M. Azadi, A. Mohebbi, "A CFD study of the effect of cyclone size on its performance parameters," *Journal of Hazardous Materials*, vol. 182, no. 1-3, pp. 835–841, 2010. <https://doi.org/10.1016/j.jhazmat.2010.06.115>.
- [18] J. J. H. Houben, S. Pirker, "CFD Simulations of Pressure Drop and Velocity Field in a Cyclone Separator with Central Vortex Stabilization Rod," *Journal of Hazardous Materials*, vol. 9, no. 1, pp. 487-499, 2016. <https://doi.org/10.18869/acadpub.jafm.68.224.23934>.
- [19] S. G. Bogodage, A. Y. T. Leung, "CFD simulation of cyclone separators to reduce air pollution," *Powder Technol*, vol. 286, pp. 488–506, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2015.08.023>.
- [20] E. Muschelknautz, V. Greif, "Cyclones and Other Gas-Solids Separators, Circulating Fluidized Beds," *Blackie Academic & Professional*, 1997. https://doi.org/10.1007/978-94-009-0095-0_6.
- [21] E. Balestrin, R.K. Decker, D. Noriler, J.C.S.C. Bastos, H.F. Meier, "An alternative for the collection of small particles in cyclones: experimental analysis and CFD modeling," *Separation and Purification Technology*, vol. 184, p. 5465, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.seppur.2017.04.023>.
- [22] S. Yuu, T. Jotaki, K. Yoshida, "The reduction of pressure drop due to dust loading in a conventional cyclone," *Chemical Engineering Science*, vol. 33, no. 12, pp. 1573–1580, 1978. [https://doi.org/10.1016/0009-2509\(78\)85132-X](https://doi.org/10.1016/0009-2509(78)85132-X).
- [23] A. J. Hoekstra, "Gas Flow Field and Collection Efficiency of Cyclone Separators," Ph.D.thesis, Technical University Delft, 2000.
- [24] A. C. Hoffmann, A. Santen, R.W.K. van Allen, "Effects of geometry and solid load in on the performance of gas cyclones," *Powder Technology*. vol. 70, no. 1, pp. 83–91, 1992. [https://doi.org/10.1016/0032-5910\(92\)85058-4](https://doi.org/10.1016/0032-5910(92)85058-4).
- [25] M. Zamani Mohiabadi, F. Soltani, A. Borumandpour, Q. Sheikhzadeh, "Prediction of flow in two-dimensional asymmetric diffuser by neural network and comparison of results with three turbulence models and experimental data," *Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 34, no. 2, pp. 45-60, 2022. <https://doi.org/10.22067/jacsm.2022.74041.1076>.
- [26] A. Jahanbakhshi, A. Ahmadi Nadushan, M. Bayareh, "Effect of adding microtube on thermal and hydrodynamic behavior of a heatsink microchannel for nanofluid flow," *Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 34, no. 1, pp. 21-36, 2022. [10.22067/jacsm.2022.75344.1100](https://doi.org/10.22067/jacsm.2022.75344.1100).
- [27] A. Jahanbakhshi, A. Ahmadi Nadushan, D. Bahrami, M. Bayareh, "Numerical investigation of forced displacement in a microchannel Numerical investigation of forced convection in a microchannel in the presence of the slip condition and nanofluid," *Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 34, no. 4, pp. 53-64, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2013.07.020>.
- [28] A. Nabi Far Khafri, M. Bayareh, "Numerical simulation of a micropump based on piezoelectric actuator. Applied and computational sciences in mechanics," *Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 36, no. 3, pp. 1-14, 2024. [10.22067/jacsm.2024.80610.1158](https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.80610.1158).

Investigation into Brittle Flexural Failure in Composite Laminates by Crack Band Model and Hashin Theory*

Research Article

Ali Reza Nazari¹ , Mehdi Khanzadeh-Moradllo²

 [10.22067/jacsm.2024.81229.1169](https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.81229.1169)

Abstract

To assess the ultimate strength of polymeric composite laminates, various criteria have been proposed, however the response of composite laminates depends on characteristics of the specimens such as the type of material, dimensions of the specimens and the fabrication type. In this paper, the composite laminates, made of UD glass fibers and vinylester resin were examined under 3PB condition. Additionally, the FE models were used to simulate the mechanical behavior of specimens under 3PB. The degradation of stiffness and the ultimate brittle failure of the laminates were modeled using the Hashin damage in the matrix and the bundle failure model related to breakage of the fibers. The algorithm determined for the FE model, could predict the ultimate strength of the composite laminates accurately. A comparison between the experimental and the simulation results indicated the reliability of the modeling technique to assess both progressive and brittle failures in the composite laminates.

Keywords: Composite laminates; Crack band model; Hashin criteria; Energy absorption; Progressive damage.

1. Introduction

The load carrying and failure behavior of fiber reinforced polymeric composite materials has been observed differently under various loading conditions, while various amounts of this difference have been reported for various materials. Mujika et al. [1] and Moreno et al. [2] observed smaller elastic modulus for graphite/epoxy laminates under a bending load in comparison to this parameter, measured under tensile load, however an inverse occurrence has been observed by Nazari et al. [3] for the glass/vinylester laminates. On the other hand, in contrary to the dramatic progressive failure behavior of graphite/epoxy laminated beams observed by Huang [4], Moreno et al. [2] reported a brittle failure for a group of graphite/epoxy laminates under bending load. So it is obvious that the predictions of a unique failure theory for these different results would not be accurate. The present

research aimed to assess failure of the glass/vinylester composite laminates by taking into account a progressive damage to the matrix and a brittle failure, related to bundle of fibers, located under tensile stress in comparison to experimental observations.

2. Experimental program

The glass/vinylester composite laminated specimens were provided for tensile and bending tests. Figure 1 shows a three-point-bending test on a composite beam specimen using Zwick loading machine. The failure mechanism was probed for the specimens, fabricated from the parallel and perpendicular directions to the fibers. There was a sudden and brittle failure observed for the specimens under tensile load, but the flexural failure of the laminates took place sequentially, related to rupture of the layers, located under tension.

3. Simulation of progressive damage in matrix and crack band for fibers

The progressive damage of matrix due to propagation of micro cracks and rupture of fibers were simulated according to Hashin criteria and the maximum absorbed energy, respectively. The energy level, required for rupture of the layers was determined using the results of the tensile tests. Figure 2 shows the critical region of the specimens under tension and bending load to be involved with a crack band. The critical energy density, required for occurrence of the crack was measured by the tensile tests. Based on this theory, for rupture of the layers, it was enough that the energy density on the tensile area of the beams reach the critical level.

*Manuscript received February 19, 2023. Revised June 18, 2024, Accepted October 6, 2024.

¹ Corresponding author, Assistant Professor, Department of Civil Engineering, Technical and Vocational University, Tehran, Iran.
Email: arnazari@tvu.ac.ir

² Assistant Professor, Department of Civil and Environmental Engineering, Temple University, Philadelphia, USA.



Figure 1. Test setup for three-point-bending test of FS1 specimen.

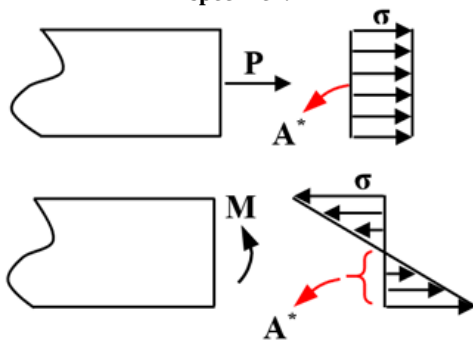


Figure 2. Critical region of the specimens, exposed to a crack band under (a) tension, (b) bending.

4. Results

In the four-layer bending specimens parallel to the fibers direction, the falling point of the maximum load carrying

capacity was corresponding to the rupture of two tensile layers, located at the bottom. At the falling point of the second round of load carrying, the third layer from the bottom was ruptured. Figure 3 shows the ruptured layers of the bending specimen parallel to the fibers direction after test. Inspection of the rupture area for the beams indicated that there was a delamination between the intact and ruptured layers, however there was not such an influence prior to the rupture. Figure 4(a) shows the load-deflection graph for this specimen, obtained by the experiment and FE simulation. Each falling point of this graph indicated rupture of the tensile layers. The FE model showed the maximum tensile stress in this specimen, in the ultimate state, 16% higher than the tensile strength, measured by tensile test. The residual strength of the composite beam after the test was provided by the remained intact layer after rupture of the three bottom layers. For the bending specimen, perpendicular to the fibers orientation, the FE model predicted a sequential cracking, while in the experimental specimen, the maximum load carrying capacity interrupted by a diffusing mid-span crack from the tensile part to the compressive part of the section, located at the above which reduced suddenly about 90% of the load carrying capacity.

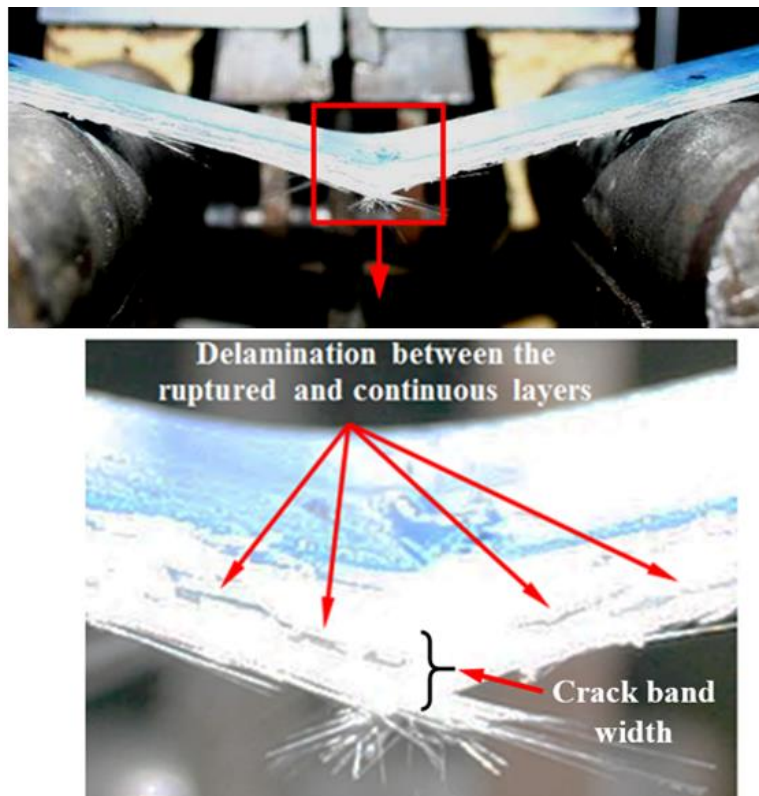


Figure 3. Rupture of the tensile layers in FS3 specimen after bending test.

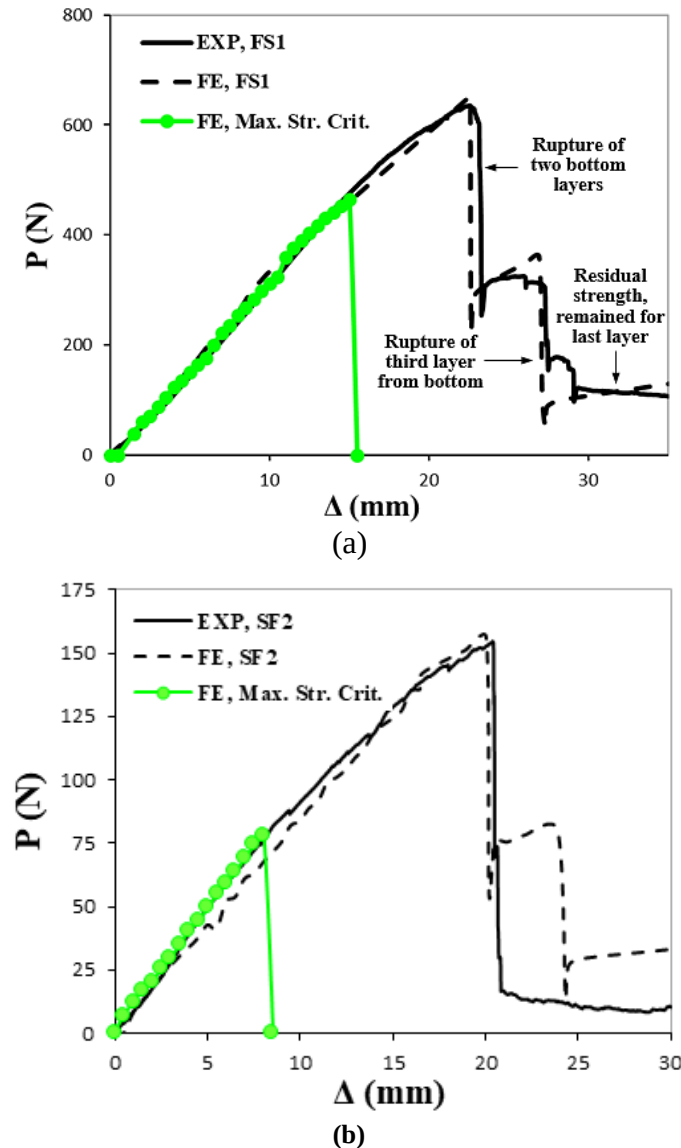


Figure 4. Load-deflection graphs, obtained for bending specimens, (a) FS1, (b) FS2.

The influence of progressive damage in the matrix was obvious for the bending specimen perpendicular to the fibers direction, through softening prior to the ultimate rupture state. Initiation of matrix damage was assessed according to Hashin criteria, while the progressive softening rule was implemented according to the amount of complementary energy, determined by Camanho and Davila [5]. In order to compare the results of the crack band theory, suggested for simulation of rupture, with the results obtained by the maximum strain criterion (Max. Str. Crit.), the load-deflection graphs of the beams were also obtained by both theories. The Max. Str. Crit. predicted a premature failure of the beams rather than the energy criterion.

5. Conclusion

The accuracy of the predictions for flexural failure of the bending specimens based on the crack band theory was

promising. The results obtained by the suggested energy criterion were in convergence with the experimental observations, while the maximum stress/strain criteria predicted a premature failure for the composite beams. The future studies may be involved with examination of the rupture of specimens with various stacking sequence of the composite laminates and prediction of the failure loads based on the crack band theory.

References

- [1] F. Mujika, N. Carbajal, A. Arrese, and I. Mondragon, "Determination of tensile and compressive moduli by flexural tests," *Polymer Testing*, vol. 25, no. 6, pp. 766-771, 2006. <https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2006.05.003>.
- [2] M.C.S. Moreno, A.R. Gutiérrez and J.L.M. Vicente, "Different response under tension and compression of unidirectional carbon fibre laminates in a three-point

- bending test,” *Composite Structures*, vol. 136, pp. 706-711, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2015.06.017>.
- [3] A.R. Nazari, M.Z. Kabir and H. Hosseini-Toudeshky, “Investigation into stiffness degradation progress in Glass/Vinylester laminated beams under large deformations,” *Scientia Iranica A*, vol. 25, no. 5, pp. 2389-2403, 2018. <https://doi.org/10.24200/sci.2017.4220>.
- [4] Z.M. Huang, “Progressive flexural failure analysis of laminated composites with knitted fabric reinforcement,” *Mechanics of Materials*, vol. 36, pp. 239-260, 2004. [https://doi.org/10.1016/S0167-6636\(03\)00011-5](https://doi.org/10.1016/S0167-6636(03)00011-5).
- [5] P.P. Camanho and C.G. Davila, “Mixed-mode decohesion finite elements for the simulation of delamination in composite materials,” NASA/TM-2002-211737, NASA Center for Aerospace Information (CASI), Virginia, 2002.
-



پیش‌بینی شکست چندلایه‌های کامپوزیتی تحت خمش توسط مدل دسته ترک و معیار هشین*

مقاله پژوهشی

مهدی خانزاده مرادلو^(۲)علیرضا نظری^(۱) ID

doi 10.22067/jacsm.2024.81229.1169

چکیده برای ارزیابی مقاومت نهایی در چندلایه‌های کامپوزیتی پایه پلیمری معیارهای مختلفی پیشنهاد شده، حال آنکه شکست ترد در این مواد کمتر بررسی شده است. در مقاله حاضر چندلایه‌های ساخته شده با الیاف تک‌جهته شیشه و رزین وینیل‌استر تحت بارگذاری سه نقطه خمشی در آزمایشگاه قرار گرفته و کاهش سختی وابسته به گسترش ترک خوردگی در ماتریس و خرابی نهایی وابسته به شکست ترد لایه‌ها به صورت گروهی ملاحظه شد. در ادامه مدل‌های المان محدود از نمونه‌های آزمایشگاهی شبیه‌سازی شده و با مقایسه نتایج مدل‌ها با نتایج آزمایشگاهی، مدل پیشنهادی برای خرابی مورد تصدیق قرار گرفت. پیش‌بینی کاهش سختی چندلایه‌ها به علت آسیب پیش‌رونده ماتریس بر مبنای میزان انرژی جذب‌شده و شکست ترد نهایی بر مبنای مدل دسته‌ترک که ایده جدید تحقیق حاضر بوده، دارای دقت خوبی در مقایسه با نتایج آزمایشگاهی بود حال آنکه پیش‌بینی خرابی توسط معیار تنش بیشینه در مورد تیرهای همراستا با الیاف و عمود بر راستای الیاف به ترتیب با ۲۹٪ و ۵۰٪ خطا نسبت به مقادیر آزمایشگاهی بود.

واژه‌های کلیدی چندلایه‌های کامپوزیتی، مدل دسته ترک، معیار خرابی هشین، انرژی جذب‌شده، آسیب پیش‌رونده.

مقدمه

[4] بر اساس چنین مفهومی توسط مدول احتمالاتی ویبول، تلاش کردند میزان تنش نهایی بیشینه تجربه شده در چندلایه را زیر بارگذاری خمشی پیش‌بینی کنند. اسمیت و همکاران [5] مقدار مدول الاستیسیته خمشی اندازه‌گیری شده برای چندلایه‌های کربن - اپوکسی را کوچک‌تر از مدول الاستیسیته کششی مواد ملاحظه کردند. کتل و کیبل [6] مقاومت خمشی چندلایه‌های از جنس شیشه - اپوکسی را حدود ۴۳ درصد بیشتر از مقاومت کششی این چندلایه‌ها ملاحظه کردند. دودیکان و همکاران [7] توسط مدلی بر اساس میزان انرژی جذب شده، خرابی چندلایه‌های کامپوزیتی را برای حالت‌های پیچیده تنش مناسب پیش‌بینی کردند.

دامنه و نوع تغییر خصوصیات مواد پلیمری برای جنس‌های مختلف به صورت متفاوت گزارش شده است حال آنکه تغییر خصوصیات، باعث تغییر رفتار مکانیکی تحت بارگذاری‌های

مواد پلیمری تقویت‌شده با الیاف از ترکیب دو فاز شامل الیاف تقویت‌کننده با رفتار الاستیک و شکست غالباً ترد و دیگری یک ماده زمینه پلیمری که یکی از انواع رزین است تشکیل می‌شوند که فاز دوم دارای رفتاری نسبتاً پیچیده بوده و ممکن است وابسته به نوع رزین و خصوصیات ابعادی قطعات، رفتار مکانیکی متغیری نشان دهد [1] به عنوان مثال تغییر مدول الاستیسیته و تنش نهایی قابل تحمل چندلایه‌های ساخته شده از این مواد تحت بارگذاری خمشی و کششی به صورت متفاوت گزارش شده است. بالاک [2] و ویسنام [3] اندازه‌گیری تنش نهایی بزرگ‌تر برای چندلایه کربن - اپوکسی تحت بار خمشی نسبت به مقاومت نهایی ماده تحت بار کششی را، قرار گرفتن حجم کمتری از نقایص احتمالی ماده در معرض تنش بیشینه در شرایط بارگذاری خمشی نسبت به بارگذاری کششی عنوان کردند. ویتنی و نایت

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۱/۱۱/۳۰ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۳/۶/۲۶ می باشد.

Email: arnazari@tvu.ac.ir

(۱) نویسنده مسئول، استادیار، دانشکده مهندسی عمران، دانشگاه فنی و حرفه‌ای، تهران.

(۲) استادیار، گروه مهندسی عمران و محیط‌زیست، دانشگاه تمپل، فیلادلفیا، آمریکا.

چندلایه‌های بافته شده از جنس کربن - اپوکسی را به صورت تدریجی گزارش کرده حال آنکه مورینو و همکاران [18]، شکست چندلایه‌های از جنس شیشه - اپوکسی را به صورت یکباره و تحت اثر عملکرد گروهی معرفی کردند. ویسنام و همکاران [19] شکست چندلایه‌های با الیاف کربن را به صورت یکباره ملاحظه و شبیه‌سازی کردند.

تأثیر نوع ماتریس پلیمری در میزان ترد بودن شکست چندلایه‌های کامپوزیتی کمتر در تحقیقات مورد توجه قرار گرفته است. سپهوند و همکاران [20] رفتار شکست ترد را در نمونه‌های بتنی قرار گرفته تحت ضربه سقوط آزاد ملاحظه کردند و تأثیر کاربرد ورقه‌های مشبک فولادی را در میزان جذب انرژی نمونه‌های بتنی به صورت آزمایشگاهی و شبیه‌سازی عددی برآورد کردند. عظیم و همکاران [21] تأثیر لایه‌چینی‌های مختلف را در مورد نوع خرابی چندلایه‌های هیبریدی از جنس شیشه و کربن ملاحظه کرده و خرابی مشاهده شده را توسط معیارهای هشین شبیه‌سازی کردند.

در تحقیق حاضر، تغییر مدول الاستیسته خمشی نسبت به مدول الاستیسته کششی در چندلایه‌های شیشه - وینیل‌استر در لایه‌چینی‌های تک‌جهته به صورت آزمایشگاهی ملاحظه شده و معیاری جدید برای پیش‌بینی لحظه خرابی و تعیین تنش نهایی پیشینه تجربه شده در چندلایه‌ها بر اساس میزان جذب انرژی پیشنهاد می‌شود. اگرچه در تحقیقات قبلی معیارهای خرابی متعددی بر اساس میزان انرژی جذب شده در مواد کامپوزیتی پیشنهاد و مورد تصدیق قرار گرفته، نوآوری تحقیق حاضر عبارت از کاربرد چنین معیاری در مورد مصالح ترد و در تلفیق با مدل دسته‌ترک بوده است. یانوسی و انکرسون [22] یک مدل آسیب بر اساس میزان انرژی جذب شده در مواد توسعه داده و پیشرفت خرابی را در هر نقطه محاسباتی از مدل و نه به صورت یک دسته بررسی کردند که بنابراین برای پیش‌بینی شکست در مورد مصالح ترد کافی نبوده است. در ادامه تحقیق، مدل‌های المان‌محدود مطابق با نمونه‌های آزمایش ساخته شده و روش مدل‌سازی مورد تصدیق قرار می‌گیرد. معیار معرفی شده بر اساس میزان انرژی جذب شده در سطح دسته‌ترک با مشاهدات آزمایشگاهی در لایه‌گذاری‌های تک‌جهته مقایسه شده و دقت مدل‌ها مورد ارزیابی قرار می‌گیرد.

مختلف مشاهده شده است. تغییر مشخصات مکانیکی چندلایه‌ها با تغییر اندازه نمونه به صورت گسترده توسط ویسنام [8] بررسی شده است. محمدی و محمودی [9] چندلایه‌های کامپوزیتی را بر اساس فرضیات کیرشهف و تئوری ورق‌های نازک مدل‌سازی کرده و تأثیر تغییر خصوصیات مکانیکی مواد را در نتیجه عوامل مختلف از جمله دما و رطوبت بر رفتار خمشی چندلایه‌ها به میزان قابل توجهی مشاهده کردند. رفتار مکانیکی چندلایه‌ها همچنین متأثر از شکل وسیله بارگذاری مشاهده شده است به عنوان مثال رضانی و محمدی [10] خیز چندلایه‌های کامپوزیتی را ناشی از ضربه سقوط آزاد پرتابه‌های مختلف ملاحظه و پیشینه خیز متفاوتی را در برابر این پرتابه‌ها اندازه‌گیری کردند. موجیکا و همکاران [11] و مورنو و همکاران [12] کاهش مدول الاستیسته خمشی نسبت به مدول الاستیسته کششی در چندلایه‌های کربن - اپوکسی را به کاهش مدول الاستیسته چندلایه‌ها تحت تنش فشاری نسبت به مدول الاستیسته ماده تحت کشش نسبت دادند که نتیجه آن کاهش مدول الاستیسته خمشی نسبت به مدول الاستیسته کششی بود، حال آنکه نظری و همکاران [13]، مدول الاستیسته خمشی چندلایه‌های شیشه/ وینیل‌استر را بزرگ‌تر از مدول الاستیسته کششی مشاهده کردند که علت آن ممکن است بر اساس استدلال بالا به افزایش مدول الاستیسته وینیل‌استر تحت فشار نسبت به این پارامتر تحت کشش مربوط شود. باتاچاریا و همکاران [14] استفاده از مدل الیاف گروهی را برای بررسی مقاومت نهایی در تیرهای چندلایه بر اساس تابع احتمالاتی ویبول پیشنهاد کردند. کیم و هونگ [15] از مدل خرابی گروهی الیاف برای شبیه‌سازی خرابی در الیاف و از مدل فاصله برشی برای شبیه‌سازی آسیب در ماتریس چندلایه‌های کامپوزیتی گرافیت - اپوکسی استفاده کردند که در مدل خرابی گروهی از تابع احتمال ویبول جهت کاهش سختی الیاف استفاده شده بود.

خصوصیات مکانیکی در چندلایه‌های پلیمری تقویت‌شده با الیاف همچنین با تغییر لایه‌چینی و یا تعداد لایه‌ها به صورت متغیر مشاهده شده است [16] که به همین دلیل، محققان معیار خرابی مناسب برای بررسی شکست چندلایه‌ها را وابسته به جنس مصالح و ساختار چندلایه‌ها انتخاب کرده‌اند. همچنین شکل شکست چندلایه‌ها برای مواد و لایه‌چینی‌های مختلف متفاوت گزارش شده است به عنوان مثال هوآنگ [17] شکست

برنامه مطالعه آزمایشگاهی

چندلایه‌های از جنس شیشه - وینیل استر با پارچه‌ای از الیاف یک جهته با دانسیته سطحی 400 gr/m^2 و مقاومت کششی 600 MPa با روش تزریق رزین به قالب تحت فشار ساخته شد که در چندلایه‌های دارای چهارلایه، ضخامتی معادل 0.75 mm برای هر لایه با دانسیته $(\rho) 1800 \text{ kg/m}^3$ ایجاد کرد. با توجه به مد نظر قرار گرفتن رفتار چندلایه‌های تک‌جهته، نمونه‌هایی همراستا الیاف و عمود بر الیاف تهیه شد. در سطح خارجی چندلایه‌ها، مطابق با موارد کاربرد صنعتی، از پوششی ژلاتینی به رنگ آبی استفاده شد که جهت محافظت در برابر هوازدگی و رطوبت و کاهش نفوذپذیری به کار می‌رود. جدول (۱) خصوصیات مکانیکی یک تک‌لایه کامپوزیتی [23] تعیین شده توسط تست‌های استاندارد را نشان می‌دهد.

جدول ۱ خصوصیات مکانیکی ورقه‌های کامپوزیتی تک‌لایه از جنس شیشه

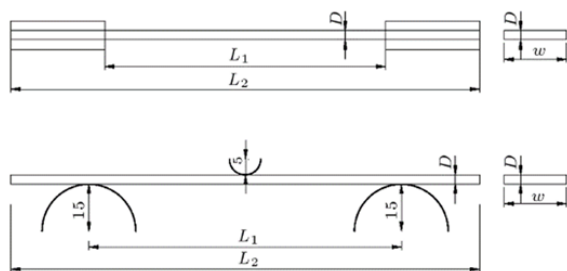
- وینیل استر [23]

خصوصیات مکانیکی	لایه‌های تک‌جهته	لایه‌های بافته شده
$E_1 \text{ (MPa)}$	۱۲۱۰۰	۷۵۵۰
$E_2 \text{ (MPa)}$	۱۴۲۰	۷۵۵۰
$E_3 \text{ (MPa)}$	۱۴۲۰	۱۲۸۰
ν_{12}	۰٫۲	۰٫۱۵
ν_{13}	۰٫۲	۰٫۲
ν_{23}	۰٫۳۵	۰٫۲
$G_{12} \text{ (MPa)}$	۱۰۷۰	۱۷۵۰
$G_{13} \text{ (MPa)}$	۱۰۷۰	۶۸۰
$G_{23} \text{ (MPa)}$	۷۷۰	۶۸۰

این رو در تحقیق حاضر، مدول الاستیسته توسط نمونه‌هایی با $L_1/D=33$ و $L_1/D=67$ و مقاومت نهایی در نمونه‌هایی با $L_1/D=33$ مورد ملاحظه قرار گرفت. جدول (۲) ابعاد تعریف شده برای نمونه‌های مورد بررسی طبق شکل شماتیک ۱ و مقدار مدول الاستیسته خمشی مربوط را نشان می‌دهد که در آن، نمونه‌های کششی با نام TS و نمونه‌های خمشی با نام FS نشان داده شده‌اند. جهت جلوگیری از وارد شدن آسیب به نمونه‌های تحت کشش، در محل اتصال به گیره از لقمه‌هایی بین نمونه و گیره استفاده شد. همچنین جهت حفظ تعادل در نمونه‌ها، اندازه L_2 حداقل 50 میلی‌متر بزرگ‌تر از طول دهانه، L_1 ، در نظر گرفته شد. مقدار D برای ضخامت نیز با توجه به چهارلایه بودن همه نمونه‌ها برابر 3 mm اندازه‌گیری شد.

جدول ۲ معرفی نمونه‌های آزمایش و ابعاد طبق شکل (۱)

عنوان نمونه	L_1 (mm)	w (mm)	لایه‌چینی	مدول الاستیسته خمشی (MPa)
TS1	۸۰	۲۰	(04)	-
TS2	۸۰	۲۰	(904)	-
FS1	۲۰۰	۵۰	(04)	۱۳٫۶۰۰
FS2	۲۰۰	۵۰	(904)	۴٫۴۴۰
FS3	۱۰۰	۲۰	(04)	۱۳٫۳۰۰
FS4	۱۰۰	۲۰	(904)	۴٫۰۵۰



شکل ۱ ابعاد نمونه‌ها و تکیه‌گاه در شکل شماتیک

شکل (۲) چیدمان آزمایش را برای تیر FS1 تحت بارگذاری توسط دستگاه Zwick نشان می‌دهد. مدول الاستیسته تیرها مطابق با استاندارد [24] از رابطه زیر محاسبه می‌شود.

$$E_B = L_1^3 m / 4wD^3 \quad (1)$$

که در آن L_1 ، w و D به ترتیب طول دهانه، عرض و ضخامت

برای ملاحظه رفتار خمشی چندلایه‌ها و به دست آوردن مدول الاستیسته خمشی برای لایه‌چینی‌های مختلف مطابق با استاندارد ASTM D790-07 [24] عمل شد. این استاندارد نسبت طول دهانه به ضخامت (L_1/D) نمونه‌های تیر برای آزمایش خمشی را برابر ۳۲ پیشنهاد می‌کند. زیوبن [16] برای ملاحظه مدول الاستیسته تیرهایی با نسبت ابعاد $L_1/D=67$ و اسمیت و همکاران [5] برای ملاحظه بیشینه تنش خمشی قابل تحمل در چندلایه‌ها، تیرهایی با نسبت $L_1/D=33$ آزمایش کردند. از آنجا که با توجه به ضخامت کم چندلایه‌ها، ملاحظه بیشینه تنش قابل تحمل در تیرهایی با نسبت L_1/D بزرگ معمولاً ممکن نیست، از

مرزی اعمال شده و تماس تعریف شده بین سطوح را نشان می‌دهد. در این شکل محورهای محلی (۱، ۲، ۳) مشخص شده و مؤلفه‌های مقید شده از جابه‌جایی‌ها جهت مدل کردن تکیه‌گاه و صفحه تقارن مدل به صورت (U_i) معرفی شده‌اند. مطالعه دستیابی به الگوی مش‌بندی بهینه به منظور حفظ اختصار، از ارائه در مقاله صرف نظر شد. مدل‌سازی خرابی و آسیب در چندلایه‌ها توسط سابروتین VUSDFLD پیشنهادی توسط برنامه آباکوس تعریف شد که در ادامه به آن اشاره خواهد شد.

شبیه‌سازی گسیختگی ترد توسط مدل دسته ترک

از آنجا که هر چقدر سرعت بارگذاری چندلایه‌های کامپوزیتی بیشتر باشد شکست مصالح معمولاً به صورت تردتر ملاحظه می‌شود، شبیه‌سازی مقاومت نهایی سازه‌ها تحت بار ضربه‌ای بر مبنای تئوری‌های شکست تدریجی ممکن است پیش‌بینی صحیحی ارائه نکند، ضمن اینکه مدل‌سازی مقاومت پسماند نیز توسط چنین مدل‌هایی معمولاً با خطاهای بزرگی همراه است [13]. از آنجایی که عموماً الیاف رفتار ترد دارند، وقوع رفتار شکست تدریجی و یا ترد در چندلایه‌های کامپوزیتی، نه وابسته به رفتار الیاف بلکه بیشتر تحت تأثیر رفتار ماتریس به نظر می‌رسد. بر همین اساس بررسی رفتار چندلایه‌ها در هر دو جهت همراستا با الیاف و عمود بر الیاف توسط آزمایش‌ها شناسایی ضروری است. در نمونه‌های کششی ساخته شده از چندلایه‌ها در جهت الیاف (TS1) و عمود بر الیاف (TS2)، وقوع شکست به صورت یکباره و ترد ملاحظه شد حال آنکه قبل از شکست نهایی در نمونه عمود بر راستای الیاف، مقدار قابل توجهی نرم‌شدگی وجود داشت اما در وینیل‌استر، شکست نهایی به صورت ترد ملاحظه شد اما نوع شکست چندلایه‌های کامپوزیتی فقط وابسته به جنس مواد نبود و در بسیاری از گزارش‌ها، عملکرد خمشی وابسته به اندازه نمونه، سرعت بارگذاری و یا نوع ساخت چندلایه‌ها گزارش شده است [27]. به عنوان مثال در چندلایه‌های دارای اتصال بین‌لایه‌ای قوی، شکست به صورت ترد و در موارد اتصال ضعیف بین لایه‌ها، شکست به صورت لایه‌به‌لایه و تدریجی ملاحظه شده است. هوآنگ [17] شکست خمشی چندلایه‌های کربن - اپوکسی تحت آزمایش خود را به صورت لایه‌به‌لایه و ویسنام و همکاران [8, 19] شکست خمشی در چنین چندلایه‌هایی با جنس مشابه را به صورت دسته‌ای و وابسته به

تیر و m شیب مماس منحنی به دست آمده برای مقادیر بار - تغییر مکان این تیرهاست. بر این اساس مقدار مدول الاستیسیته خمشی (E_B) برای تیرها مطابق جدول (۲) ارائه شده است. استاندارد ASTM D790-07 تنش در سطح خارجی تیرها را بر اساس مکانیک کلاسیک و با فرض رفتار خطی برای مصالح، پیشنهاد می‌کند حال آنکه این مقدار دارای اختلاف زیاد با نتایج آزمایشگاهی است [25] لذا نیازی به ارائه آن نبود و تعیین میزان تنش نهایی قابل تحمل از طریق شبیه‌سازی با مدل‌های المان محدود به دست می‌آید.



شکل ۲ چیدمان بارگذاری مربوط به آزمایش سه نقطه خمشی در مورد نمونه FS1

مدل‌سازی المان محدود

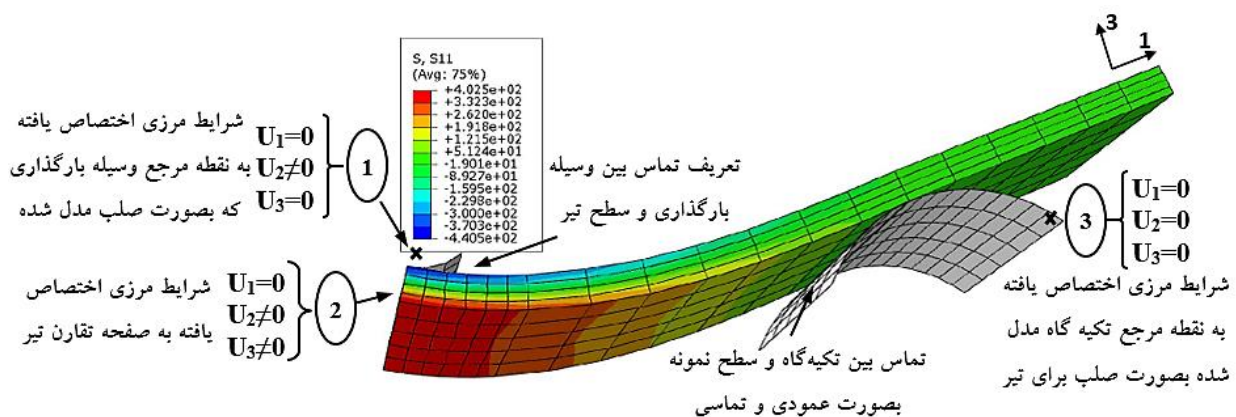
مدل‌سازی تیرهای چندلایه کامپوزیتی توسط المان‌های آجری C3R8 انجام شد. نرم‌افزار مورد استفاده برای مدل‌سازی، آباکوس بود که دارای قابلیت خوبی برای بررسی رفتار خرابی در مواد است [26]. تکیه‌گاه‌ها به صورت صلب و توسط المان‌های پوسته‌ای S4R مدل‌سازی شده و تماس بین سطح تیر و سطح تکیه‌گاه‌های غلتکی از پایین و سطح وسیله بارگذاری از بالا، در دو راستا شامل راستای عمودی با شرایط میزان نفوذپذیری صفر و راستای تماسی با در نظر گرفتن یک ضریب اصطکاک بین سطوح انجام شد که این ضریب با توجه به کیفیت سطوح تکیه‌گاه‌ها و سطح تیر کامپوزیتی برابر $0/3$ تعریف شد [13]. مطالعه همگرایی مش‌بندی در مورد نمونه‌ها انجام شد که نتیجه آن کفایت اختصاص یک المان به ازای هر لایه در ضخامت تیرها و بیشینه اندازه مش برابر 20 mm در سطح تیر و برابر 10 mm در میانه دهانه با توجه به تمرکز تنش و نیاز به ریزتر بودن المان‌ها در این ناحیه بود [25]. شکل (۳) مدل المان محدود، شرایط

تغییر مدول الاستیسیته چندلایه‌ها و امکان تغییر مقادیر تنش و یا کرنش نهایی در زمان شکست تحت بار خمشی، تا حدودی پیچیده به نظر می‌رسید، اندازه‌گیری میزان انرژی بحرانی لازم برای شکست چندلایه‌ها توسط آزمایش کشش منطقی‌تر بود که بر این اساس سطح زیر منحنی تنش - کرنش مطابق با شکل (۴) در نمونه‌های TS1 و TS2 به عنوان انرژی مورد نیاز برای شکست چندلایه‌ها به ترتیب در نمونه‌های ساخته شده همراستا با الیاف و عمود بر راستای الیاف اندازه‌گیری شد. شکل (۴) نرم‌شدگی قابل توجهی را برای نمونه TS2 بر خلاف رفتار نمونه TS1 قبل از شکست نهایی نشان می‌دهد که به علت آسیب پیش‌رونده نمونه قبل از شکست ترد نهایی ایجاد شده است. شکل (۵) گسیختگی نمونه TS1 را پس از آزمایش کشش توسط دستگاه GALDABINI نشان می‌دهد که در آن وقوع ترک‌های گسترده بر روی سطح ژلاتینی نمونه مشخص است.

در مدل خرابی دسته‌ترک برای شکست ترد، ناحیه ترک‌خورده، ناحیه تحت تنش کششی است که مطابق با شکل (۶) سطح آن برای نمونه‌های کششی و خمشی با A^* نشان داده شده است و مقدار انرژی لازم برای شکست المان‌ها مبنای قرار گرفته که میزان دانسیته این انرژی در واحد سطح از ناحیه A^* اندازه‌گیری شده و در نمونه‌های خمشی، کلیه المان‌های قرار گرفته تحت کشش به عنوان دسته‌ترک معرفی شدند و رسیدن انرژی جذب شده در این سطح برابر با دانسیته انرژی بحرانی ملاحظه شده در آزمایش کشش مطابق با رابطه (۲) [28] معیار شکست چندلایه‌های قرار گرفته تحت خمش معرفی شد.

عملکرد گروهی الیاف گزارش کرده و برای پیش‌بینی آن، بر اساس تئوری احتمالاتی ویبول یک حجم واحد نماینده شامل تعدادی از المان‌ها معرفی کرده و تنش معادل را بر روی این حجم به عنوان معیار در نظر گرفتند. از طرفی شکست در برخی از انواع چندلایه‌های تحت خمش، نه مربوط به لایه‌های کششی و بلکه به علت فشار در لایه‌های بالایی مقطع ملاحظه شده است [17] بر همین اساس، یک نتیجه منطقی، انتخاب معیارهای شکست در چندلایه‌ها با توجه به خصوصیات آن‌ها شامل جنس و یا نوع ساخت است. اگرچه در تحقیق حاضر شکست نمونه‌های دارای الیاف تک‌جهته به صورت ترد ملاحظه شده اما شکست چندلایه‌ها با تغییر نوع لایه‌چینی موضوعی است که باید در تحقیقات آتی مورد بررسی قرار گیرد.

نمونه همراستا با الیاف، شکست ترد قبل از هر گونه نرم‌شدگی قبل به وقوع پیوست، لذا بر اساس مشاهدات کافی، از ترد بودن شکست نهایی در چندلایه‌های مورد بررسی، اطمینان حاصل شد. در مورد نمونه‌های خمشی نیز شکست چندلایه‌ها به صورت یکباره و پس از ملاحظه مقدار بیشینه بار تحمل شده به وقوع پیوست. اگرچه در این تحقیق بر روی چندلایه‌های ساخته‌شده با رزین بر اساس مشاهدات انجام شده، مناسب‌ترین مدل شکست برای پیش‌بینی شکست ترد در چندلایه‌ها، مدل دسته‌ترک تشخیص داده شد که توسط بازانت و او [28] پیشنهاد شده و در آن جذب میزانی از انرژی در یک محدوده مشخص (ناحیه گسیخته شده) معیار شکست محسوب می‌شود. از آنجایی که اندازه‌گیری انرژی جذب شده با ملاحظه امکان



شکل ۳ مش‌بندی و شرایط مرزی مدل المان‌محدود تعریف‌شده برای تیرهای چندلایه کامپوزیتی

در رابطه بالا، σ_z و ε_z به ترتیب تنش و کرنش نرمال بر سطح ترک را نشان می‌دهند. الگوریتم ارائه شده در شکل (۷)، برای پیش‌بینی شکست ترد در مدل‌های شبیه‌سازی شده از تیرها استفاده شد.

شبیه‌سازی آسیب پیش‌رونده در جهت عمود بر الیاف

مشاهدات آزمایشگاهی در مورد تیرهای چندلایه، وقوع آسیب پیش‌رونده و خرابی نهایی ترد در تیرهای کامپوزیتی را به صورت دو پدیده منفک نشان داده، به این معنی که آسیب در لایه‌ها با تجاوز تنش از محدوده الاستیک شروع شده و منجر به کاهش سختی بود. از این رو آسیب ماتریس در چندلایه‌ها بر اساس معیارهای هشین [29, 30]، و رشد آسیب بر مبنای متغیر آسیب وابسته به انرژی معادل جذب شده پیشنهادی توسط کامانهو و داویلا [31] و میمی و همکاران [32] شبیه‌سازی شد حال آنکه این متغیر بر اساس تابع پیشنهادی کریسفلد و آلفانو [33] برای شبیه‌سازی خرابی بین‌لایه‌ای تعریف شده و برای مدل‌سازی شکست ترد و مقاومت پسماند در چندلایه‌ها دارای ضعف‌هایی گزارش شده است [34]. طبق تئوری هشین آسیب چندلایه‌های کامپوزیتی در چهار مود اتفاق می‌افتد که از دو معیار آن که مربوط به آسیب الیاف بوده، صرف نظر و دو معیار دیگر مربوط به آسیب ماتریس مورد استفاده قرار گرفت. با توجه به وجود تحقیقات متعددی که نشان‌دهنده کارایی بیشتر معیارهای آسیب بر پایه کرنش نسبت به معیارهای بر پایه تنش هستند [13]، معیارهای هشین بر مبنای مقادیر کرنش برای شروع آسیب به صورت زیر تعریف شدند:

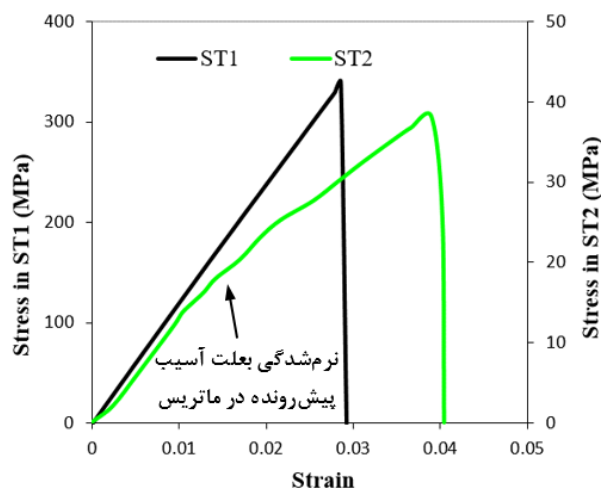
- آسیب در ماتریس تحت کشش

$$f_1 = \left(\frac{\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22}}{\varepsilon_{1s}} \right)^2 + \frac{\varepsilon_{12}^2 + \varepsilon_{13}^2}{(\varepsilon_{1s})^2} + \frac{\varepsilon_{23}^2 - \varepsilon_{22}\varepsilon_{33}}{(\varepsilon_{ts})^2} \geq 1$$

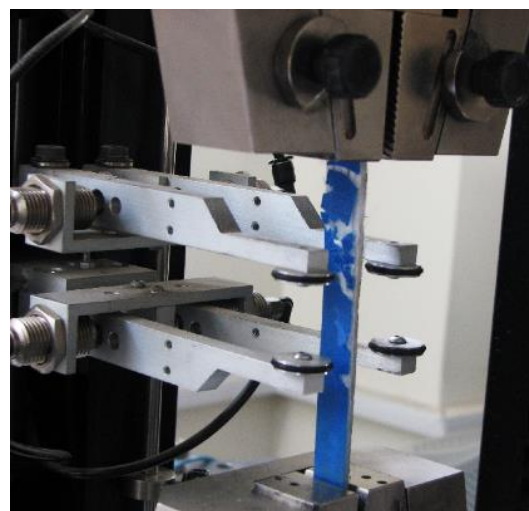
- آسیب در ماتریس تحت فشار

$$f_2 = \left(\frac{\varepsilon_{22} + \varepsilon_{33}}{2\varepsilon_{1s}} \right)^2 + \frac{\varepsilon_{22} + \varepsilon_{33}}{\varepsilon_{mc}} \left[\left(\frac{\varepsilon_{mc}}{2\varepsilon_{1s}} \right)^2 - 1 \right] +$$

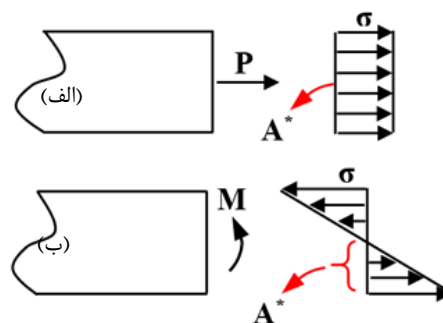
$$\frac{\varepsilon_{12}^2 + \varepsilon_{13}^2}{(\varepsilon_{1s})^2} + \frac{\varepsilon_{23}^2 - \varepsilon_{22}\varepsilon_{33}}{(\varepsilon_{ts})^2} \geq 1$$



شکل ۴ نتایج تنش - کرنش به دست آمده برای نمونه‌های کامپوزیتی تحت تست کشش



شکل ۵ گسیختگی نمونه TS1 پس از آزمایش کشش



شکل ۶ نواحی بحرانی برای شکست در نمونه‌های تحت بارگذاری: (الف) کششی و (ب) خمشی

$$G^* = \frac{1}{A^*} \iint_{A^*} \sigma_z d\varepsilon_z \quad (2)$$

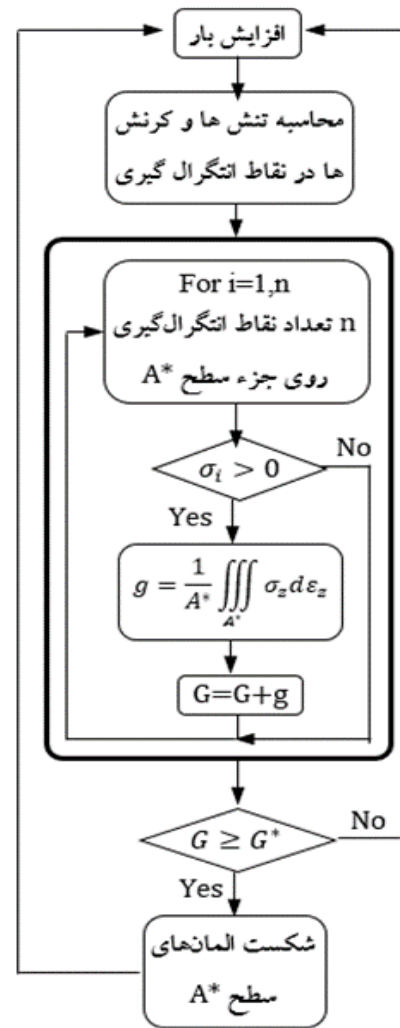
جدول ۳ مقادیر کرنش‌های حدى مربوط به تکلایه کامپوزیتی مورد مطالعه [18]

مقدار	خصوصیات	مقدار	خصوصیات
۰/۰۲۹	$(\epsilon_{ft})_0$	۰/۰۰۲	$(\epsilon_{mc})_0$
۰/۰۲۹	$(\epsilon_{ft})_u$	۰/۰۶۵	$(\epsilon_{mc})_u$
۰/۰۰۱۳	$(\epsilon_{mt})_0$	۰/۰۰۱۹	$(\epsilon_{ls})_0$
۰/۰۲۵۵	$(\epsilon_{mt})_u$	۰/۰۳۷	$(\epsilon_{ls})_u$
۰/۰۳۲	$(\epsilon_{fc})_0$	۰/۰۰۲۲	$(\epsilon_{ts})_0$
۰/۰۳۲	$(\epsilon_{fc})_u$	۰/۰۴۳	$(\epsilon_{ts})_u$

بحث بر روی نتایج

همان گونه که ذکر شد شکست نهایی تیرها فقط در مورد نمونه‌های FS3 و FS4 ملاحظه شد زیرا در شکست نهایی در نمونه‌های FS1 و FS2 مقارن با تغییر شکل بسیار زیاد و لیز خوردن قابل توجه نمونه‌ها بر روی تکیه‌گاه بوده و نتایج آن به اندازه کافی قابل اعتماد را برای صحت‌سنجی مدل پیشنهاد شده در این تحقیق نداشت. در نمونه FS3، پس از طی مرحله الاستیک مقدار کمی نرم‌شدگی در لحظه قبل از شکست نهایی ملاحظه شد حال آنکه با توجه به فرض کاملاً ترد بودن شکست در جهت الیاف، از این آسیب صرف نظر شد. متناظر با افت نمودار بار - تغییر مکان مربوط به این نمونه در شکل (۸)، دو لایه زیرین این تیر به یکباره شکسته شده و سپس لایه‌های بعدی در معرض آسیب قرار گرفتند که پله‌های این نمودار، شکست این لایه‌ها را نشان می‌دهد. مطابق این شکل، نمودار به دست آمده از مدل المان محدود توانست منحنی آزمایشگاهی را با دقت خوبی شبیه‌سازی کند. شکل (۹) نمونه FS3 را پس از انجام تست در حالی که سه لایه زیرین در آن گسیخته شده، نشان می‌دهد که معیار گسیختگی الیاف (FV1) در مدل المان محدود ارائه شده در شکل (۱۰)، خرابی این لایه‌ها را تأیید می‌کند.

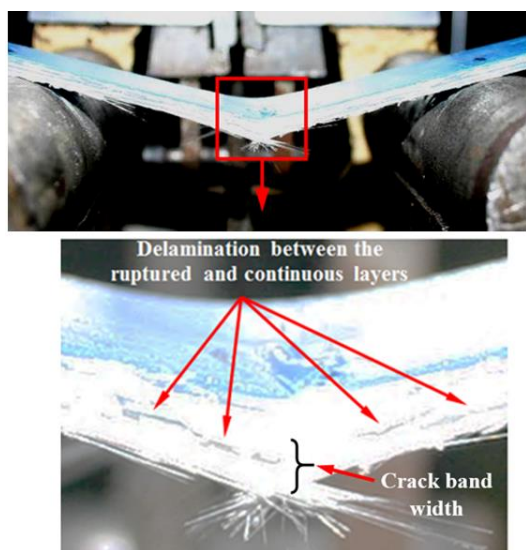
نمونه FS4 رفتار آسیب پیش‌رونده و معیار خرابی در تیری را نشان می‌دهد که در آن راستای الیاف عمود بر طول تیر بود. پیشرفت آسیب در این تیر به صورت نرم‌شدگی در نمودار بار - تغییر مکان شکل (۸ - ب) واضح است حال آنکه شکست نهایی آن با نفوذ ترک در هر دو بخش کششی و فشاری سطح مقطع به وقوع پیوسته و مقاومت پسماند کمتری نسبت به نمونه FS3 باقی می‌ماند. در مدل المان محدود این نمونه با توجه به فرض عرض



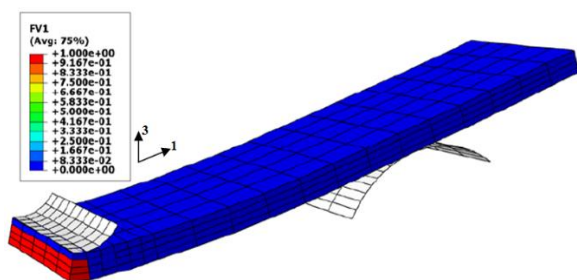
شکل ۷ الگوریتم وارد شده در برنامه المان محدود برای بررسی احتمال شکست ترد در تیرهای کامپوزیتی

در روابط بالا ϵ_{ij} مؤلفه‌های کرنش، ϵ_{mc} و ϵ_{mt} به ترتیب کرنش حدى فشاری و کششی در جهت عرضی چندلایه‌ها (راستای عمود بر الیاف)، ϵ_{ts} و ϵ_{ls} کرنش حدى برشی در جهت طولی و عرضی هستند. جدول (۳) کرنش‌های اندازه‌گیری شده برای نمونه‌های تهیه شده از جهات الیاف و عمود بر الیاف مربوط به لحظه شروع و تکمیل خرابی را نشان می‌دهد که این مقادیر توسط تست‌های شناسایی در دانشگاه صنعتی امیرکبیر برای مصالح مورد استفاده در این تحقیق به دست آمده‌اند [23]. در این جدول پارامترهای دارای زیرنویس 0 مربوط به شروع آسیب و پارامترهای دارای زیرنویس u مربوط به حالت تکمیل آسیب در تکلایه‌های کامپوزیتی می‌باشد.

نبوده است. معیار خرابی انرژی جذب شده، بیشینه تنش را در نمونه FS3 و FS4 به ترتیب برابر 400 MPa و 80 MPa پیش‌بینی کرد در صورتی که تنش بیشینه اندازه‌گیری شده در نمونه‌های TS1 و TS2 به ترتیب برابر 345 MPa و 38 MPa بود. بر اساس این مشاهدات، میزان تنش خارجی‌ترین لایه در این نمونه‌ها در صورت قرارگرفتن چندلایه‌ها تحت خمش به نحو چشم‌گیری افزایش یافته است.



شکل ۹ وضعیت شکست لایه‌های کششی زیرین در نمونه FS3 پس از انجام تست خمش

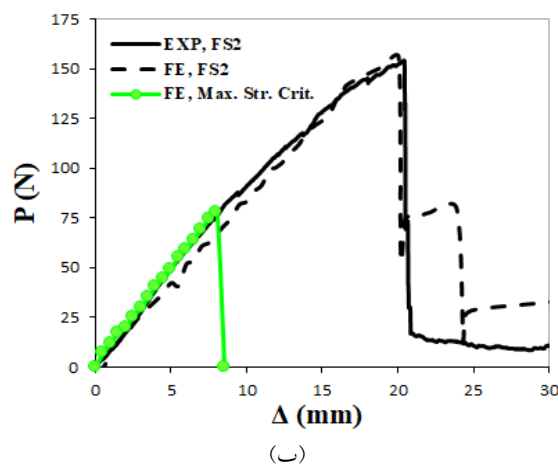
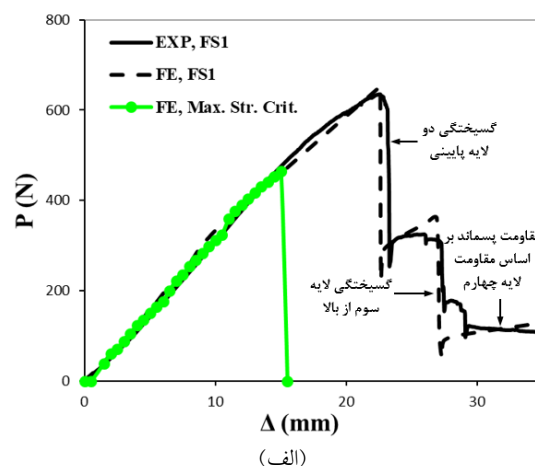


شکل ۱۰ مدل المان محدود از آسیب لایه‌های زیرین در نمونه FS3

نتیجه‌گیری

شکست چندلایه‌های کامپوزیت پلیمری به عوامل متعددی از جمله جنس ماتریس و الیاف وابسته بوده و به همین علت، توسعه تئوری‌های مربوط به رفتار این مواد را که به صورت گسترده در این سازه‌های نوین مورد استفاده هستند پیچیده نشان می‌دهد. در این

ترک فقط در قسمت کششی، خرابی به صورت مرحله‌ای شبیه‌سازی شده است. ملاحظه این نمونه نشان داد که خرابی چندلایه‌ها در صورت وقوع در جهت عرضی (عمود بر راستای الیاف) فقط منحصر به ناحیه کششی نبوده و شکست ترد وارد بخشی از ناحیه فشاری نیز می‌شود. مقاومت پسماند کم در نمونه FS3 نیز مؤید خرابی ترد در بخش بزرگی از مقطع است به صورتی که خرابی در لایه‌های فشاری نیز نفوذ کرده است.



شکل ۸ نمودار بار - تغییر مکان به دست آمده از تست خمش نمونه‌های FS1 (الف) و FS2 (ب)

در شکل (۸) علاوه بر نتایج بار - تغییر مکان به دست آمده توسط مدل بر مبنای معیار خرابی انرژی جذب شده توسط دسته‌ترک، نتایج مدل بر مبنای معیار خرابی تنش بیشینه (Max Str. Crit.) نیز ارائه شده که میزان باربری را به مقدار قابل توجهی کمتر پیش‌بینی کرده است زیرا تنش بیشینه چندلایه‌ها تحت خمش افزایش پیدا کرده و معیار تنش بیشینه قادر به پیش‌بینی آن

σ_z	تنش نرمال بر سطح ترک (MPa)
ε_z	کرنش نرمال بر سطح ترک (MPa)
A^*	سطح ناحیه دسته ترک (m^2)
G	دانسیته انرژی روی ناحیه دسته ترک (N/m^4)
G^*	دانسیته انرژی بحرانی جهت گسیختگی (N/m^4)
P	نیروی محوری بر روی مقطع تیر (N)
M	لنگر خمشی بر روی مقطع تیر (N.m)
ε_{mc}	کرنش حدی فشاری جهت عرضی چندلایه‌ها
ε_{mt}	کرنش حدی کششی جهت عرضی چندلایه‌ها
ε_{fc}	کرنش حدی فشاری جهت طولی چندلایه‌ها
ε_{ft}	کرنش حدی کششی جهت طولی چندلایه‌ها
ε_{ls}	کرنش حدی برشی در جهت طولی
ε_{ts}	کرنش حدی برشی در جهت عرضی
$(\varepsilon_{ij})_0$	کرنش‌های مربوط به شروع آسیب
$(\varepsilon_{ij})_u$	کرنش‌های مربوط به تکمیل آسیب
E_i	مدول الاستیسیته در جهت i (MPa)
u_{ij}	ضریب پواسون در جهت ij
G_{ij}	مدول برشی در جهت ij (MPa)
U_i	جابه‌جایی در جهت i (m)
f_1	معیار آسیب ماتریس تحت کشش
f_2	معیار آسیب ماتریس تحت فشار
FV_1	معیار گسیختگی الیاف
ρ	دانسیته (kg/m^3)

واژه نامه

Composite laminates	چندلایه‌های کامپوزیتی
Progressive damage	آسیب پیشرونده
Crack band model	مدل دسته ترک
Energy absorption capacity	ظرفیت انرژی جذب

تقدیر و تشکر

مقاله شکست چندلایه‌های کامپوزیتی از جنس الیاف شیشه و رزین وینیل‌استر تحت بارگذاری خمشی به صورت ترد ملاحظه شد و هدف مقاله ارائه مدلی مناسب برای شبیه‌سازی این نوع شکست بود. مدل‌های المان‌محدود مطابق با نمونه‌های آزمایشگاهی ساخته شده و خرابی چندلایه‌ها ناشی از آسیب ماتریس به صورت پیش‌رونده و بر اساس تئوری هشین و شکست نهایی بر اساس تئوری دسته‌ترک و میزان بحرانی انرژی جذب شده در سطح مستعد گسیختگی شبیه‌سازی شد. میزان انرژی جذب شده توسط چندلایه‌ها برای خرابی زیر بار کششی به دست آمده و سپس مدول الاستیسیته خمشی چندلایه‌ها با آزمایش نمونه‌های با نسبت طول دهانه به عمق بزرگ به دست آمد. مقایسه مدل‌های المان‌محدود با نتایج آزمایشگاهی، دقت بالای فرضیات پیشنهادی را در مقایسه با پیش‌بینی خرابی بر اساس معیارهای بر پایه تنش بیشینه نشان دادند. در مدلی که معیار خرابی بر اساس انرژی جذب شده توسط دسته‌ترک تعیین شده بود پیش‌بینی بیشینه بار قابل تحمل در نمونه آزمایشگاهی بدون خطا و در صورت انتخاب معیار خرابی بر اساس بیشینه تنش در چندلایه‌ها، بار بیشینه قابل تحمل در نمونه‌ها بین ۲۹٪ تا ۵۰٪ خطا داشت. اگرچه مدل خرابی پیشنهادی در این تحقیق در مقایسه با نتایج به دست آمده برای چندلایه‌های دارای الیاف تک‌جهته مورد تصدیق قرار گرفت، بررسی کفایت این مدل برای سایر لایه‌چینی‌ها می‌تواند در تحقیقات آینده شامل شود.

فهرست علائم

ε_{ij}	مؤلفه کرنش در جهت ij
E_B	مدول الاستیسیته خمشی (MPa)
L_1	طول دهانه تیر بین دو تیکه‌گاه (m)
L_2	طول کل تیر (m)
w	عرض تیر (m)
m	شیب مماس بر منحنی بار - تغییر مکان
D	ضخامت تیر (m)

مراجع

- [1] R. M. Jones, "Mechanics of composite materials with different moduli in tension and compression", Final Scientific Report, Air Force Office of Scientific Research (AFSC), Texas, (1978).

- [2] R. E. Bullock, "Strength ratios of composite materials in flexure and in tension", *Journal of Composite Materials*, Vol. 8, no. 2, pp. 200-206, (1974). <https://doi.org/10.1177/002199837400800209>
- [3] M.R. Wisnom, "The relationship between tensile and flexural strength of unidirectional composites", *Journal of Composite Materials*, Vol. 26, No. 8, pp. 1173-1180, (1992). <https://doi.org/10.1177/002199839202600805>
- [4] J.M. Whitney and M. Knight, "The relationship between tensile strength and flexure strength in fiber-reinforced composites", *Experimental Mechanics*, Vol. 20, No. 6, Pp. 211-216, (1980). <https://doi.org/10.1007/BF02327601>
- [5] D.L. Smith, M.W. Wardle, and C. Zweben, "Test methods for fiber tensile strength, composite flexural modulus and properties of fabric-reinforced laminates", *Proceedings of the 5th International Conference on Composite Materials: Testing and Design*, (1979), Pp. 228-262. <https://doi.org/10.1520/STP36912S>
- [6] M.K. Cattell and K.A. Kibble, "Determination of the relationship between strength and test method for glass fibre epoxy composite coupons using Weibull analysis", *Materials and Design*, Vol. 22, No. 4, Pp. 245-250, (2001). [http://dx.doi.org/10.1016/S0261-3069\(00\)00096-0](http://dx.doi.org/10.1016/S0261-3069(00)00096-0)
- [7] B.M. Doudican, B. Zand, P. Amaya, et al., "Strain energy based failure criterion: comparison of numerical predictions and experimental observations for symmetric composite laminates subjected to triaxial loading", *Journal of Composite Materials*, Vol. 47, No. 6, Pp. 847-866, (2012). <https://doi.org/10.1007/s12206-020-0327-9>
- [8] M.R. Wisnom, "Size effects in the testing of fibre-composite materials", *Composites Science and Technology*, Vol. 59, No. 13, Pp. 1937-1957, (1999). [https://doi.org/10.1016/S0266-3538\(99\)00053-6](https://doi.org/10.1016/S0266-3538(99)00053-6)
- [9] M. Mohahmmadi and M. Mahmoodi, "The effect of material degradation on the bending of laminated plates", *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, Vol. 34, No. 2, Pp. 1-14, (2022). <https://doi.org/10.22067/jacsm.2022.76213.1113>
- [10] M.J. Ramezani and M. Mohahmmadi, "Numerical and experimental investigation of deflection of laminated composites due to drop weight impact of different projectiles", *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, Vol. 33, No. 2, Pp. 41-54, (2021). <https://doi.org/10.22067/jacsm.2022.74339.1078>
- [11] F. Mujika, N. Carbajal, A. Arrese, and I. Mondragon, "Determination of tensile and compressive moduli by flexural tests", *Polymer Testing*, Vol. 25, No. 6, Pp. 766-771, (2006). <https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2006.05.003>
- [12] M.C.S. Moreno, A.R. Gutiérrez and J.L.M. Vicente, "Different response under tension and compression of unidirectional carbon fibre laminates in a three-point bending test", *Composite Structures*, Vol. 136, Pp. 706-711, (2016). <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2015.06.017>
- [13] A.R. Nazari, M.Z. Kabir and H. Hosseni-Toudeshky, "Investigation into stiffness degradation progress in Glass/Vinylester laminated beams under large deformations", *Scientia Iranica A*, Vol. 25, No. 5, Pp. 2389-2403, (2018). <https://doi.org/10.24200/sci.2017.4220>
- [14] P. Bhattacharyya, B.K. Chakrabarti, et al., Modelling critical and catastrophic phenomena in geoscience, *Lecture Notes in Physics*, Vol. 705, Springer, Berlin Heidelberg, (2006). <https://doi.org/10.24200/sci.2017.4220>
- [15] Y.W. Kim and C.S. Hong, "Progressive failure model for the analysis of laminated composites based on finite

- element approach", *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 11, No. 10, Pp. 1078-1092, (1992).
<https://doi.org/10.1177/073168449201101001>
- [16] C. Zweben, "Is there a size effect in composite materials and structures?", *Composites*, Vol. 25, Pp. 451-454, (1994).
- [17] Z.M. Huang, "Progressive flexural failure analysis of laminated composites with knitted fabric reinforcement", *Mechanics of Materials*, Vol. 36, Pp. 239-260, (2004). [https://doi.org/10.1016/S0167-6636\(03\)00011-5](https://doi.org/10.1016/S0167-6636(03)00011-5)
- [18] M.A. Caminero, G.P. Rodríguez and V. Muñoz, "Effect of stacking sequence on Charpy impact and flexural damage behavior of composite laminates", *Composite Structures*, Vol. 136, Pp. 345-357, (2016).
<https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2015.10.019>
- [19] X. Li, S.R. Hallett and M.R. Wisnom, "A finite element based statistical model for progressive tensile fibre failure in composite laminates", *Composites: Part B*, Vol. 45, Pp. 433-439, (2013).
<https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2012.08.001>
- [20] H. Sepahvand, M. Hosseini and H. Hatami, "An experimental and numerical investigation into concrete specimens with expanded metal sheet under impact loading", *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, Vol. 32, No. 1, Pp. 211-229, (2021). <https://doi.org/10.22067/jacsm.2021.56750.0>
- [21] M. Azeem, H.H. Ya, et al., "Macroscale assessment of low-velocity impact on hybrid composite laminates", *Materialwiss Werkstofftech*, Vol. 52, No. 10, Pp. 1101-1111, (2021). <https://doi.org/10.1002/mawe.202000325>
- [22] L. Iannucci and J. Ankersen, "An energy based damage model for thin laminated composites", *Composites Science and Technology*, Vol. 66, Pp. 934-951, (2006). <https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2005.07.033>
- [23] A.R. Nazari, "Investigation of load carrying and progressive failure in the composite sandwich panels with elastomeric foam under biaxial bending", Ph. D. Thesis, Amirkabir University of Technology, Iran, (2016).
- [24] ASTM, "Standard test methods for flexural properties of unreinforced and reinforced plastics and electrical insulating materials", Designation: D790-07, (2007).
- [25] A.R. Nazari, M.Z. Kabir and H. Hosseini-Toudeshky, "On the decreasing flexural modulus of glass/vinylester composite beams up to failure state", *Latin American Journal of Solids and Structures*, Vol. 14, No. 8, Pp. 1-26, (2017). <https://doi.org/10.1590/1679-78253662>
- [26] ABAQUS, Analysis user's manual. Version 6.10, ABAQUS Inc, (2010).
- [27] P. Mohammadkhani, S.S. Jalali and M. Safarabadi, "Experimental and numerical investigation of low-velocity impact on steel wire reinforced foam core/composite skin sandwich panels", *Composite Structures*, (2020).
<https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2020.112992>
- [28] Z.P. Bazant and B.H. Oh, "Crack band theory for fracture of concrete", *Matériaux et Construction*, Vol. 16, Pp. 155-177, (1983). <https://doi.org/10.1007/BF02486267>
- [29] Z. Hashin, "On elastic behavior of fibers reinforced materials of arbitrary transverse phase geometry", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 13, Pp. 119-134, (1965). [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(65\)90015-3](https://doi.org/10.1016/0022-5096(65)90015-3)

- [30] Z. Hashin and A. Rotem, "A fatigue criterion for fiber reinforced materials", *Journal of Composite Materials*, Vol. 7, Pp. 448-464, (1973). <https://doi.org/10.1177/002199837300700404>
- [31] P.P. Camanho and C.G. Davila, "Mixed-mode decohesion finite elements for the simulation of delamination in composite materials", NASA/TM-2002-211737, NASA Center for Aerospace Information (CASI), Virginia, (2002).
- [32] P. Maimi, P.P. Camanho, J.A. Mayugo and C.G. Davila, "A thermodynamically consistent damage model for advanced composites", NASA/TM-2006-214282, NASA Center for Aerospace Information (CASI), Virginia, (2006).
- [33] G. Alfano and M.A. Crisfield, "Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues", *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 50, Pp. 1701-1736, (2001). <https://doi.org/10.1002/nme.93>
- [34] A.R. Nazari, M.Z. Kabir and H. Hosseini-Toudeshky, "Investigation of elastomeric foam response applied as core for composite sandwich beams through progressive failure of the beams", *Journal of Sandwich Structures & Materials*, Vol. 21, No. 2, Pp. 604-638, (2019). <https://doi.org/10.1177/1099636217697496>



Energy and Exergy-Economic Investigation of a Combined Cycle of Simultaneous Production of Rankine Steam and Ejector Refrigeration Cycle Using Solar Energy*

Research Article

Kourosh Javaherdeh¹ , Shadi Safari Sabet²



[10.22067/jacsm.2024.88420.1267](https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.88420.1267)

Abstract

In recent years, increasing usage of fossil fuels has caused many environmental problems. So, exploitation of clean and renewable sources of energies such as solar energy is considered more seriously among the scientific communities and valuable research has been done about the possibility of this energy as source of different power, cooling and heating generation systems. In this research at first the cogeneration system comprises the cascade steam Rankine cycle, absorption cycle and vapor compression cycle with parabolic trough solar collector as heat source are simulated from energy, exergy, economic and exergoeconomic point of view. The simulation proceeds as follows: first, the mass, energy, and exergy conservation equations are written, and then, using the cost balance equation for each system component, the investment cost and exergy destruction cost rate are calculated. The result in basic input mode shows that total work output, total exergy destruction and net exergy efficiency are 35.21 KW, 356.8 KW and 12.5% respectively. The exergoeconomic results show that total cost rate is 56.86 \$/hr and total exergoeconomic factor is 45.02 % that shows a good balance between initial and exergy destruction cost rates. Also solar collector and steam turbine should be further considered from the exergoeconomic viewpoint since these components have the highest value of cost rate. At the end, a parametric analysis is done in order to the investigation of the effect of change steam evaporator temperature, pinch point temperature different, steam condenser temperature and generator temperature on system performance from energy, exergy and exergoeconomic point of view.

Key Words Solar energy, Steam Rankine cycle, Absorption refrigeration cycle, Vapor compression cycle

with ejector, Energy, Exergoeconomic.

1. Introduction

In the past years, studies have been carried out using the steam Rankine cycle, cascade cycle, and refrigeration cycle. In this research, the thermodynamic characteristics of cycles have been investigated and their performance optimized. However, the research on the possibility of combining the above three cycles for the simultaneous production of power and cooling has not been done, which is the main case for this research. A new combination method of exergy loss and primary equipment price is introduced to improve the economic optimization of the system. This method claims that exergy loss and not energy loss is a suitable concept that can be combined economically and thereby improve system performance. In the research, the performance of a new cascade system consisting of a steam Rankine cycle, absorption refrigeration cycle, and compression-ejection cycle with solar energy drive is introduced and studied in terms of energy and exergy economics. The performance of the system is that solar energy is used as the driver of the steam cycle, the heat rejection in the steam cycle is used as the driver of the absorption cycle, and the absorption evaporator acts as the condenser of the condensation cycle. The proposed design of the current research is in the structure that has been examined and analyzed. The conducted research includes models for energy and exergy and economic analysis of these cycles, as well as innovations about the tools inside it, which are mentioned below. Bellos et al.[1] investigated the performance of the single-effect absorption cycle of lithium bromide water with solar energy drive from the perspective of energy and exergy. The results indicated that by choosing the solar exergy efficiency as the target, the linear parabolic

*Manuscript received June 9, 2024. Revised August 19, 2024, Accepted October 26, 2024.

¹ Corresponding Author: Professor, Faculty of Mechanical Engineering, University of Guilan. **Email:** javaherdeh@guilan.ac.ir ,

² PhD student, Faculty of Mechanical Engineering, University of Guilan.

collector has the highest solar efficiency and the minimum required collector area. Nazeri et al.[2], studied and investigated the performance of the combined Rankine steam and organic system with waste gases as a propellant in terms of energy, exergy, and exergy-economics. The results indicated that using R124 fluid has the highest exergy efficiency value of 57.62%. Also, to determine the effect of increasing the inlet pressure of the steam and organic turbine, the pinch difference and the analysis of the organic buffer were carried out on the output boundaries. Finally, two-objective optimization was done by genetic algorithm and the results indicated that the best result can be achieved with R152a fluid. Also, Kardegar[3], in a research, presented an integrated solar-geothermal energy system. This energy system consists of a one-stage geothermal evaporation chamber, a single-effect absorption refrigeration cycle, a heat pump cycle for drying operations, a solar energy storage system, two steam turbines for power generation, cooling production for domestic use, and a heating system. It is made for use. The results show that the energy and exergy efficiency of this system is 92% and 57%, respectively.

2. Performance of the combined system

The schematic diagram of the combined system can be seen in Figure 1 and the schematic diagram of the temperature-heat transfer rate of the evaporator in the steam cycle to obtain the temperatures of different parts of the heat exchanger can be seen in Figure 2. As can be seen in the figure, the solar driving oil at point 1 acts as the driver of the combined system, and after reducing the temperature in the organic evaporator, it returns to the linear parabolic collector to increase the temperature again. The steam Rankine cycle is also a simple four-component cycle that produces power in the turbine and removes heat in the condenser. The heat rejection of the steam condenser is a suitable heat source for low-temperature thermodynamic cycles, and in this research, increasing the temperature of the steam condenser to 22 degrees Celsius is used as the stimulus for the lithium bromide-water single-stage absorption cycle. Also, as can be seen in the figure, a cascade converter is used as a relationship between the absorption and ejection compression cycle, and the desired cooling output is produced in the evaporator of the ejection compression cycle with fluid as a refrigerant. In the ejector compression cycle, instead of the common pressure relief valve of the compression cycle, the ejector is used to reduce the fluid pressure. The two-phase fluid coming out of the ejector is also converted into liquid and saturated vapor by the separator. After passing through the compressor and increasing the pressure, the saturated vapor goes to the cascade heat exchanger, and the saturated liquid after passing through the pressure relief valve and reducing the pressure goes to the evaporator and produces refrigerant. It should be mentioned that alcohol solution in water is considered.

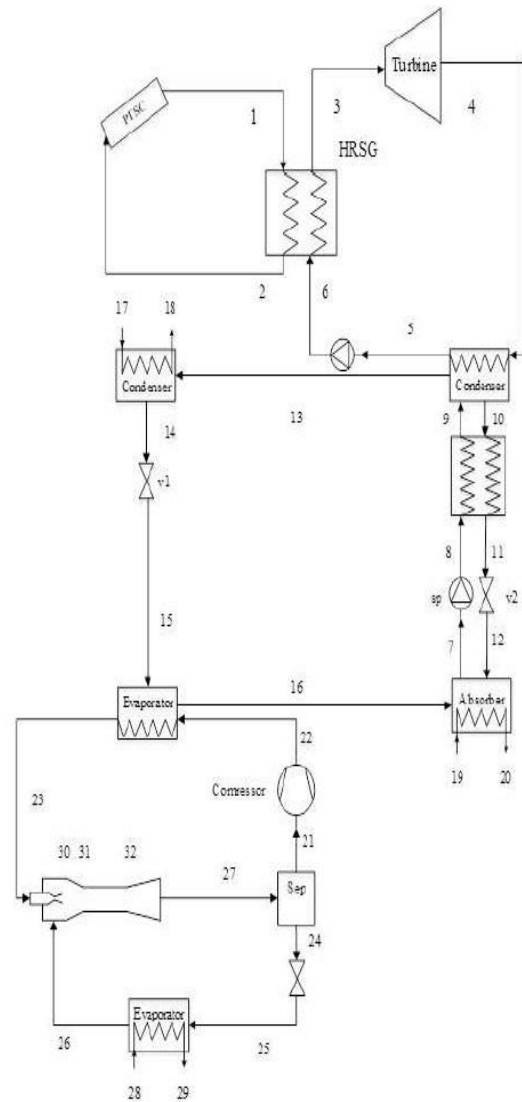


Figure 1: Schematic design of the combined system

3. Discussion and review

Also, relationships related to exergy-economic analysis in different components of the combined system are simulated by EES software. This software has a subset of properties of different fluids, which will be useful for simulating the combined system due to the use of different fluids in different parts. In this part, first, to verify the results obtained, the output values related to the lithium bromide-water single-stage absorption chiller with reference results [4] with completely identical input items according to Figure 3, in Table 4 related to the ejector compression cycle with the results Reference [5] is compared with completely identical input cases according to Table 5 in Table 6. As can be seen, there is a good agreement between the obtained results and the reference results.

4- Results

The output values related to the energy rate and exergies of different cycle components as well as the exergy efficiency of different cycle components are listed in Table 7. As can be seen, the highest amount of exergy destruction

occurs in the solar collector and steam evaporator. Also, the highest exergy efficiency is related to the absorption evaporator/condensation condenser, and the lowest value of exergy efficiency is related to the absorption absorber and solar collector. Also, in the basic input mode, the total work base is 21.33 kW, the total irreversibility is 333.8 kW, and the overall exergy efficiency is 12.53%. Finally, Table 8 shows the exergy-economic results for the combined cycle. From the table, it is clear that the solar collector and steam turbine should be considered more than other components from an exergy-economic point of view because almost the largest amount belongs to these components. Also, as can be seen from the table, the absorption condenser has the lowest value of the exergy-economic factor. The value obtained for the mentioned component means that the price of exergy destruction prevails over the initial price, which reduces the exergy-economic factor. In the case of such components in the initial price increase cycle, it is recommended to reduce the amount of exergy degradation. This is achieved in heat exchangers by increasing the area of the heat exchanger (which leads to an increase in its initial price) and on the other hand, reducing the temperature difference in the heat exchanger (which leads to a decrease in irreversibility in the heat exchanger). Also, the unit cost of electrical energy produced by the turbine in the steam Rankine cycle is 31.43 dollars per gigajoule. In the end, it should be mentioned that the total value of the exergy-economic factor for the combined cycle is 43.52%. This value indicates that there is a relatively good balance between the cost rate of exergy destruction and the initial cost rate of the combined cycle.

5- Conclusion

In this research, the cogeneration cascade cycle consisting of the Steam Rankine Cycle, Absorption Refrigeration Cycle, and Thermal Cycle with a linear parabolic solar collector driver was simulated from the perspective of energy, exergy, economy, and exergy-economic. After checking the results in the basic input mode, bank analysis was done to check different effects on energy, exergy, economic and exergy-economic results. The results of this research indicated that:

- In the basic input mode, the total work is 21.35 kW, and the total irreversibility is 365.8 kW, and the overall exergy efficiency is 12.05%.
- The highest amount of exergy destruction occurs in the solar collector and steam cycle evaporator.
- The results of the analytical analysis indicate that increasing the steam evaporator creates a maximum for the overall work, increasing the exergy efficiency and reducing the costs, and has a positive effect on the performance of the combined system.
- Increasing the high-temperature difference decreases the work output, exergy efficiency, and overall rate.
- Increasing the steam condenser reduces the work output, exergy efficiency, and overall cost rate.
- Increasing the absorption generator increases work output, exergy efficiency, and overall cost rate.

References

- [1] E. Bellos, C. Tzivanidis & K.A. Antonopoulos, "Exergetic, energetic and financial evaluation of a solar driven absorption cooling system with various collector types," *Applied Thermal Engineering*, vol. 102, no. 7, pp. 49-59, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2017.01.041>
- [2] N. Nazari, P. Heidarnajad & S. Porkhial, "Multi-objective optimization of a combined steam-organic Rankine cycle based on exergy and exergoeconomic analysis for waste heat recovery application," *Energy Conversion and Management*, vol. 127, no. 3, pp. 66-79, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2016.09.022>.
- [3] A. Kardgar, "Evaluation of an integrated solar-geothermal energy system to provide power, heat and cooling," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 34, no. 4, pp. 19-34, 2023. <https://doi.org/10.22067/jacsm.2022.76152.1108>
- [4] G. Florides, S. Kalogirou, S. Tassou, & L. Wrobel, "Design and construction of a LiBr-water absorption machine," *Energy Conversion and Management*, vol. 44, no. 2, pp. 483-508, 2003. [https://doi.org/10.1016/S0196-8904\(03\)00006-2](https://doi.org/10.1016/S0196-8904(03)00006-2)
- [5] H. Li, F. Cao, X. Bu, L. Wang, & X. Wang, "Performance characteristics of R1234yf ejector-expansion refrigeration cycle," *Applied Energy*, vol. 121, no. 9, pp. 6-10, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2014.01.079>



بررسی انرژی-اقتصادی و انرژی یک سیکل ترکیبی تولید همزمان رانکین بخار و سیکل تبرید اجکتوری با استفاده از انرژی

خورشیدی*

مقاله پژوهشی

شادی صفری ثابت^(۲)

کوروش جواهرده^(۱) 



10.22067/jacsm.2024.88420.1267

چکیده در این تحقیق سیکل تولید همزمان آبشاری رانکین بخار، سیکل جذبی و سیکل تراکمی اجکتوری با کلکتور خورشیدی سهموی خطی از دیدگاه انرژی، انرژی، اقتصادی و انرژی - انرژی - اقتصادی بررسی شده است. نتایج شبیه سازی نشان می دهد که در حالت ورودی پایه، کار کلی ۳۵/۲۱ کیلووات، بازگشت ناپذیری کلی ۳۶۵/۸ کیلووات و بازده انرژی کلی ۱۲/۰۵ درصد می باشد. نتایج تحلیل انرژی - اقتصادی نیز بیان می کند نرخ هزینه کلی ۵۶/۸۶ دلار بر ساعت بوده و مقدار فاکتور انرژی - اقتصادی ۴۵/۰۲ درصد است که نشان دهنده توازن مطلوب بین نرخ هزینه ابتدایی و نرخ هزینه تخریب انرژی در سیستم است. همچنین بررسی کلکتور خورشیدی و توربین بخار، به دلیل بیشترین مقدار نرخ هزینه حائز اهمیت است. در نهایت یک تحلیل پارامتریک به منظور بررسی اثر تغییر دمای اواپراتور بخار، اختلاف دمای پمپ اواپراتور بخار، دمای کندانسور بخار و دمای ژنراتور جذبی بر روی عملکرد سیستم از منظر انرژی، انرژی و انرژی - اقتصادی انجام شده است.

واژه های کلیدی انرژی خورشیدی، سیکل رانکین بخار، سیکل تبرید جذبی، سیکل تراکمی اجکتوری، انرژی، انرژی - اقتصادی.

مقدمه

آن عملکرد سیستم را بهبود بخشید. در تحقیق حاضر عملکرد یک سیستم جدید آبشاری متشکل از سیکل رانکین بخار، سیکل تبرید جذبی و سیکل تراکمی - اجکتوری با محرک انرژی خورشیدی معرفی و از منظر انرژی و انرژی - اقتصادی مورد مطالعه و بررسی قرار می گیرد. عملکرد سیستم به این شکل بوده که از انرژی خورشیدی به عنوان محرک سیکل بخار، از دفع گرما در سیکل بخار به عنوان محرک سیکل جذبی استفاده شده و اواپراتور جذبی به عنوان کندانسور سیکل تراکمی عمل می کند. ساختار پیشنهادی تحقیق حاضر ساختار جدیدی بوده که مورد بررسی و تحلیل قرار گرفته است. تحقیقات انجام شده مدلهایی برای تحلیل انرژی و انرژی و اقتصادی این سیکل ها و همچنین نوآوری هایی درباره ابزارهای داخل آن را در بر می گیرد که در

در سال های گذشته مطالعات مختلفی در مورد استفاده از سیکل رانکین بخار، سیکل آبشاری و سیکل تبرید اجکتوری انجام شده است. در این تحقیقات خصوصیات ترمودینامیکی سیکل ها مورد بررسی قرار گرفته و بهینه سازی عملکرد آن ها انجام شده است. اما تحقیقات در مورد امکان ترکیب سه سیکل فوق به منظور تولید همزمان قدرت و برودت انجام نشده است که این مورد انگیزه اصلی برای این تحقیق می باشد. روشی جدید ترکیبی از اتلاف انرژی و قیمت ابتدایی تجهیزات برای بهبود بخشیدن به بهینه سازی اقتصادی سیستم معرفی شده است. این روش ادعا می کند که اتلاف انرژی و نه اتلاف انرژی مفهوم مناسبی است که می توان آن را با پارامترهای اقتصادی ترکیب کرد و به وسیله

تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۳/۳/۲۰ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۳/۸/۵ می باشد.*

(۱) دانشجوی دکتری، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه گیلان.

(۲) نویسنده مسئول: استاد، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه گیلان.

زیر به آن‌ها اشاره شده است. بلوس و همکاران [1]، عملکرد سیکل جذبی تک اثر لیتیم بروماید آب با محرک انرژی خورشیدی را از منظر انرژی و انرژی مورد بررسی قرار دادند. نتایج حاکی از آن بود که با انتخاب بازده انرژی خورشیدی به عنوان تابع هدف، کلکتور سهموی خطی بیشترین مقدار بازده خورشیدی و کمترین مقدار مورد نیاز مساحت کلکتور را دارا می‌باشد. ناظری و همکاران [2]، عملکرد سیستم ترکیبی رانکین بخار و آلی با محرک گازهای اتلافی را از منظر انرژی، انرژی و انرژی - اقتصادی مورد مطالعه و بررسی قرار دادند. نتایج حاکی از آن بود که با استفاده از سیال R124 بالاترین مقدار بازده انرژی با مقدار ۵۷/۶۲ درصد را داراست. همچنین تحلیل پارامتری به منظور تعیین اثر افزایش فشار ورودی توربین بخار و آلی، اختلاف دمای پینچ و دمای کندانسور آلی بر روی پارامترهای خروجی انجام گردید. در نهایت بهینه‌سازی دو هدفه به وسیله الگوریتم ژنتیک انجام شد و نتایج حاکی از آن بود که با سیال R152a می‌توان به بهترین نتیجه دست یافت. همچنین کاردرگر [3] در پژوهشی، یک سامانه انرژی یکپارچه خورشیدی - زمین گرمایی را ارائه داده است. این سامانه انرژی از یک محفظه تبخیر یک مرحله‌ای زمین گرمایی، سیکل تبرید جذبی تک‌اثره، سیکل پمپ حرارتی برای عملیات خشک کردن، سامانه ذخیره‌ساز انرژی خورشیدی، دو توربین بخار برای تولید توان، تولید سرمایش برای مصارف خانگی و سامانه گرمایشی برای مصارف صنعتی تشکیل شده است. نتایج نشان می‌دهد راندمان انرژی و انرژی کل این سامانه به ترتیب ۹۲٪ و ۵۷٪ است. در تحقیقی دیگر ژو و همکاران [4]، عملکرد سیکل ترکیبی رانکین بخار و رانکین آلی را از منظر انرژی و انرژی مورد بررسی قرار دادند. نتایج حاکی از آن بود که استفاده از سیال عامل دوتایی در سیکل آلی زیرین باعث بهبود عملکرد سیکل می‌شود و حداکثر تا ۱۴/۴ درصد بازده کلی را افزایش می‌دهد. دان وو و همکاران [5]، سیکل ترکیبی رانکین آلی و پمپ حرارتی با محرک کلکتور خورشیدی را به منظور تولید قدرت و برودت، از منظر انرژی و اقتصادی شبیه‌سازی و مطالعه نمودند و با معرفی توابع اقتصادی مربوطه عملکرد این سیکل ترکیبی را بهینه‌سازی کردند. پاتل و همکاران [6]، تحلیل ترمودینامیکی برای سیکل ترکیبی رانکین

آلی و سیکل تراکمی - جذبی انجام دادند. در این تحقیق تحلیل انرژی، انرژی و اقتصادی برای سیکل انجام گردید. نتایج نشان از بهبود عملکرد انرژی و سرمایش دارد. لیزارت و همکاران [7]، عملکرد سیکل ترکیبی رانکین و تراکمی بخار را از منظر انرژی و انرژی مورد مطالعه قرار دادند. در این تحقیق از تولوئن به عنوان سیال در سیکل آلی و از آمونیاک و دی اکسید کربن به عنوان سیال عامل سیکل تراکمی استفاده شد. نتایج این بررسی حاکی از ضریب بهینه ۰/۷۹ و بازده انرژی ۳۱/۶ درصد برای سیکل مذکور بود. در مطالعه‌ای دیگر، غائبی و همکارانش [8]، یک سیکل تبرید ترکیبی جدید قدرت و اجکتور با ترکیب مناسب یک سیکل کالینا و یک سیکل تبرید اجکتور برای تولید توان خروجی و خروجی خنک‌کننده به طور همزمان پیشنهاد دادند. نتایج بهینه‌سازی نشان داد که چرخه پیشنهادی در حالت بهینه بر اساس توابع هدف انتخاب شده، مطلوب عمل می‌کند. علاوه بر این، می‌توان راندمان حرارتی را برای چرخه پیشنهادی با توجه به فشار مولد بخار، دمای مولد بخار و دمای منبع گرما به حداکثر رساند. همچنین، نشان داده شده است که اجکتور سهم اصلی را در تلفات انرژی دارد که توسط کندانسور دنبال شده است. همچنین، مقیمی و همکاران [9]، عملکرد یک پیکربندی جدید از یک سیکل ترکیبی سرمایش، گرمایش و برق که شامل یک سیکل برایتون، یک سیکل رانکین، یک سیکل تبرید اجکتوری و یک آبگرمکن خانگی با استفاده از انرژی مورد بررسی قرار گرفته دادند. تجزیه و تحلیل انرژی - اقتصادی نتایج نشان می‌دهد که چرخه تولید توان و تبرید در مقایسه با یک چرخه ساده برایتون دارای انرژی و بازده انرژی بیشتری است. با مقایسه چرخه تولید همزمان توان و قدرت با چرخه برایتون متناظر، مشخص شد که چرخه تولید همزمان نسبت به چرخه برایتون، بازده انرژی (۷٪) و بازده انرژی (۱۲٪) بالاتری دارد. لی و همکاران [10]، عملکرد یک سیستم ترکیبی رانکین بخار و آلی را با محرک انرژی خورشیدی از منظر انرژی و انرژی مورد بررسی قرار دادند. در این تحقیق بخار به طور مستقیم در کلکتور خورشیدی تولید و به منبسط کننده اسکرو جهت تولید قدرت فرستاده شد. همچنین از دفع گرمای کندانسور سیکل بالایی به عنوان محرک سیکل پایینی استفاده گردید. نتایج حاکی از بازده در رنج ۱۳/۶۸

تا ۱۵/۶۲ درصد برای سیستم ترکیبی بود. بلوس و همکاران [11] در تحقیق دیگری در سال ۲۰۱۸ عملکرد سیکل جذبی اجکتوری با محرک کلکتور سهموی خطی و تانک را از منظر انرژی و انرژی با سیکل جذبی ساده مورد مقایسه قرار دادند. نتایج حاکی از بهبود ۶۰/۹ درصدی بازده سیکل اجکتوری در دمای اواپراتور ۱۲/۵ درجه سلسیوس و دمای کندانسور ۳۰ درجه سلسیوس بود. در تحقیق حاضر عملکرد یک سیستم جدید آبشاری متشکل از سیکل رانکین بخار، سیکل تبرید جذبی و سیکل تراکمی - اجکتوری با محرک انرژی خورشیدی معرفی و از منظر انرژی و انرژی - اقتصادی مورد مطالعه و بررسی قرار می‌گیرد. عملکرد سیستم به این شکل بوده که از انرژی خورشیدی به عنوان محرک سیکل بخار، از دفع گرما در سیکل بخار به عنوان محرک سیکل جذبی استفاده شده و اواپراتور جذبی به عنوان کندانسور سیکل تراکمی عمل می‌کند. آر. جی. سوزا و همکاران [12]، یک سیستم تولید همزمان را برای دستیابی به نیازهای جزئی الکتریکی و حرارتی یک ساختمان در دانشگاه دولتی پیشنهاد کردند. این سیستم پیشنهادی شامل یک موتور احتراق داخلی (ICE)، یک چرخه رانکین آلی (ORC) و تجهیزاتی است که به عنوان سینک عمل می‌کنند. نتایج نشان داد که حالت ترکیبی می‌تواند از ۱۸/۹٪ تا ۳۷/۵٪ از تقاضای برق را برآورده کند، در حالی که حالت عادی می‌تواند از ۱۲/۴٪ تا ۲۴/۵٪ پاسخ دهد. تجزیه و تحلیل ترمودینامیکی گزارش کرد که این ترکیب باعث افزایش ۳۳/۶ درصدی در تولید توان مکانیکی، افزایش بازده انرژی تقریباً از ۴/۵ درصد به ۳۴/۵ درصد و همچنین بازده انرژی حدود ۴۰ درصد و کاهش کل انرژی تخریب شده را می‌دهد. یازی وانگ و همکارانش [13]، برای دستیابی به تأمین برق و سرمایش برای کاربران، یک سیستم خنک‌کننده و قدرت ترکیبی جدید برای استفاده از منابع گرمایی با درجه پایین، مانند گرمای زباله صنعتی، انرژی خورشیدی و انرژی زمین گرمایی پیشنهاد دادند. برای افزایش کارایی سیستم ترکیبی قدرت و خنک‌کننده سنتی، یک سیستم جدید مبتنی بر چرخه توان جذبی (APC) و سیستم تبرید اجکتوری به کمک تقویت‌کننده طراحی شده است. نتایج نشان داد که سیستم پیشنهادی به کمک کمپرسور تقویت‌کننده، بازده انرژی بالاتری نسبت به چرخه سنتی APC دارد. نتایج مدل‌سازی

نشان داد که سیستم پیشنهادی می‌تواند ظرفیت خنک‌کننده و توان خالص خروجی را با دریافت انرژی از منبع گرمایی درجه پایین فراهم کند. همچنین، اشرف و همکارانش [14]، یک سیستم ادغامی تبرید و قدرت اجکتور دو فلاش را ارائه کردند. علاوه بر این، یک تحلیل پارامتری کامل نشان داد که بازده انرژی و انرژی را می‌توان با توجه به فشار توربین و فشار اجکتور بهینه کرد. علاوه بر این، نشان داده شده است که با افزایش فشار اجکتور، دمای اواپراتور و نسبت فشار کمپرسور، کارایی انرژی و ظرفیت خنک‌کننده بالاتری به دست می‌آید. گوجویی و همکارانش [15]، با مقایسه عملکرد چهار سیستم یکپارچه خورشیدی جدید با کمک آنالیز انرژی و انرژی پرداختند. این سیستم‌ها از یک واحد یا دو واحد از یک سیستم تبرید با جذب سه‌گانه برای تولید خنک‌کننده از طریق استفاده از آب گرم به دست آمده در خروجی کلکتور خورشیدی استفاده می‌کنند. چرخه‌های قدرت بر اساس چرخه‌های رانکین آلی و کالینا هستند. در آرایش متفاوت، زمانی که یک واحد از سیستم تبرید جذبی با سیکل رانکین آلی مبتنی بر ایزوپنتان جایگزین می‌شود، بدون شک خروجی خنک‌کننده کاهش یافته، اما توان خالص سیستم با یک سیکل رانکین آلی (بر اساس ایزوپنتان) و یک چرخه کالینا افزایش می‌یابد. ذوقی و همکارانش [16]، به مطالعه بازیابی گرمای اتلافی از یک چرخه توربین گاز بازیاب، زمانی که توسط یک منبع حرارت ترکیبی متشکل از برج انرژی خورشیدی و تبدیل به گاز زیست توده هدایت می‌شود، پرداختند. این سیستم از زیرسیستم‌های برق، سرمایش، گرمایش و تولید هیدروژن تشکیل شده است. اگرچه افزایش تابش عادی مستقیم باعث کاهش جزئی در عملکرد ترمودینامیکی سیستم شده است، اما عملکرد سیستم را از نظر اقتصادی و زیست‌محیطی بهبود بخشیده است. کاو و همکارانش [17]، دو سیستم تولید همزمان مختلف برای سرمایش و تولید برق پیشنهاد دادند. یک توربین گاز و یک سیکل تبرید اجکتوری در پیکربندی‌ها استفاده می‌شود که در آن چرخه توربین گاز از بیوگاز به عنوان سوخت مورد نیاز استفاده می‌کند. نتایج نشان داده است که هم بازده انرژی و هم بازده انرژی سیکل تبرید توربین گاز/اجکتور ترکیبی مرسوم می‌تواند به ترتیب تا ۴۴/۶٪ و ۳۳/۵۴٪ بهبود یابد. احمدی و

یک سیستم بهره‌برداری مرحله‌ای از حرارت هدر رفته یک چرخه انرژی گوگرد - کربن دی اکسید با گرمایش جزئی و یک سیکل تبرید اجکتوری حرارتی را ترکیب کرد و برای بهبود عملکرد توربین گاز پیشنهاد داد. گرمای خروجی توربین گاز توسط دو بخاری گازی در چرخه قدرت و یک بخاری زباله استفاده شد. نتایج نشان داد که سیستم پیشنهادی می‌تواند بازده حرارتی و انرژی را به میزان ۲۸/۲۳ درصد و ۲/۶۵ درصد در مقایسه با چرخه عادی بهبود بخشد. همچنین غفوریان و همکارش [23] به منظور بهینه‌سازی انرژی و بهبود هزینه‌های آن، یک روش جدید برای بهبود سیستم‌های تولید همزمان قدرت و گرما و سرما با محرکه موتور گازسوز ارائه دادند. در تحقیقی دیگر قلی‌زاده و همکاران [24]، یک مطالعه طراحی یک سیستم چند نسلی پیشرفته را ارائه کردند که از پتانسیل یک توربین گازی همراه با فناوری دو تبخیرکننده دو حلقه اجکتوری، نمک‌زدایی اسمز معکوس، الکترولیز غشای تبادل پروتون و یک چرخه رانکین آلی تشکیل شده است. از طریق بهینه‌سازی دقیق، این سیستم به نتایج قابل توجهی از جمله تولید برق، ظرفیت سرمایش، ظرفیت گرمایش، تولید آب نمک‌زدا و بازده هیدروژن دست یافت که با ۹۵۷/۳ کیلووات، ۲۳۱/۴ کیلووات، ۲۷۲/۳ کیلووات، ۷/۳۳۶ کیلوگرم بر ثانیه، و ۰/۹۹ کیلوگرم در ساعت اندازه‌گیری شده است. از طریق ارزیابی دقیق، ایزوبوتن به عنوان انتخاب بهینه ظاهر شد و توان خروجی را به طور قابل توجهی در مقایسه با جایگزین‌ها بهبود بخشید. در تحقیق دیگری جواهرده و همکارانش [25]، به شبیه‌سازی سیکل رانکین بخار و آلی از منظر انرژی اقتصادی با محرکه گازهای احتراقی پرداختند. نتایج حاکی از آن بود که در حالت پایه، بازده انرژی و انرژی سیکل ترکیبی به ترتیب ۰/۲۷۸۲ و ۰/۵۲۷۹ بوده و مقدار کار خروجی و بازگشت‌ناپذیری نیز به ترتیب ۷۱۴۰۱ کیلووات و ۴۳۶۱۶۰ کیلووات شده است.

تحلیل ترمودینامیکی

تحلیل ترمودینامیکی از معادلات توازن جرم، انرژی، انرژی و انرژی تشکیل شده است که در ادامه به آن‌ها اشاره می‌شود.

همکاران [18]، یک سیستم با ادغام چرخه توربین گاز، یک مولد بخار بازیابی حرارت با فشار دوگانه، یک واحد نمک‌زدایی چند اثره، یک سیکل رانکین آلی تبرید با یک اجکتور، و یک الکترولیز غشایی مبادله پروتون پیکربندی کردند. نتایج بهینه‌سازی‌های تک هدفه نشان داد که حداکثر بازده انرژی ممکن و نرخ تولید آب شیرین به ترتیب ۷۲٪ و ۱۳۵۴ متر مکعب در روز است و کمترین نرخ هزینه کل ۶۱۱ دلار در ساعت است. مطالعه پارامتریک مقایسه‌ای نشان داد که نتیجه بهینه‌سازی سه‌هدفه از نظر اهداف و قابلیت اطمینان مطلوب است. مصطفی و همکارانش [19]، یک سیستم تبرید قدرت ترکیبی مبتنی بر زمین گرمایی و دوگانه اجکتور با استفاده از مخلوط زئوتروپیک به عنوان سیال کاری با ترکیب قابل تنظیم ارائه، بررسی و از دیدگاه انرژی - اقتصادی ارائه کردند. نتایج نشان داد که ترکیب مخلوط و فشار خروجی توربین بیشترین تأثیر را بر تخریب کل انرژی و توان خالص خروجی دارد، در حالی که دمای خروجی اواپراتور بیشترین تأثیر را بر ظرفیت تبرید دارد. نتایج بهینه‌سازی نشان داد که برای سیستم پیشنهادی، بازده انرژی و راندمان انرژی به ترتیب ۶٪ و ۹/۱۱٪ بهبود یافته است. دادپور و همکارانش [20]، سیکل تبرید اجکتور با معادلات انرژی، انرژی و اجکتور با معادله گاز دینامیکی مدل‌سازی کردند. پس از مدل‌سازی، پارامترهای مؤثر یعنی دمای خروجی کندانسور، دما و فشار ورودی به نازل ثانویه و دمای ورودی به نازل اولیه با استفاده از روش بهینه‌سازی چند هدفه بهینه شده است. مشخص شد که چرخه تبرید اجکتور انرژی الکتریکی و هزینه سرمایه‌گذاری به ترتیب ۷۴۳/۰ کیلووات و ۰/۰۰۲۸ دلار در ساعت کاهش یافته و همچنین ضریب عملکرد را ۰/۹۱۷ در مقایسه با سیستم‌های تبرید معمولی در خودرو افزایش یافته است. محمد و همکارانش [21]، با یک ادغام مؤثر بین چرخه نمک‌زدایی، رطوبت‌زدایی با آب و چرخه اجکتوری حلقه‌باز را برای تولید همزمان آب شیرین و انرژی خنک‌کننده برای خدمت به تعداد معینی از ساکنان پیشنهاد داد. علاوه بر این، یک تحلیل حساس برای تخمین تغییرات در عملکرد سیستم به دلیل عدم قطعیت شرایط عملیاتی انجام شد. این عملکرد بسیار بهتر از آثار منتشر شده قبلی بود و می‌تواند با افزایش حداکثر دمای آب دریا بیشتر بهبود یابد. یمئو جیانگ و همکارانش [22]،

شناسایی دلایل و نقاط اتلاف انرژی و مشخص کردن میزان ناکارایی سیستم‌ها بسیار مفید و کارآمد می‌باشد [28].

تخریب انرژی

معمولا محاسبه تخریب انرژی هدف اصلی در تحلیل انرژی یک سیستم می‌باشد، زیرا این عامل باعث اتلاف منابع در سیستم‌های گرمایی - شیمیایی بوده و در تحلیل انرژی معمولا روش‌ها و متدهایی برای کاهش این اتلافات بررسی و ارائه می‌گردد. موازنه انرژی می‌تواند برای تعیین نوع و بزرگی اتلاف منبع انرژی در یک جزء به کار رود و همچنین راهکارهایی برای استفاده مؤثرتر از منابع سوخت معرفی کند. برای یک سیستم در حالت یکنواخت موازنه انرژی به صورت زیر نوشته می‌شود [28]:

$$\dot{E}x_i + \dot{E}x_Q = \dot{E}x_e + \dot{E}x_w + \dot{E}x_D \quad (3)$$

به طوری که $\dot{E}x_e$ و $\dot{E}x_i$ به ترتیب نرخ جریان انرژی خروجی از سیستم و ورودی به سیستم، $\dot{E}x_Q$ نرخ انرژی متناظر با انتقال حرارت برای گرمای ورودی، $\dot{E}x_w$ نرخ انرژی متناظر با انتقال کار برای کار انجام شده توسط سیستم و $\dot{E}x_D$ برابر نرخ تخریب انرژی می‌باشد. برای هر کدام از اجزای معادله روابط زیر را خواهیم داشت [29]:

$$\dot{E}x_i = \dot{m}_i ex_i \quad (4)$$

$$\dot{E}x_Q = (1 - \frac{T_0}{T_1}) \dot{Q}_1 \quad (5)$$

$$\dot{E}x_e = \dot{m}_e ex_e \quad (6)$$

$$\dot{E}x_i = \dot{W} \quad (7)$$

$$\dot{E}x_D = T_0 \dot{S}_{gen} \quad (8)$$

$$ex = ex_{ph} + ex_{ch} \quad (9)$$

که T_0 دمای حالت مرده و $\dot{S}_{gen}$ تولید آنتروپی در اثر بازگشت‌ناپذیری‌ها در سیستم می‌باشد. همچنین ex_{ph} و ex_{ch} به ترتیب، انرژی فیزیکی و شیمیایی فرایند هستند که به صورت زیر تعریف می‌گردند، لازم به ذکر است که انرژی شیمیایی برای سوخت‌ها به صورت زیر به کار می‌رود [30]:

$$ex_{ph} = (h - h_0) - T_0(s - s_0) \quad (10)$$

معادله توازن جرم

اصل پایستگی جرم یک اصل بنیادی در هر تحلیل ترمودینامیکی می‌باشد، این اصل برای حجم کنترلی که در شکل مشاهده شده، به صورت معادله زیر است [26,27]:

$$\sum_k \dot{m}_i - \sum_k \dot{m}_e = \frac{dm_{cv}}{dt} \quad (1)$$

$\dot{m}$ دبی جرمی، زیروندهای i و e به ترتیب معرف ورود و خروج به حجم کنترل و زیروند cv نشان‌دهنده حجم کنترل می‌باشند.

معادله توازن انرژی

معادله توازن انرژی یک حجم کنترل، با تمام انرژی‌های ورودی و خروجی آن مرتبط می‌باشد. قانون اول ترمودینامیک که قانون پایستگی انرژی نیز نام دارد، به شکل زیر تعریف می‌شود [27,28]:

$$\dot{Q} - \dot{W} + \sum_i \dot{m}_i \left(h_i + \frac{v_i^2}{2} + gz_i \right) - \sum_e \dot{m}_e \left(h_e + \frac{v_e^2}{2} + gz_e \right) = \frac{dE_{cv}}{dt} \quad (2)$$

تحلیل انرژی

تحلیل انرژی یک روش تحلیلی بر مبنای قانون دوم ترمودینامیک می‌باشد که به صورت ویژه میزان کارایی را در سیستم ارزیابی می‌کند، معیارهایی برای دستیابی به کارکرد ایدئال سیستم معرفی کرده و به طور روشن‌تری دلایل و نقاط اتلاف ترمودینامیکی را معین می‌سازد. در نتیجه، تحلیل انرژی می‌تواند در بهبود عملکرد و بهینه‌سازی سیستم‌های انرژی مورد استفاده قرار گیرد. بازده انرژی معمولا گمراه کننده است زیرا معیاری برای عملکرد سیستم جهت رسیدن به حالت ایدئال را مشخص نمی‌کند. علاوه بر آن، تلفات ترمودینامیکی که در یک سیستم رخ می‌دهد، معمولا با تحلیل انرژی نمی‌تواند به طور دقیق شناسایی و ارزیابی گردد. تحلیل انرژی امکان برطرف کردن بسیاری از نواقص و کمبودهای روش تحلیل انرژی را فراهم می‌سازد. تحلیل انرژی بر پایه قانون دوم ترمودینامیک استوار است و در

دلار بر ساعت نمایش داده می شود و از رابطه زیر به دست می آید:

$$\dot{C}_i = c_i \dot{E}_i \quad (13)$$

که $\dot{E}_i$ (KW) نرخ انرژی جریانی و C_i (\$/Kw.hr) هزینه مربوط به ازای واحد انرژی می باشد. همچنین به جریانی انرژی متناظر با انتقال حرارت و کار نیز یک هزینه نسبت داده می شود [28]:

$$\dot{C}_q = c_q \dot{E}_q = c_q \dot{Q}_k (1 - \frac{T_0}{T_k}) \quad (14)$$

$$\dot{C}_w = c_w \dot{W} \quad (15)$$

موازنه هزینه

فرایند هزینه گذاری انرژی شامل معادلات موازنه هزینه ای می باشد که معمولاً برای هر یک از اجزای سیستم به صورت جداگانه نوشته می شود. یک موازنه هزینه که برای جزء k ام سیستم به کار می رود بیان می کند که هزینه کلی جریانی های خروجی برابر است با هزینه کلی جریانی های ورودی به اضافه هزینه های مرتبط با سرمایه گذاری و هزینه عملکرد و نگهداری همان جزء که به صورت زیر نوشته می شود [28]:

$$\sum (c_e \dot{E}_e)_k + c_{w,k} \dot{W}_k = c_{q,k} \dot{E}_{q,k} + \sum (c_i \dot{E}_i)_k + \dot{Z}_k \quad (16)$$

در رابطه فوق $\dot{Z}_k$ نرخ هزینه برای جزء k ام می باشد و از رابطه زیر به دست می آید:

$$\dot{Z}_k = \frac{Z_k \text{CRF} \cdot \phi}{N} \quad (17)$$

بررسی عملکرد سیستم ترکیبی

طرح شماتیکی سیستم ترکیبی در شکل (۱) و طرح شماتیکی دما - نرخ انتقال حرارت و اواپراتور در سیکل بخار به منظور به دست آوردن دماهای قسمت های مختلف مبدل حرارتی در شکل (۲) قابل مشاهده است. همان طور که در شکل مشاهده می شود روغن محرک خورشیدی در نقطه ۱ به عنوان محرک سیستم ترکیبی عمل می کند و بعد از کاهش دما در اواپراتور آلی به منظور افزایش دمای مجدد به کلکتور سهموی خطی باز می گردد. سیکل رانکین بخار نیز، سیکل چهار جزئی ساده بوده که در توربین تولید قدرت و در کندانسور دفع حرارت می کند. دفع گرمای کندانسور بخار منبع گرمایی مناسبی برای سیکل های ترمودینامیکی محرک دما پایین می باشد و در این تحقیق با افزایش دمای کندانسور بخار تا ۲۲ درجه سلسیوس از آن به عنوان محرک سیکل جذبی تک مرحله ای لیتییم بروماید - آب استفاده می گردد. همچنین همان طور که در شکل ملاحظه می شود از مبدل آبشاری به عنوان رابطه

$$ex_{mix}^{ch} = (\sum_{i=1}^n x_i ex_i^{ch} + RT_0 \sum_{i=1}^n x_i \ln x_i) \quad (11)$$

بازده انرژی بازده قانون دوم

برای دقت نظر بیشتر نسبت به چگونگی توزیع انرژی در یک فرایند، تعریف نسبت های انرژی مفید به نظر می آید. بازده انرژی پارامتری برای ارزیابی نحوه کارکرد ترمودینامیکی است و سنجش حقیقی کارایی یک سیستم انرژی را از نقطه نظر ترمودینامیکی فراهم می سازد. در تعریف بازده انرژی لازم است تا هر دو مفهوم محصول و سوخت انرژی مرتبط به سیستم شناسایی گردد. باید در نظر داشت که برای برخی سیستم های ترمودینامیکی تعریف بازده انرژی میسر نمی باشد یا حداقل هیچ مفهومی ندارد، زیرا سوخت یا محصول به وضوح شناخته شده نیستند. محصول انرژی، جریانی انرژی مفید حاصل از یک سیستم یا دستگاه است که مربوط به محصول ترمودینامیکی دستگاه می باشد. در نهایت با تعریف سوخت و محصول دستگاه به وسیله مفهوم انرژی بازده انرژی سیستم به شکل کلی زیر تعریف می شود [28]:

$$\eta_{ex} = \frac{\dot{E}_{xp}}{\dot{E}_{xf}} = 1 - \frac{\dot{E}_{xd}}{\dot{E}_{xf}} \quad (12)$$

در رابطه فوق $\dot{E}_{xp}$ و $\dot{E}_{xf}$ به ترتیب مربوط به جریانی انرژی محصول و سوخت سیستم می باشند.

تحلیل انرژی - اقتصادی

تحلیل انرژی اطلاعات مورد نیاز به منظور طراحی و بررسی عملکرد یک سیستم از دیدگاه ترمودینامیکی را در اختیار می گذارد ولی با این حال ما نیازمند هستیم که بدانیم تخریب و اتلاف انرژی در اجزای سیستم چه مقدار هزینه در پی خواهد داشت. یافتن بینش نسبت به این هزینه در بهینه سازی یک سیستم به لحاظ کارایی اقتصادی بسیار مفید خواهد بود. در تحلیل انرژی - اقتصادی از نرخ هزینه های مرتبط با هر جریان ماده یا انرژی برای محاسبه متغیرهای انرژی - اقتصادی اجزای سیستم استفاده می گردد. این متغیرها با هزینه های سرمایه گذاری و هزینه های مرتبط با ناکارآمدی های ترمودینامیکی سر و کار دارند.

هزینه گذاری انرژی

در فرایند هزینه گذاری انرژی به هر جریان یک هزینه نسبت داده می شود، نرخ هزینه مربوط به i امین جریان ماده به صورت $\dot{C}_i$

جدول ۲ مقادیر ابتدایی ورودی برای شبیه سازی اجکتور [30]

نماد	توضیح	مقدار
$\mu_{initial}$	حدس ابتدایی نسبت جرمی	۰/۰۱
$\Delta p(kPa)$	افت فشار نازل جریان مکش	۱۰
η_{mn}	بازده نازل جریان محرک	۰/۸۵
η_{sn}	بازده نازل جریان مکش	۰/۸۵
η_{ms}	بازده مخلوط کننده	۰/۹۵
η_d	بازده دیفیوزر	۰/۸۵

جدول ۴ نتایج صحت سنجی چیلر جذبی لیتییم بروماید - آب

نماد	تحقیق حاضر	فلوریدس و همکاران [۳۴]
W_{sp}	۰/۲۸۳	۰/۲۹
$Q_{abs}(kW)$	۱۳/۶۴	۱۳/۴۲
$Q_{gen}(kW)$	۱۳/۹۸	۱۴/۲
$Q_{con}(kW)$	۱۰/۶۳	۱۰/۷۸
COP	۰/۷۱۱	۰/۷۰۴

جدول ۵ موارد ورودی به منظور صحت سنجی سیکل پمپ حرارتی

اجکتوری

نماد	معرف	مقدار
$t_{rr}(^{\circ}C)$	دمای کندانسور تراکمی	۴۵
$t_{re}(^{\circ}C)$	دمای اواپراتور تراکمی	-۱۵
$\mu_{initial}$	حدس ابتدایی نسبت جرمی	۵/۵۱
$\Delta p(kPa)$	افت فشار نازل جریان مکش	۱۵
η_{mn}	بازده نازل جریان محرک	۵/۸۳
η_{sn}	بازده نازل جریان مکش	۵/۸۳
η_{ms}	بازده مخلوط کننده	۵/۲۳
η_d	بازده دیفیوزر	۵/۸۳

جدول ۶ نتایج صحت سنجی سیکل پمپ حرارتی اجکتوری

نماد	تحقیق حاضر	لی و همکاران
COP_{EVCRS}	۳/۷۱	۳/۶۶

بحث و بررسی

همچنین روابط مربوط به تحلیل انرژی - اقتصادی در اجزای مختلف سیستم ترکیبی به وسیله نرم افزار EES شبیه سازی می شود. این نرم افزار دارای یک زیرمجموعه از خواص سیالات مختلف است که با توجه به استفاده از سیالات متفاوت در قسمت های مختلف، برای شبیه سازی سیستم ترکیبی سودمند خواهد بود. در این قسمت ابتدا به منظور صحت سنجی نتایج به دست آمده، مقادیر خروجی مربوط به چیلر جذبی تک مرحله ای لیتییم بروماید - آب با نتایج مرجع [34] با موارد ورودی کاملاً یکسان مطابق شکل (۳)، در جدول (۴) مربوط به سیکل تراکمی اجکتوری با نتایج مرجع [31] با موارد ورودی کاملاً یکسان مطابق جدول (۵) در جدول (۶) مقایسه شده است. همان طور که ملاحظه می شود تطابق خوبی بین نتایج به دست آمده و نتایج مرجع مذکور وجود دارد.

جدول ۳ موارد ورودی به منظور صحت سنجی چیلر جذبی

لیتییم بروماید - آب

نماد	معرف	مقدار
$Q_{eva}(kW)$	ظرفیت اواپراتور	۱۰
$t_{re}(^{\circ}C)$	دمای اواپراتور	۶
$t_{ri}(^{\circ}C)$	دمای محلول خروجی ژنراتور	۹۰
x_{poor}	کسر جرمی محلول رقیق	۵۵
x_{rich}	کسر جرمی محلول غلیظ	۶۰
$t_{re}(^{\circ}C)$	دمای محلول خروجی مبدل بازتاب	۶۵
$t_{rr}(^{\circ}C)$	دمای بخار خروجی ژنراتور	۸۵

نتایج

نتایج حالت ورودی پایه

مقادیر خروجی مربوط به نرخ انرژی و انرژی های اجزای مختلف سیکل و همچنین بازده انرژی اجزای مختلف سیکل در جدول (۷) آمده است. همان طور که مشاهده می شود بیشترین مقدار تخریب انرژی در کلکتور خورشیدی و اواپراتور بخار رخ می دهد. همچنین بالاترین بازده انرژی مربوط به اواپراتور جذبی / کندانسور تراکمی و کمترین مقدار بازده انرژی مربوط به ایزربر جذبی و کلکتور خورشیدی است. همچنین در حالت ورودی پایه پایه کار کلی ۳۳/۲۱ کیلووات، بازگشت ناپذیری کلی ۳۳۳/۸ کیلووات و بازده انرژی کلی ۱۲/۵۳ درصد می باشد. در انتها جدول (۸) نشان دهنده نتایج انرژی - اقتصادی برای سیکل ترکیبی است. از جدول پیداست که کلکتور خورشیدی و توربین بخار باید بیشتر از سایر اجزا از منظر انرژی - اقتصادی مورد

آن می‌شود) و از سوی دیگر کاهش اختلاف دما در مبدل حرارتی (که منجر به کاهش برگشت‌ناپذیری در مبدل حرارتی می‌گردد) محقق می‌شود. همچنین مقدار هزینه واحد انرژی الکتریکی تولید شده به وسیله توربین در سیکل رانکین بخار ۳۱/۴۳ دلار بر گیگاژول می‌باشد. در انتها قابل ذکر است که مقدار کلی فاکتور انرژی - اقتصادی برای سیکل ترکیبی ۴۳/۵۲ درصد می‌باشد. این مقدار نشان‌دهنده این است که توازن نسبتاً مناسبی بین نرخ هزینه تخریب انرژی و نرخ هزینه ابتدایی سیکل ترکیبی وجود دارد.

توجه قرار بگیرند چون تقریباً بیشترین مقدار متعلق به این اجزا می‌باشد. همچنین همان طور از جدول پیداست کندانسور جذبی کمترین مقدار فاکتور انرژی - اقتصادی را داراست. مقدار به دست آمده برای جزء ذکر شده به این معنی است که قیمت تخریب انرژی بر قیمت ابتدایی غالب بوده که باعث کاهش فاکتور انرژی - اقتصادی می‌شود. در مورد چنین اجزایی در سیکل افزایش قیمت ابتدایی به منظور کاهش مقدار تخریب انرژی توصیه می‌شود. این مورد در مبدل‌های حرارتی به وسیله افزایش مساحت مبدل حرارتی (که منجر به افزایش قیمت ابتدایی

جدول ۷. مقادیر خروجی مربوط به نرخ انرژی و انرژی‌های اجزای مختلف سیکل ترکیبی و همچنین بازده انرژی

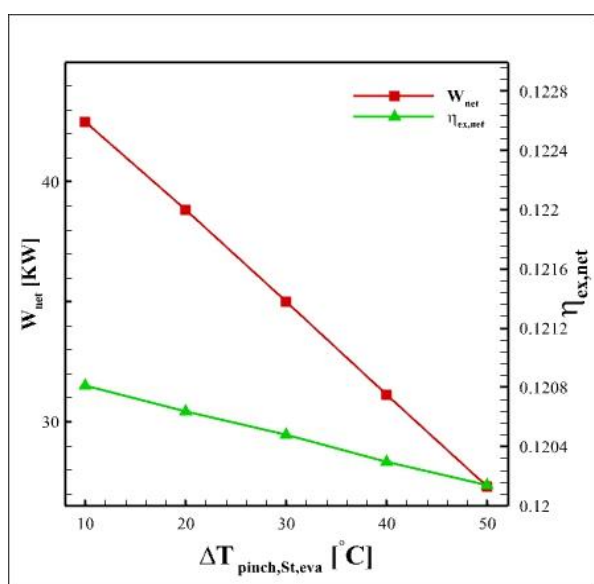
جزء	Q یا W (kW)	Ex_f (kW)	Ex_p (kW)	Ex_D (kW)	η_{ex}
کلکتور خورشیدی	۳۰۹/۱	۴۳۴/۴	۱۵۴/۴	۲۸۰	۰/۳۵۵
اوپراتور بخار	۳۰۹/۱	۱۵۴/۴	۱۳۰/۹	۲۳/۵۷	۰/۸۴۷
توربین بخار	۷۷/۷۲	۸۸/۹۱	۷۷/۷۲	۱۱/۱۹	۰/۸۷۴
پمپ بخار	۰/۸	۰/۸	۰/۶۶۹	۰/۱۳۱	۰/۸۳۶
کندانسور بخار / ژنراتور جذبی	۲۳۲/۱	۴۲/۶۹	۳۲/۴۳	۱۰/۲۶	۰/۷۵۹
کندانسور جذبی	۲۰۰/۴	۷/۱۳۷	۳/۰۷۵	۴/۰۶۲	۰/۴۳
ابزربر جذبی	۲۲۲/۴	۱۴/۳۷	۳/۴۱۲	۱۰/۹۶	۰/۲۳۷
مبدل حرارتی محلول	۲۸/۹۵	۲/۹۳۱	۲/۲۴۱	۰/۶۸۹	۰/۷۶۴
اوپراتور جذبی / کندانسور تراکمی	۱۸۹/۳	۹/۹۲۶	۹/۴۲۳	۰/۵۰۳	۰/۹۴۹
کمپرسور تراکمی	۴۰/۲۵	۴۰/۲۵	۳۳/۰۱	۷/۲۴۴	۰/۸۲
اجکتور	-	۶۰/۰۷	۵۶/۲۸	۳/۸۰۱	۰/۹۳۶
اوپراتور تراکمی	۱۴۹	۱۹/۷۲	۱۷/۱۳	۲/۵۹۶	۰/۸۶۸

جدول ۸. نتایج انرژی - اقتصادی برای سیکل ترکیبی

جزء	(\$/h)	Z (\$/h)	f (%)
کلکتور خورشیدی	۱۸/۴۲	۱۰/۱۶	۳۵/۵۶
اوپراتور بخار	۱/۵۵۱	۱/۹۹۵	۵۶/۲۶
توربین بخار	۱/۰۵۴	۶/۰۲۹	۸۵/۱۲
پمپ بخار	۰/۰۲۴	۰/۰۸۵	۷۷/۹۲
کندانسور بخار / ژنراتور جذبی	۰/۹۶۵	۳/۱۶۶	۷۶/۶۳
کندانسور جذبی	۱/۰۵۸	۰/۰۴۷	۱/۱۱
ابزربر جذبی	۲/۱۹۶	۰/۳۷۲	۱۴/۵۱
مبدل حرارتی محلول	۰/۱۵۳	۰/۱۶	۳۵/۲
اوپراتور جذبی / کندانسور تراکمی	۰/۱۳۱	۰/۶۷۷	۳۸/۷۹
کمپرسور تراکمی	۱/۳۴۲	۰/۳۸	۲۲/۰۹
اجکتور	۱/۹۹۸	-	-
اوپراتور تراکمی	۱/۴۵۷	۳/۲۳۴	۶۸/۹۵

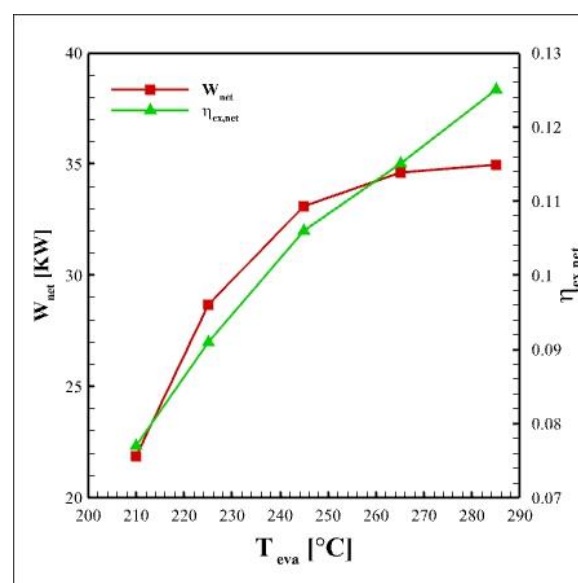
نتایج پارامتری

در این قسمت اثر تغییر نسبت فشار کمپرسور، دمای ورودی توربین گازی و دمای اواپراتور بخار را بر روی عملکرد سیستم از منظر انرژی، انرژی و انرژی و انرژی - اقتصادی بررسی شده است. توجه کنید که به منظور تحلیل پارامتری تنها پارامتر مورد نظر در بازه در نظر گرفته شده تغییر کرده و بقیه موارد ورودی در سیکل ترکیبی در حالت پایه مطابق جدول (۱) ثابت می‌مانند. شکل (۲) نشان‌دهنده تغییرات دمای اواپراتور بخار در بازه ۲۱۰ تا ۲۹۰ درجه سلسیوس بر روی کار کلی و بازده انرژی کلی است. با افزایش دمای اواپراتور بخار در محدوده در نظر گرفته شده کار کلی دارای مقدار بیشینه بوده و بازده انرژی افزایش می‌یابد. افزایش دمای اواپراتور بخار و با نوشتن رابطه پایداری انرژی در اواپراتور و کلکتور خورشیدی باعث کاهش دبی سیکل بخار و کاهش مساحت مورد نیاز کلکتور خورشیدی شده است. از سوی دیگر کاهش دبی بخار منجر به کاهش دبی بخش‌های مختلف سیستم ترکیبی و کاهش کار مورد نیاز کمپرسور و دبی آب سرد تولیدی در اواپراتور سیکل تراکمی اجکتوری را نتیجه داده است. در مورد کار کلی، تأثیر متناقض کاهش دبی بخار و افزایش اختلاف آنتالپی توربین باعث ایجاد بیشینه برای کار کلی شده است. اما در مورد بازده انرژی، کاهش مساحت مورد نیاز کلکتور در مخرج کسر رابطه بازده، افزایش آن را نتیجه داده است.

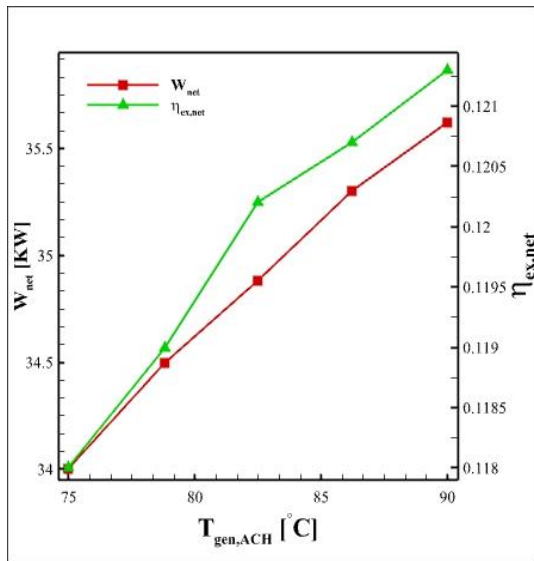


شکل ۳ اثر تغییر اختلاف دمای اواپراتور بخار بر روی کار کلی و بازده انرژی کلی

در شکل (۴) اثر تغییر دمای کندانسور بخار بر روی کار کلی و بازده انرژی کلی قابل مشاهده است. همان طور که در شکل ملاحظه می‌شود با افزایش دمای کندانسور در محدوده مورد بررسی، کار و بازده انرژی کلی کاهش می‌یابد. در این مورد با ثابت ماندن دبی سیکل بخار، عامل اصلی کاهش کار خروجی کلی، کاهش اختلاف آنتالپی توربین بخار و کاهش کار خروجی سیکل بخار می‌باشد که کاهش کار کلی و بازده انرژی کلی را حاصل می‌دهد. در این حالت افزایش دمای کندانسور بخار با نوشتن رابطه پایداری انرژی در اواپراتور بخار و کندانسور بخار، به ترتیب کاهش اندک مساحت مورد نیاز کلکتور و افزایش دبی

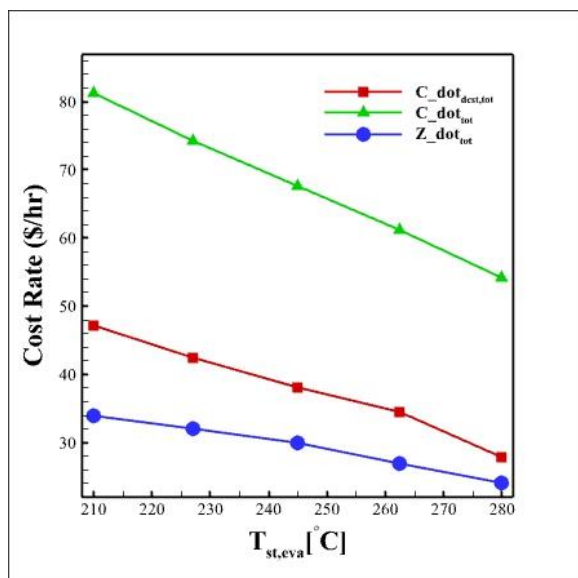


شکل ۲ اثر تغییر دمای اواپراتور بخار بر روی کار کلی و بازده انرژی کلی



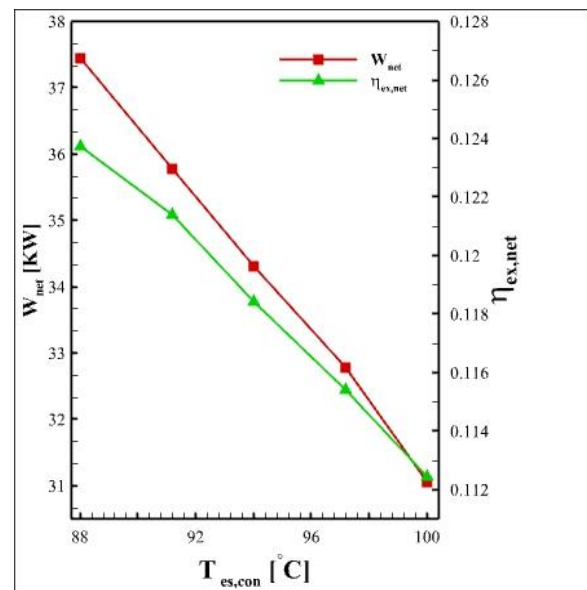
شکل ۵ اثر تغییر دمای ژنراتور جذبی بر روی کار کلی و بازده اگزرژی کلی

در شکل (۶) اثر تغییر دمای اواپراتور بخار بر روی نرخ‌های هزینه قابل مشاهده است. همان طور که در شکل (۶) ملاحظه می‌شود، افزایش دمای اواپراتور، کاهش تمامی نرخ‌های هزینه را در پی دارد. در این مورد همان طور که قبلاً توضیح داده شده، افزایش دمای اواپراتور باعث کاهش مساحت مورد نیاز کلکتور و دبی بخش‌های مختلف سیستم ترکیبی شده که کاهش نرخ هزینه ابتدایی و هزینه تخریب اگزرژی تمامی اجزای سیستم ترکیبی را نتیجه می‌دهد.



شکل ۶ اثر تغییر دمای اواپراتور بخار بر روی نرخ‌های هزینه

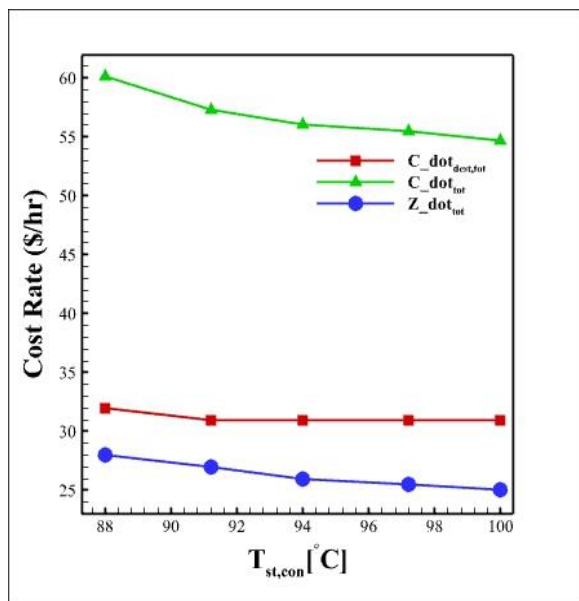
جریان اصلی سیکل جذبی را حاصل می‌کند. از سوی دیگر افزایش دبی جریان اصلی چیلر جذبی، افزایش دبی سیکل تراکمی ابکتوری و افزایش برودت خروجی را حاصل می‌دهد. در انتها در رابطه بازده اگزرژی، علی‌رغم کاهش مساحت مورد نیاز کلکتور و افزایش برودت تولیدی، کاهش کار مورد نیاز کلی باعث کاهش بازده اگزرژی می‌شود.



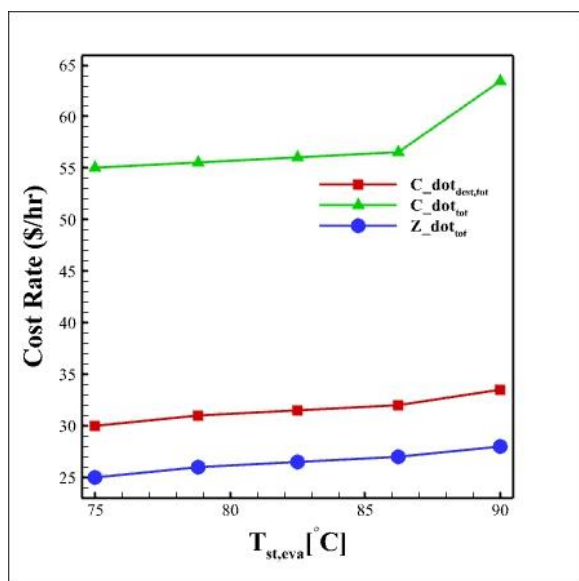
شکل ۴ اثر تغییر دمای کندانسور بخار بر روی کار کلی و بازده اگزرژی کلی

در شکل (۵) اثر تغییر دمای ژنراتور سیکل جذبی بر روی کار کلی و بازده اگزرژی کلی قابل مشاهده است. همان طور که در شکل ملاحظه می‌شود افزایش دمای ژنراتور در محدوده مورد نظر باعث افزایش کار خروجی کلی و بازده اگزرژی می‌شود. در این مورد افزایش دمای اواپراتور با نوشتن رابطه پایداری انرژی در کندانسور بخار/ ژنراتور جذبی، کاهش دبی جریان اصلی عبوری از سیکل جذبی را نتیجه می‌دهد که کاهش دبی جریانات مختلف در سیستم به جز دبی سیکل بخار را حاصل می‌کند. کاهش دبی عبوری، کاهش کار مورد نیاز پمپ محلول و کمپرسور تراکمی را باعث شده که افزایش کار کلی خروجی را حاصل می‌کند. این افزایش در رابطه بازده اگزرژی نیز اثر غالب داشته که علی‌رغم کاهش برودت تولیدی، باعث افزایش بازده اگزرژی کلی می‌شود.

و در اکثر اجزای سیکل جذبی و تراکمی کاهش می‌یابد. اما افزایش قابل توجه نرخ هزینه ابتدایی در ژنراتور جذبی باعث افزایش نرخ هزینه ابتدایی کلی می‌گردد. اما در مورد نرخ هزینه تخریب انرژی‌زایی تقریباً عکس حالت فوق اتفاق می‌افتد یعنی نرخ هزینه تخریب انرژی‌زایی تمامی اجزای سیکل جذبی و تراکمی به جز ژنراتور افزایش یافته که افزایش نرخ هزینه تخریب انرژی‌زایی نرخ هزینه کلی را نتیجه می‌دهد.

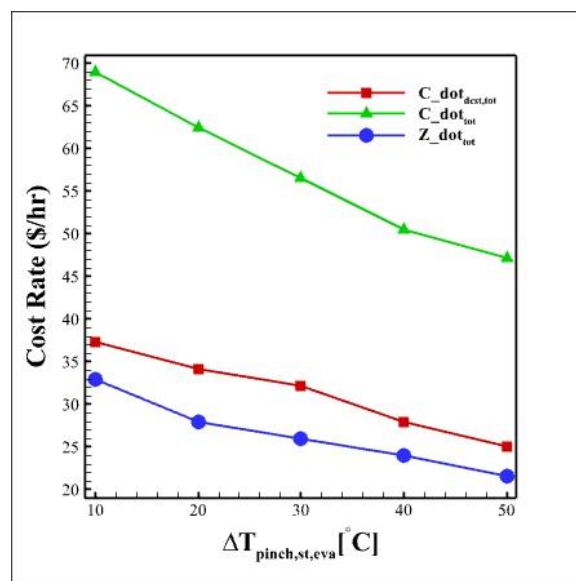


شکل ۸ اثر تغییر دمای کندانسور بخار بر روی نرخ‌های هزینه



شکل ۹ اثر تغییر دمای ژنراتور سیکل جذبی بر روی نرخ‌های هزینه

شکل (۷) نشان‌دهنده تغییرات مؤلفه‌های اقتصادی سیستم بر اساس اختلاف دمای اواپراتور بخار قابل مشاهده است. در این حالت افزایش اختلاف دمای اواپراتور، مانند حالت قبل کاهش تمامی هزینه‌ها را نتیجه می‌دهد. در این مورد افزایش اختلاف دما، کاهش مساحت کلکتور و دبی تمامی جریان‌های سیکل ترکیبی را باعث می‌شود که کاهش تمامی نرخ‌های هزینه را در پی دارد.



شکل ۷ اثر تغییر اختلاف دمای اواپراتور بخار بر روی نرخ‌های هزینه

در شکل (۸) اثر تغییر دمای کندانسور بخار بر روی نرخ‌های هزینه قابل مشاهده است. در این مورد نیز همان طور که در شکل (۹) ملاحظه می‌شود، کاهش دمای کندانسور، کاهش اندک تمامی نرخ‌های هزینه را باعث می‌شود. در این حالت کاهش نرخ هزینه ژنراتور جذبی و کلکتور خورشیدی عامل مؤثر در کاهش نرخ هزینه ابتدایی بوده و در مورد نرخ هزینه تخریب انرژی‌زایی، افزایش دمای کندانسور تأثیر پیچیده و متناقضی در اجزای مختلف سیکل جذبی و تراکمی گذاشته که در نهایت کاهش اندک آن را باعث می‌شود. نرخ هزینه کلی نیز در اثر کاهش دو ترم مختلف آن، کاهش می‌یابد.

در شکل (۹) اثر تغییر دمای ژنراتور سیکل جذبی بر روی نرخ‌های هزینه قابل مشاهده است. در این حالت همان طور که در شکل ملاحظه می‌شود، افزایش دمای ژنراتور باعث افزایش تمامی نرخ‌های هزینه می‌گردد. در مورد نرخ هزینه ابتدایی، این نرخ هزینه در کلکتور خورشیدی و اجزای سیکل بخار ثابت مانده

نتیجه گیری

در این تحقیق سیکل آبشاری تولید همزمان متشکل از سیکل رانکین بخار، سیکل تبرید جذبی و سیکل تراکمی اجکتوری با محرک کلکتور خورشیدی سهموی خطی از منظر انرژی، انرژی، اقتصادی و انرژی - اقتصادی شبیه سازی گردید. بعد از بررسی نتایج در حالت ورودی پایه، تحلیل پارامتری به منظور بررسی تأثیر موارد مختلف بر روی نتایج انرژی، انرژی، اقتصادی و انرژی - اقتصادی انجام گردید. نتایج این تحقیق حاکی از آن بود که:

۱. در حالت ورودی پایه کار کلی ۳۵/۲۱ کیلووات، و بازگشت ناپذیری کلی ۳۶۵/۸ کیلووات و بازده انرژی کلی ۱۲/۰۵ درصد می باشد.
۲. بیشترین مقدار تخریب انرژی در کلکتور خورشیدی و اواپراتور سیکل بخار رخ می دهد.
۳. کلکتور خورشیدی و توربین سیکل بخار به عنوان اجزایی معرفی می شوند که باید بیشتر از سایر اجزا از منظر انرژی اقتصادی مورد توجه قرار بگیرند چون تقریباً بیشترین مقدار $Z_k + C_D$ متعلق به این اجزا می باشد.
۴. نتایج تحلیل پارامتری حاکی از آن است که افزایش دمای اواپراتور بخار باعث ایجاد بیشینه برای کار کلی، افزایش بازده انرژی و کاهش تمامی هزینه ها شده و در مجموع تأثیر مثبتی بر روی عملکرد سیستم ترکیبی دارد.
۵. افزایش اختلاف دمای پمپ اواپراتور بخار باعث کاهش کار خروجی، بازده انرژی و نرخ هزینه کلی می شود.
۶. افزایش دمای کندانسور بخار نیز باعث کاهش کار خروجی،

بازده انرژی و نرخ هزینه کلی می شود.

۷. افزایش دمای ژنراتور جذبی باعث افزایش کار خروجی، بازده انرژی و نرخ هزینه کلی می شود.

۸. در بین موارد مورد بررسی تغییر دمای و اختلاف دمای پمپ اواپراتور بخار، تأثیر بیشتر و تغییر دمای ژنراتور جذبی تأثیر کمتری بر روی کار خروجی و بازده انرژی دارد.

واژه نامه

Rankine	رانکین
Cycle	سیکل
PTC	کلکتور سهموی خطی
Energy	انرژی
Exergy	انرژی
Ejector	اجکتور
Algorithm	الگوریتم
Condenseur	کندانسور
Evaporator	اواپراتور
Pump	پمپ
ICE	موتور احتراق داخلی چرخه رانکین آلی
ORC	چرخه توان جذبی
Kalina	کالینا
Control Volume	حجم کنترل

تقدیر و تشکر

مراجع

- [1] E. Bellos, C. Tzivanidis & K.A. Antonopoulos, "Exergetic, energetic and financial evaluation of a solar driven absorption cooling system with various collector types", *Applied Thermal Engineering*, Vol. 102, No. 7, Pp. 49-59, (2016). <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2017.01.041>
- [2] N. Nazari, P. Heidarnajad & S. Porkhial, "Multi-objective optimization of a combined steam-organic Rankine cycle based on exergy and exergoeconomic analysis for waste heat recovery application", *Energy Conversion and Management*, Vol. 127, No. 3, Pp. 66-79, (2016). <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2016.09.022>
- [3] A. Kardgar, "Evaluation of an integrated solar-geothermal energy system to provide power, heat and cooling", *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, Vol. 34, No. 4, Pp. 19-34, (2023). <https://doi.org/10.22067/jacsm.2022.76152.1108>

- [4] Y. Zhou, Y.Wu, F.Li & L.Yu , "Performance analysis of zeotropic mixtures for the dual-loop system combined with internal combustion engine", *Energy Conversion and Management*, Vol. 118, No. 40, Pp. 6-14, (2016).
<https://doi.org/10.1016/j.enconman.2016.04.006>
- [5] D.Wu, L.Aye, T.Ngo & P.Mendis, "Optimization and financial analysis of an organic Rankine cycle cooling system driven by facade integrated solar collectors", *Applied Energy*, Vol. 185, No. 1, Pp. 72-82, (2017).
<https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2016.10.071>
- [6] B.Patel , N.B. Desai & S.Kachhwaha, "Optimization of waste heat based organic Rankine cycle powered cascaded vapor compression-absorption refrigeration system", *Energy Conversion and Management*, Vol. 154, No. 5, Pp. 76-90, (2017). <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2017.11.045>
- [7] R.Lizarte, M.Palacios-Lorenzo & J.Marcos, "Parametric study of a novel organic Rankine cycle combined with a cascade refrigeration cycle (ORC-CRS) using natural refrigerants", *Applied Thermal Engineering*, Vol. 127, No. 3, Pp. 78-89, (2017). <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2017.08.063>
- [8] H.Ghaebi, T.Parikhani, H.Rostamzadeh & B. Farhang, "Thermodynamic and thermoeconomic analysis and optimization of a novel combined cooling and power (CCP) cycle by integrating of ejector refrigeration and Kalina cycles", *Energy*, Vol. 139, Pp. 262-276, (2017). <https://doi.org/10.1016/j.energy.2017.07.154>
- [9] M.Moghim, M.Emadi , P. Ahmadi & H. Moghadasi, "4E analysis and multi-objective optimization of a CCHP cycle based on gas turbine and ejector refrigeration", *Applied Thermal Engineering*, Vol. 141, Pp. 516-530, (2018).
<https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2018.05.075>
- [10] J.Li, P.Li, G. Pei , J.Z. Alvi & J. Ji , "Analysis of a novel solar electricity generation system using cascade Rankine cycle and steam screw expander", *Applied Energy*, Vol. 165, No. 6, Pp. 27-38, (2016).
<https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2015.12.087>
- [11] E. Bellos, C. Tzivanidis, "Parametric analysis and optimization of a cooling system with ejector-absorption chiller powered by solar parabolic trough collectors", *Energy Conversion and Management*, Vol. 168, No. 3, Pp. 29-42, (2018). <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2018.05.024>
- [12] R. J. Souza, C. A. C. Dos Santos, A. A. V. Ochoa, A. S. Marques, J. L. M. Neto & A.P. S. Michima, "Proposal 3E (energy, exergy, and exergoeconomic) assessment of a cogeneration system using an organic Rankine cycle and an Absorption Refrigeration System in the Northeast Brazil: Thermodynamic investigation of a facility case study", *Energy Conversion and Management*, Vol. 217, (2020). <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2020.113002>
- [13] Y. Wang, T. Chen, Y. Liang, H. Sun & Y. Zhu, "A novel cooling and power cycle based on the absorption power cycle and booster-assisted ejector refrigeration cycle driven by a low-grade heat source: Energy, exergy and exergoeconomic analysis", *Energy Conversion and Management*, Vol. 204, No. 11, Pp. 21-23, (2020).
<https://doi.org/10.1016/j.enconman.2019.112321>
- [14] M. A. Ashraf, Z. Liu, C. Li, W. X. Peng & H. Ghaebi, "Proposal and comprehensive analysis of an innovative CCP plant based on an internal integration of double flash power system and ejector refrigeration cycle", *Energy Conversion and Management*, Vol. 203, No. 11, Pp. 22-32 , (2020). <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2019.112232>
- [15] T. K. Gogoi & P. Hazarika, "Comparative assessment of four novel solar based triple effect absorption refrigeration

- systems integrated with organic Rankine and Kalina cycles", *Energy Conversion and Management*, Vol. 226, No. 11, Pp. 35-61, (2020). <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2020.113561>
- [16] M. Zoghi, H. Habibi, A. Y. Choubari & M. A. Ehyaei, "Exergoeconomic and environmental analyses of a novel multi-generation system including five subsystems for efficient waste heat recovery of a regenerative gas turbine cycle with hybridization of solar power tower and biomass gasifier", *Energy Conversion and Management*, Vol. 228, (2021). <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2020.113702>
- [17] Y. Cao, H. A. Dhahad, H. M. Hussen & T. Parikhani, "Proposal and evaluation of two innovative combined gas turbine and ejector refrigeration cycles fueled by biogas: Thermodynamic and optimization analysis", *Renewable Energy*, Vol. 181, Pp. 749-764, (2022). <https://doi.org/10.1016/j.renene.2021.09.043>
- [18] P. Ahmadi, I. Fakhari & M. A. Rosen, "A comprehensive approach for tri-objective optimization of a novel advanced energy system with gas turbine prime mover, ejector cooling system and multi-effect desalination", *Energy*, Vol. 254, (2022). <https://doi.org/10.1016/j.energy.2022.124352>
- [19] A. H. Mosaffa, "A new combined power and dual ejector refrigeration system using zeotropic mixtures with composition adjustable driven by geothermal resource: An exergoeconomic performance evaluation", *Geothermics*, Vol. 108, No. 10, Pp. 26-29, (2023). <https://doi.org/10.1016/j.geothermics.2022.102629>
- [20] D. Dadpour, M. Gholizadeh, E. Lakzian, M. Delpisheh & H. D. Kim, "Vehicle refrigeration modification using an ejector: optimization and exergoeconomic analysis", *Journal of the Taiwan Institute of Chemical Engineers*, Vol. 148, (2023). <https://doi.org/10.1016/j.jtice.2023.104875>
- [21] M. R. H. J. Spitzenberger, S. K. Mohammadian & H. Ma, "Exergoeconomic analysis of an integrated humidification-dehumidification desalination/open-cycle ejector system for freshwater and cooling energy production", *Energy Conversion and Management*, Vol. 276, No. 11, Pp. 63-65, (2023). <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2022.116563>
- [22] Y. Jiang, Y. Ma, F. Han, Y. Ji, W. Cai & Z. Wang, "Assessment and optimization of a novel waste heat stepped utilization system integrating partial heating sCO₂ cycle and ejector refrigeration cycle using zeotropic mixtures for gas turbine", *Energy*, Vol. 265, (2023). <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2022.116563>
- [23] Gaforian, H. Niazmand, "Optimization of Combined Cooling Heating and Power System (CCHP) by a Novel Hybrid Method", *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, Vol. 30, No. 1, Pp. 61-78, (2019). <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v30i1.60627>
- [24] T. Gholizadeh, H. Ghiasirad, A. Skorek-Osikowska & A. Arabkoohsar, "Techno-economic optimization and working fluid selection of a biogas-based dual-loop bi-evaporator ejector cooling cycle involving power-to-hydrogen and water facilities", *International Journal of Hydrogen Energy*, (2024). <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2024.04.104>
- [25] K. Javaherdeh, M. Zoghi, Alizadeh, "Simulation of combined steam and organic rankine cycle from energy and exergoeconomic point of view with exhaust gas source", *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 16, No. 7, Pp. 308-316, (2016). <http://dorl.net/dor/20.1001.1.10275940.1395.16.7.13.8>
- [26] P. Ahmadi, "Modeling, analysis and optimization of integrated energy systems for multigeneration purposes", Doctor of Philosophy (PhD), Faculty of Engineering and Applied Science, University of Ontario Institute of Technology,

- (2013).
- [27] A. Bejan, E. Mamut, *Thermodynamic optimization of complex energy systems*, Springer Science & Business Media, (2012).
- [28] I. Dincer, and M.A. Rosen, "Exergy: energy, environment and sustainable development", *Applied Energy*, Vol. 64, No. 1-4, Pp. 427-440, (2012). [https://doi.org/10.1016/S0306-2619\(99\)00111-7](https://doi.org/10.1016/S0306-2619(99)00111-7)
- [29] P. Ahmadi, I. Dincer, "Thermodynamic analysis and thermoeconomic optimization of a dual pressure combined cycle power plant with a supplementary firing unit", *Energy Conversion and Management*, Vol. 52, No. 2, Pp. 296-308, (2011). <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2010.12.023>
- [30] L. Liu, Z. Li, Y. Jing & S. Lv, "Energetic, economic and environmental study of cooling capacity for absorption subsystem in solar absorption-subcooled compression hybrid cooling system based on data of entire working period", *Energy Conversion and Management*, Vol. 167, No. 1, Pp. 65-75, (2018). <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2018.04.102>
- [31] H. Li, F. Cao, X. Bu, L. Wang, & X. Wang, "Performance characteristics of R1234yf ejector-expansion refrigeration cycle", *Applied energy*, Vol. 121, No. 9, Pp. 6-10, (2014). <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2014.01.079>
- [32] FA, Al-Sulaiman, "Exergy analysis of parabolic trough solar collectors integrated with combined steam and organic Rankine cycles", *Energy Conversion and Management*, Vol. 77, No. 44, Pp. 1-9, (2014). <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2013.10.013>
- [33] FA. Boyaghchi, M. Mahmoodnezhad, V. Sabeti, "Exergoeconomic analysis and optimization of a solar driven dual-evaporator vapor compression-absorption cascade refrigeration system using water/CuO nanofluid", *Journal of Cleaner Production*, Vol. 139, No. 9, Pp. 70-85, (2016). <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2016.08.125>
- [34] G. Florides, S. Kalogirou, S. Tassou, & L. Wrobel, "Design and construction of a LiBr–water absorption machine", *Energy Conversion and Management*, Vol. 44, No. 2, Pp. 483-508, (2003). [https://doi.org/10.1016/S0196-8904\(03\)00006-2](https://doi.org/10.1016/S0196-8904(03)00006-2)

Fixing the Defects of Burn mark and Short shot by Reducing the Clamping Force in the Production Process of Bushing 63 by Numerical and Statistical Methods*

Research Article

Ali Jafarzadeh¹, Ghasem Azamirad² , Roya Soltani³, Alireza Mollaei⁴

 [10.22067/jacsm.2024.88357.1264](https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.88357.1264)

Abstract

The plastic injection process is useful for the mass production of complex parts due to its low cost and high efficiency. In this process, burn mark and short shot in the produced part are the first effective factors in rejecting or accepting it from the operator's point of view. In this research, bushing 63 piece made of UPVC has been investigated. Validated simulation is a low-cost alternative to experimentally performing the process to determine optimal values. Process parameters that can be changed on the injection machine are considered as input parameters. From the data screening method, the parameters affecting the process are identified. By the response surface method and variance analysis, respectively, to fix the considered defects with the minimum amount of clamping force required. Finally, the predicted output values from the CCD method, when compared with the simulation results, showed an average error of 6.03%, and as a result, it confirms the accuracy of the conducted research.

Keywords: Simulation of plastic injection process, Burn mark defect, Short shot defect, Clamping force, Statistical analysis.

1- Introduction

Injection molding is a suitable and widely used method to produce polymer parts, constituting 32% of plastic part production. Several notable advantages of plastic products over metals are high corrosion resistance, high strength-to-weight ratio, and ease of processing [1]. Clamping force is one of the key factors influencing the selection of an injection molding machine, as it is necessary to prevent two halves of the mold from closing and withstand pressure during injection. A lower clamping force results

in higher productivity and lower cost. The tie bars of the structure are deformed elastically to generate this force [2].

Elimination of various defects in the manufactured part, such as warpage, low weld line strength, and sink marks, is necessary to increase efficiency and maintain consistent product quality. However, the most common defects in UPVC fittings are short shot and burn mark defects. Evaluating these defects in the injection molding process is complex. Within the authors' search scope, no research was found that simultaneously examined these three influential outputs on production efficiency. Improper adjustment of input parameters on the injection machine can easily lead to the emergence of these defects in the process [3, 4].

The aim of this article is to find the values of process parameters to eliminate short shot and burn mark defects while minimizing the clamping force with Moldflow software simulation and statistical analysis. The problem inputs consist of six process parameters that can be adjusted on the injection machine: melt temperature, cooling time, packing time, holding pressure, injection pressure, and injection time. The value of the last heating element at the injection nozzle tip is the melt temperature. The problem outputs are maximum mold clamping force, short shot defect, and maximum melt flow front temperature inside the mold.

These defects were first found in the workshop and simulated using Moldflow software to see if the intended defects were also present. Therefore, the simulation model was validated and accurate. Using a validated simulation as the first step in the optimization process eliminates the need for trial and error to find optimal input parameter values through experimental processes. A design of experiment using the Plackett-Burman method was

*Manuscript received June 2, 2024. Revised September 3, 2024, Accepted October 23, 2024.

¹ Master Student, Department of Mechanical Engineering, Yazd University, Yazd, Iran.

² Corresponding author, Assistant Professor, Department of Mechanical Engineering, Yazd University, Yazd, Iran.

Email: azamirad@yazd.ac.ir

³ Senior Quality Control Specialist, Yazd Poolica Industrial Co., Yazd, Iran.

⁴ Department of Civil and Mechanical Engineering, Technical University of Denmark, Kgs. Lyngby, Denmark.

subsequently conducted to determine the effect of input parameters on the output. After identifying the significant factors, a response surface method (RSM) based on the central composite design (CCD) type was carried out. Subsequently, polynomial equations for each response were derived using the Analysis of Variance (ANOVA) method. Finally, a simulation with optimal input values was conducted to evaluate the accuracy of the employed method, demonstrating appropriate and acceptable results.

2- Finite Element Method

The part under examination is a 63 mm bushing made of UPVC. Fig. 1 shows the part modeled using SolidWorks software. Experimental tests were conducted using an injection machine with a 220-ton clamping force. The plastic injection process for the part with a two-cavity mold was simulated using Moldflow software. The UPVC material used within the software was selected with the trade name Benvic IR705. The overall mesh size and mesh around the gate were set to 4.5 mm and 2 mm, respectively. The process simulation type within the software was selected as Cool+Fill+Pack. The mold material in the experimental process is DIN 1.2312, for which the equivalent P20 tool steel was selected in the software. Water at 25°C was considered as the mold cooling fluid at

its inlet. In the experimental injection process, the clamping force is typically set to the maximum possible value on the machine. Experimental and simulation results indicate that a melt flow front temperature above 202°C inside the mold causes polymer burning. Figures 2 and 3 show the simulation and experimental results of the first and second tests, demonstrating similar outcomes and thus confirming the accuracy of the simulation model for the intended defects.



Fig. 1: Three-dimensional model of the 63 mm bushing

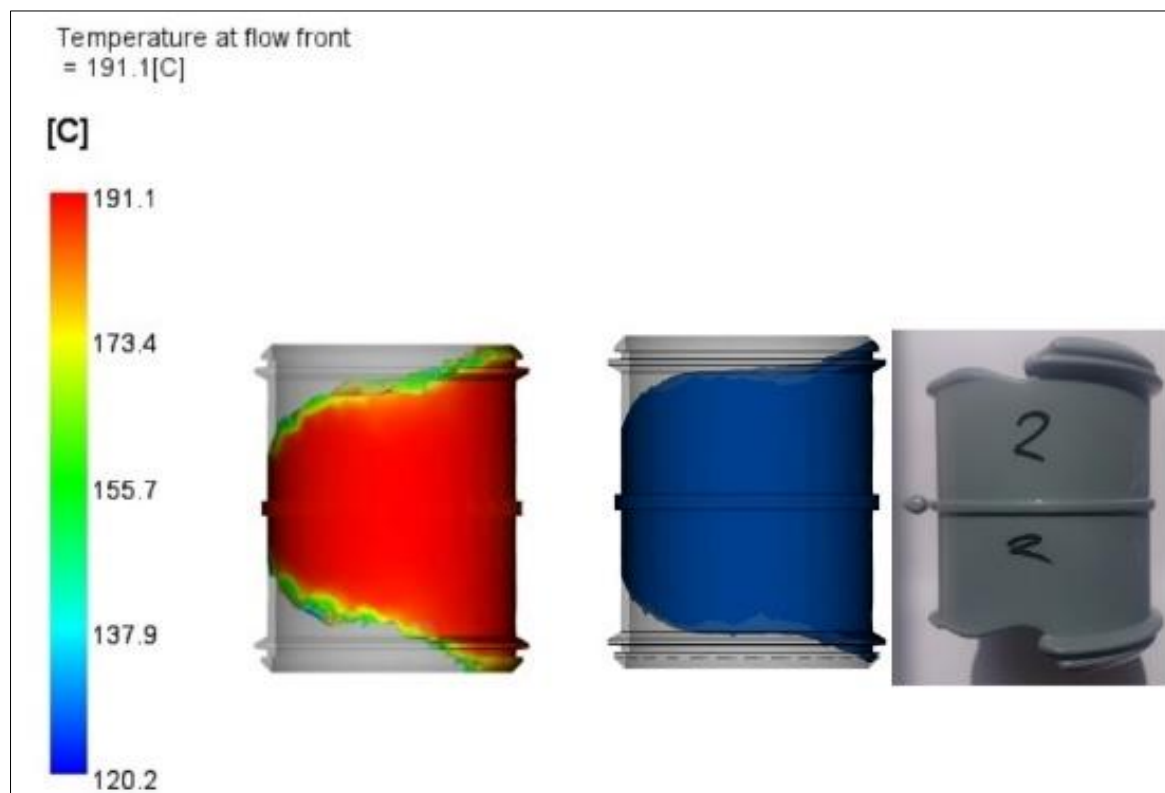


Fig. 2: Short shot defect in Experiment 1



Fig. 3: Burn mark defect in Experiment 2

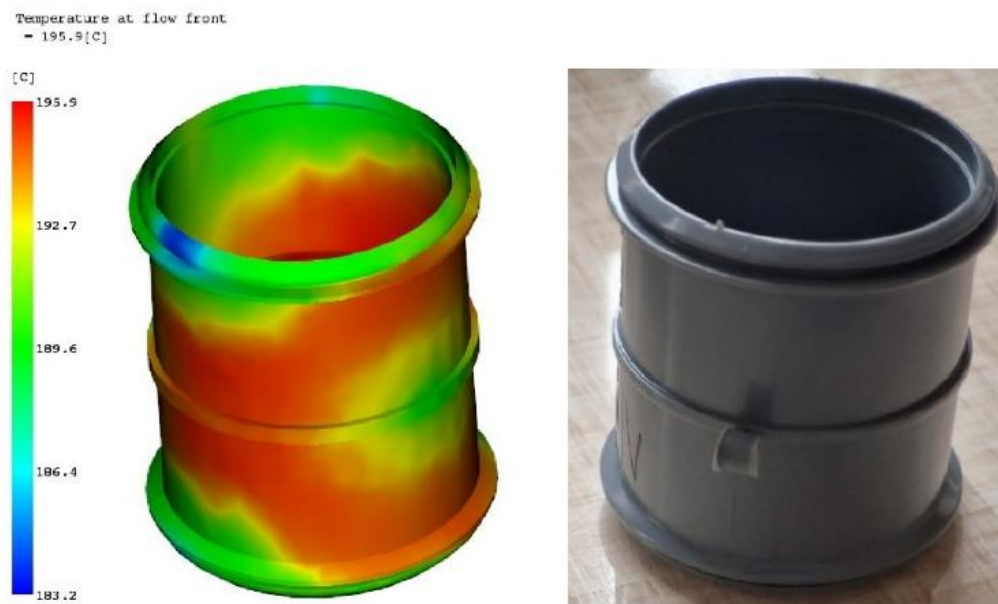


Fig. 4: Defect-free part Conclusion

3- Statistical Analysis

In this research initially conducted a two-level experimental design using the Plackett-Burman method with a 1/2 ratio to identify the significant parameters among the six input parameters. Consequently, 36 experiments were specified for simulation. The parameter ranges are presented in Table 1. After identifying the significant parameters, one insignificant factor was determined. For a more in-depth examination of the

significant parameters, an experimental design using the response surface method of the central composite design type was performed with 32 experiments and an alpha value of 2.828. The value of the insignificant factor, holding pressure, was considered constant at 64.7.

Table 1: Input parameter ranges in design of experiment

Parameter	Lower limit	Upper limit
A	191.2	194.8
B	19.85	25.15
C	4.56	8.44
D	64.70	75.30
E	126.46	133.54
F	7.3	8.7

4- Optimization

The optimal input values were determined as follows: melt temperature 188.0 (°C), cooling cycle time 29.99 (seconds), packing time 1.01 (seconds), holding pressure 64.70 (MPa), injection pressure 127.47 (MPa), and injection time 6.15 (seconds). The optimal output values, including complete mold filling, were predicted with a clamping force of 128 (tons) and a maximum melt flow front temperature of 194.6 (°C). A simulation was finally performed using the optimal values obtained from the statistical analysis, with an average error of 6.03% compared to the output values predicted from the statistical analysis. The optimal results of the statistical analysis are shown in Fig. 4 in simulated and experimental forms, which are identical.

5- Conclusion

The results of this research can be summarized as follows:

- 1- As injection pressure increases, a higher clamping force is required, while low injection pressure leads to short-shot defects. With increased injection pressure, material viscosity decreases, consequently reducing the feasibility of short-shot defects.
- 2- Excessive clamping force results in poor air ventilation and short shot defects; this finding is consistent with the results of study [1].
- 3- Increasing melt temperature and injection time raises the probability of burn mark defect.
- 4- By identifying the critical point of polymer degradation during mold injection using the finite element method, this study eliminates the need for experimental procedures—unlike previous studies [2-4], which relied on empirical approaches to investigate and resolve such defects..

References

- [1] M.-S. Huang and C.-Y. Lin, "A novel clamping force searching method based on sensing tie-bar elongation for injection molding," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 109, pp. 223–230, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2017.02.004>
- [2] S. Beheshtian Mesgaran, F. Elhami Nik, and S. E. Seyyed Mousavi, "Experimental and Numerical Analysis of Burn Marks and Shrinkage Effect on Injection Molding," in *International Manufacturing Science and Engineering Conference, American Society of Mechanical Engineers*, 2017, p. V001T02A038-V001T02A038. <https://doi.org/10.1115/MSEC2017-3009>
- [3] Y. Fukushima, T. Suzuki, K. Onda, H. Komatsu, H.

Kuroiwa, and T. Kaburagi, "Study on the online monitoring of burn marks by gas sensor," *International Journal of Automation Technology*, vol. 11, no. 1, pp. 112–119, 2017, <https://doi.org/10.20965/ijat.2017.p0112>

- [4] J. Li et al., "Reducing the burn marks on injection-molded parts by external gas-assisted injection molding," *Polymers (Basel)*, vol. 13, no. 23, pp. 1–10, 2021, doi: 10.3390/polym13234087.



رفع عیوب سوختگی و پر نشدن قالب با کاهش نیروی گیره‌بندی در فرایند تولید بوشن ۶۳ به روش عددی و آماری*

مقاله پژوهشی

علی جعفرزاده^(۱) قاسم اعظمی‌راد^(۲) رؤیا سلطانی^(۳) علیرضا مولایی^(۴)

doi 10.22067/jacsm.2024.88357.1264

چکیده فرایند تزریق پلاستیک به دلیل هزینه کم و کارایی بالا برای تولید انبوه قطعات پیچیده کاربردی است. در این فرایند، عیوب سوختگی و پر نشدن قالب در قطعه تولیدشده، اولین عامل اثرگذار در رد شدن یا قبول آن از نظر اپراتور است. در این پژوهش، قطعه بوشن ۶۳ از جنس یوپی‌وی‌سی، مورد بررسی قرار گرفته است. شبیه‌سازی صحت‌سنجی شده، رویکردی کم‌هزینه و جایگزین انجام تجربی فرایند برای تعیین مقادیر بهینه است. پارامترهای فرایندی قابل تغییر بر روی دستگاه تزریق به عنوان پارامترهای ورودی در نظر گرفته شد. از روش غربالگری داده، پارامترهای مؤثر بر فرایند شناسایی شد. سپس از روش سطح پاسخ و تحلیل واریانس به ترتیب معادله رگرسیون دقیق‌تر برای پاسخ‌ها و مقادیر بهینه پارامترهای ورودی برای رفع عیوب مد نظر با کمترین مقدار نیروی گیره‌بندی مورد نیاز به دست آمده است. در نهایت مشخص شد، مقادیر خروجی پیش‌بینی شده به روش طراحی مرکب مرکزی، میانگین خطای ۰/۳٪ با نتایج شبیه‌سازی دارند و در نتیجه، دقت پژوهش انجام شده را تأیید می‌کند.

واژه‌های کلیدی شبیه‌سازی فرایند تزریق پلاستیک، عیب سوختن، عیب پر نشدن قالب، نیروی گیره‌بندی، تحلیل آماری.

مقدمه

می‌شوند. پس از زمان سیکل خنک‌کاری، قالب باز شده و به کمک پین‌های پران، قطعه از قالب جدا می‌شود [1]. یکی از عوامل اساسی در انتخاب دستگاه ماشین تزریق، مقدار نیروی گیره‌بندی است و وظیفه آن بسته نگه‌داشتن دو نیمه قالب و تحمل فشار هنگام تزریق است و کم بودن آن منجر به بهره‌وری بالا و کاهش هزینه می‌شود. همان‌طور که در (شکل ۲) نشان داده شده است، از نقاط A تا B نشان‌دهنده مرحله آماده‌سازی است که در آن قسمت‌های قالب توسط واحد گیره‌بندی بسته می‌شوند و بستن نیمه‌های قالب باعث افزایش نیروی گیره‌بندی می‌شود و این مرحله در نقطه D تکمیل می‌شود [2]. پس از آن، مراحل پرکردن و نگهداری (Packing) قالب شروع می‌شود. نیروی گیره‌بندی با توجه به مدت زمان تزریق به مقدار حداکثر خود نزدیک می‌شود و نقطه اوج آن به دلیل رسیدن فشار تزریق به حداکثر

قالب‌گیری تزریقی، روشی مناسب و پرکاربرد برای تولید قطعات پلیمری است به طوری که ۳۲٪ از تولید قطعات پلاستیکی را به خود اختصاص داده است. محصولات پلاستیکی چندین مزیت قابل توجه مانند مقاومت بالا در برابر خوردگی، نسبت استحکام به وزن بالا و فرایندپذیری آسان‌تر در برابر فلزات دارند. در فرایند تزریق پلاستیک مطابق با شکل (۱)، ابتدا مواد پلیمری به شکل گرانول در سیلندر (Barrel) مجهز به المنت‌های حرارتی ریخته می‌شوند تا گرم شده و به دمای مذاب برسند. سپس، گرانول‌ها به دلیل سایش با یکدیگر و تماس با سیلندر و ماردون به شکل خمیری درآمده و دمای آن‌ها بالا می‌رود. مواد با حرکت چرخشی ماردون (Screw) مخلوط می‌شوند و به سمت جلوی سیلندر پیش می‌روند و سپس مواد با نیروی ماردون به داخل قالب تزریق

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۳/۱۳ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۳/۸/۵ می‌باشد.

(۱) دانشجوی کارشناسی ارشد، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه یزد، یزد.

(۲) نویسنده مسئول، استادیار، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه یزد، یزد.

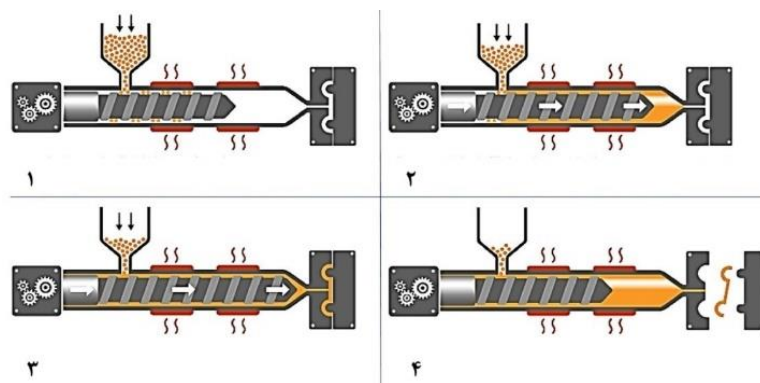
(۳) کارشناس ارشد بخش کنترل کیفیت و آزمایشگاه، شرکت تولیدی صنایع یزد پولیکا.

(۴) دانشجوی دکتری، مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی دانمارک، کپنهاگ، دانمارک.

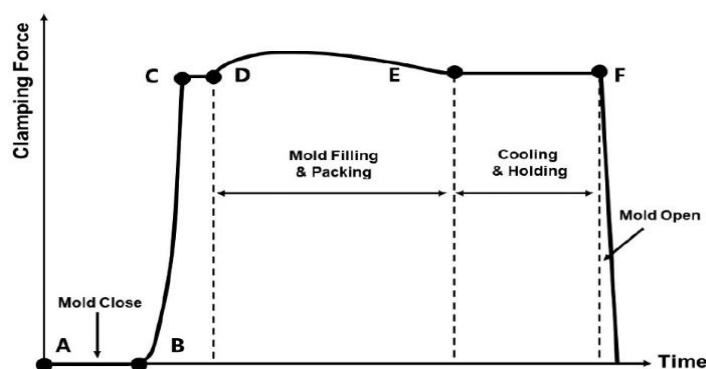
وی - جی (Wei-Jie) و پنگ (Peng) مطرح کردند که تنظیم نادرست نیروی گیربندی منجر به کیفیت پایین قطعه و کوتاه‌تر شدن طول عمر دستگاه می‌شود [4]. کیتایاما (Kitayama) و ناتسومه (Natsume)، نتیجه گرفتند که نیروی گیربندی ناکافی باعث ایجاد عیب پلیسه می‌شود و منجر به آسیب دائمی به قالب و وزن غیریکسان محصول‌ها می‌گردد [13] و همچنین تنظیم بیش از حد نیروی گیربندی منجر به عیوبی از جمله سوختگی، پر نشدن قالب و تهویه ضعیف هوا می‌شود [3]. وایبوو (Wibowo) و همکاران، عیب پر نشدن قالب در تولید روکش رادیاتور را بررسی کردند. آن‌ها با استفاده از شبیه‌سازی در نرم‌افزار مولدفلو (Moldflow) متوجه شدند که دلیل این عیب، عدم پر شدن همزمان دو حفره است. با تجزیه و تحلیل ابعاد سیستم راهگامی، این عیب را برطرف کردند [14]. ماهاجان (Mahajan) و اوله (Ulhe) عیب پر نشدن قالب در قطعه‌ای از جنس سی‌پی‌وی‌سی (CPVC) را بررسی کردند. مقادیر بهینه پارامترهای بهینه تزریق را با استفاده از روش تاگوچی (Taguchi) برای به حداقل رساندن عیب پر نشدن قالب تعیین کردند. با توجه به نتایج آن‌ها، پارامتر سرعت بسته شدن قالب، بیشترین تأثیر را بر ویژگی کیفی قطعه تولیدی داشت [15]. جان (Jan) و همکاران، تأثیر عوامل مختلف بر قطعات ساخته شده از جنس پلی‌پروپیلن و پلی‌استایرن را با روش تاگوچی بررسی کردند و متوجه شدند که دما مهم‌ترین عامل برای به حداقل رساندن انقباض است [16]. ایزدی و مصدق اثر تغییر دمای قالب در نمونه‌ای از جنس پلی‌آمید ۶ را بررسی کردند و اعوجاج نمونه را به کمک مدل کلی ماکسول (Generalized Maxwell Model) و شبیه‌سازی پیش‌بینی کردند [17]. معاونیان و همکاران، به بررسی فرایند تزریق در تولید لوله‌های سانتریفیوژ از جنس پلی‌لاکتیک اسید به جای پلی‌پروپیلن پرداختند [18]. آخوندی و همکاران با استفاده از شبیه‌سازی و تجربی، اثر ابعاد دریچه، فشار نگهداری و زمان فشار نگهداری را بر روی میزان انقباض قطعه‌ای از جنس پلی‌اکسی‌متیلن (Polyoxymethylene) بررسی کردند [19]. ابوالحسنی‌فر و همکاران با استفاده از شبیه‌سازی، تأثیر جنس قالب بر اعوجاج قطعه کاربردی در فیزیوتراپی را بررسی کردند [20]. در فرایند تجربی تزریق می‌توان دریافت، مقدار نامناسب پارامترهای فرایندی منجر به عیب پر نشدن قالب می‌شود و به ندرت در تحقیق‌های گذشته مورد بررسی قرار گرفته است.

مقدار تنظیم شده بر روی دستگاه است. سپس مرحله نگهداری تا زمان منجمد شدن دریچه برای جبران انقباض ادامه می‌یابد و دیگر مذاب به داخل حفره قالب جریان پیدا نمی‌کند. در نقطه E، مذاب جامد شده و نیروی گیربندی به پایداری می‌رسد و در نهایت نقطه F، اتمام مرحله خنک‌کاری و نگهداری را نشان می‌دهد [3,4]. شکل (۳) نشان می‌دهد که این نیرو از تغییر شکل الاستیک میله‌های مهار (Tie bars) ایجاد می‌شود [5]. برای افزایش کارایی و داشتن کیفیت محصول ثابت، حذف عیوب مختلف در قطعه تولیدی مانند تاب برداشتن (Warpage)، استحکام پایین خط جوش (Weldline) و علائم فرورفتگی موضعی (Sink marks) حائز اهمیت است، اما عیوب پر نشدن قالب (Short Shot) و سوختن (Burn mark)، متداول‌ترین عیوب در اتصالات از جنس یوپی‌وی‌سی هستند. ارزیابی این عیوب در فرایند قالب‌گیری تزریقی بسیار پیچیده است و عیب سوختن در تولید قطعات جدار نازک بیشتر اتفاق می‌افتد [6,7].

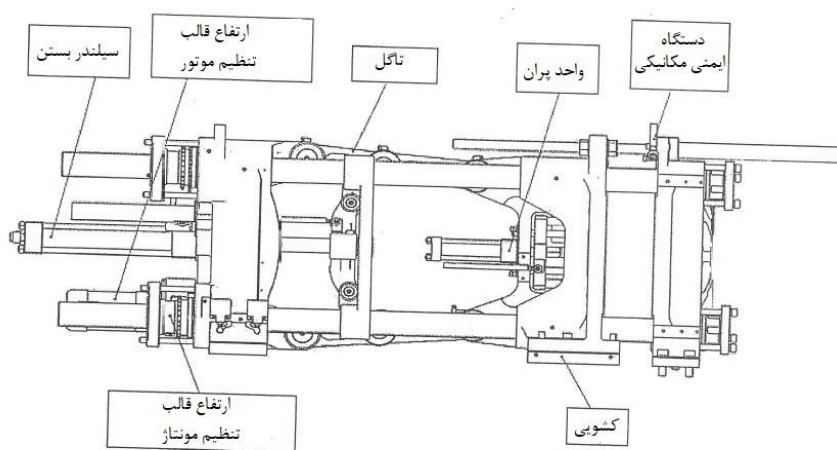
محققان با استفاده از نوآوری‌های مختلف در بهینه‌سازی مقادیر یا تغییر طراحی قالب در فرایند تزریق پلاستیک تلاش کرده‌اند تا کیفیت قطعات تولیدی را افزایش دهند. مولایی و همکاران، میزان تأثیر پارامترهای مختلف در بروز عیب پاشش جریان را با استفاده از الگوریتم‌های فراابتکاری بررسی کردند [9]. حسن و همکارانش، تحقیقی درباره تأثیر سیستم خنک‌کننده بر نرخ انقباض (Shrinkage) قطعه‌ای از جنس پلی‌استایرن در طی فرایند تزریق پلاستیک انجام دادند و متوجه شدند، کانال‌های خنک‌کننده تأثیر زیادی بر دمای نهایی و توزیع نرخ انقباض قطعات دارند [10]. یوانگ (Hwang) و همکارانش با استفاده از فرایند تزریق پلاستیک میکروسلولی، تأثیر پارامترهای مختلف بر روی انقباض یک چرخ‌دنده را مورد مطالعه قرار دادند. نتایج نشان می‌دهد، تزریق پلاستیک میکروسلولی باعث تغییر ضخامت و مقدار انقباض کمتر نسبت به تزریق پلاستیک معمولی می‌شود [11]. بهشتیان و الهامی، تأثیر قالب بر عیوب سوختن و انقباض قطعه را بررسی کرده و با اصلاح قالب به کمک قرار دادن پین بیرون‌انداز در محل مناسب، باعث کاهش عیب مورد نظر شدند [7]. یین (Yin) و همکاران، عیب تاب‌برداشتن (Warpage) را به کمک مدل شبکه عصبی پس انتشار (Back propagation) و پارامترهای فرایند شامل دمای قالب، دمای مذاب، فشار نگهداری، زمان فشار نگهداری و زمان سیکل خنک‌کاری، سنجیدند [12].



شکل ۱ مراحل تزریق پلاستیک [8]



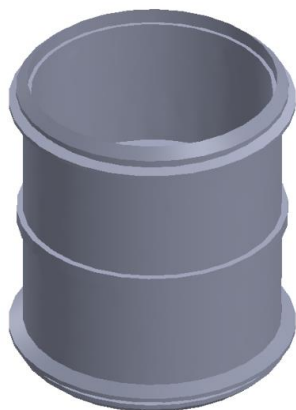
شکل ۲ تغییر نیروی گیره‌بندی در فرایند تزریق [2]



شکل ۳ واحد بستن قالب از نوع تاگل (Toggle)

پارامترهای ورودی بر روی دستگاه تزریق به راحتی منجر به پیدایش این عیوب در فرایند می‌شوند و رفع این عیوب، باعث افزایش کارایی فرایند و بهبود کیفیت محصول خواهد شد؛ لذا در این تحقیق مقدار پارامترهای فرایندی بهینه برای رسیدن به قطعه بدون عیب با کمترین نیروی گیره‌بندی لازم تعیین شدند. ابتدا

هدف اصلی این پژوهش، پیش‌بینی و رفع عیوب سوختگی و پر نشدن قالب با کاهش نیروی گیره‌بندی برای تولید قطعه پلاستیکی است و در محدوده جستجوی مؤلفان تحقیقی یافت نشد که این سه خروجی تأثیرگذار در بازدهی تولید به صورت همزمان مورد بررسی قرار گرفته باشند. تنظیم نادرست



شکل ۴ مدل سه بعدی قطعه بوشن ۶۳

جدول ۱ مشخصات ماشین تزریق

پارامتر	مقدار
حداکثر نیروی گیربندی (ton)	۲۲۰
کورس ماردون (mm)	۲۳۵
حداکثر سرعت چرخشی ماردون (rpm)	۱۷۱
قطر ماردون (mm)	۵۲
حداکثر ظرفیت قیف (L)	۸۲
ابعاد ماشین (m)	۵/۳x۱/۵x۲/۱

شبیه سازی

فرایند تزریق پلاستیک قطعه با قالب دو حفره ای به کمک نرم افزار مولدفلو شبیه سازی شد. در داخل نرم افزار جنس یوپی وی سی مورد استفاده با نام تجاری بنویک - ای - آر ۷۰۵ (Benvic IR705)، به دلیل نزدیک بودن مقدار چگالی جامد و دمای مذاب پیشنهادی تأمین کننده آن به ماده تجربی، انتخاب گردید که مشخصات آن در جدول (۲) آورده شده است. برای اعتبارسنجی و استقلال مش مدل، شبیه سازی آزمایش تجربی دوم که در بخش صحت سنجی بیان شده است، ابتدا با مش از نوع سه بعدی درشت سپس با ابعاد ریزتر انجام شد. خلاصه نتایج اعتبارسنجی مش مدل در جدول (۳) و قطعه مش بندی شده در شکل (۵) آورده شده است، بنابراین اندازه مش کلی و مش اطراف دریچه به ترتیب برابر ۴/۵ و ۲ میلی متر در نظر گرفته شد. نوع شبیه سازی فرایند داخل نرم افزار از نوع Cool+Fill+Pack انتخاب گردید. جنس قالب در فرایند تجربی از جنس DIN 1.2312 می باشد که معادل آن داخل نرم افزار از نوع فولاد ابزار P20 انتخاب شد. آب با دمای ۲۵ درجه سانتی گراد به منظور سیال خنک کار قالب در

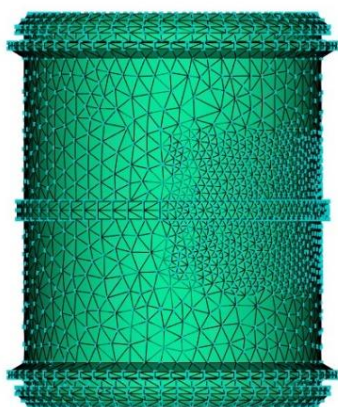
این عیوب در کارگاه شناسایی و به وسیله نرم افزار مولدفلو، فرایند شبیه سازی گردید و عیوب مد نظر در نرم افزار نیز مشاهده شد. در نتیجه اعتبار و صحت مدل شبیه سازی تأیید شد. مزیت استفاده از شبیه سازی صحت سنجی شده به عنوان گام اول فرایند بهینه سازی، نیاز به آزمون و خطا برای رسیدن به مقادیر بهینه پارامترهای ورودی به وسیله فرایند تجربی را برطرف می کند. سپس برای مشخص کردن میزان تأثیر پارامترهای ورودی بر خروجی، طراحی آزمایشی به روش پلاکت - برمن (Plackett-Burman) انجام شد. پس از مشخص شدن عامل های مؤثر، طراحی آزمایشی به روش سطح پاسخ (RSM) از نوع طراحی مرکب مرکزی (CCD) انجام شد. در ادامه برای هر پاسخ، معادلات چند جمله ای از روش تحلیل واریانس (ANOVA) به دست آمد. در نهایت برای سنجش دقت روش به کار گرفته شده، شبیه سازی با مقادیر بهینه ورودی انجام شد که نشان دهنده نتایج مناسب و قابل قبول است.

بیان مسئله و ذکر اهداف

قطعه مورد بررسی در این مطالعه، بوشن ۶۳ از جنس یوپی وی سی است که از طریق فرایند تزریق پلاستیک ساخته می شود. این قطعه کاربردی در صنعت تأسیسات و ساختمان است. شکل (۴) قطعه مدل سازی شده به کمک نرم افزار سالیدروکس (Solidworks) را نشان می دهد. آزمایش های تجربی به وسیله دستگاه تزریق با نیروی گیربندی ۲۲۰ تن انجام شده است. مشخصات فنی دستگاه در جدول (۱) ذکر شده است. هدف از این مقاله، پیدا کردن مقادیر بهینه پارامترهای فرایندی برای حذف عیوب پر نشدن قالب و سوختگی قطعه با کاهش نیروی گیربندی مورد نیاز به کمک شبیه سازی در نرم افزار مولدفلو و تحلیل آماری است. ورودی مسئله، شش پارامتر فرایندی شامل دمای مذاب، مدت زمان تزریق، مدت زمان فشار نگهداری، مدت زمان خنک کاری، فشار تزریق و فشار نگهداری است که قابل تنظیم بر روی دستگاه تزریق هستند. دمای مذاب، مقدار آخرین المنت حرارتی سر نوک نازل تزریق است. خروجی مسئله، حداکثر نیروی گیربندی قالب، عیب پر نشدن قالب و حداکثر دمای جبهه جریان مذاب در داخل قالب است که به ترتیب با پارامترهای G، H و I در متن پژوهش بیان شده اند.

جدول ۳ ابعاد مش

پیشدن کامل قالب	حداکثر دمای جبهه جریان مذاب (°C)	ابعاد مش	
		اطراف دریچه (mm)	کلی (mm)
خیر	۱۹۸/۲	۲	۶
خیر	۱۹۹/۳	۲	۵/۵
بله	۱۹۸/۶	۲	۵
بله	۲۰۲/۸	۲	۴/۵
بله	۲۰۲/۹	۲	۴



شکل ۵ قطعه مش بندی شده

ورودی آن لحاظ گردید.

ابعاد سیستم راهگاهی در جدول (۴) بیان شده است. شکل (۶)، قالب دوحفره‌ای آزمون تجربی به همراه مسیر خنک کاری و سنجه آن را نشان می‌دهد و شکل (۷)، مدل شبیه‌سازی شده تجربی در نرم‌افزار مولدفلو است.

جدول ۲ مشخصات ماده بنویک - آی - آر ۷۰۵

مقدار	خواص ماده
۱/۴۳	چگالی جامد (g/cm^3)
۱/۳۲	چگالی مذاب (g/cm^3)
۱۶۰	حداقل دمای مذاب پیشنهاد شده (°C)
۲۰۰	حداکثر دمای مذاب پیشنهاد شده (°C)
۱۲۰	دمای گذار (°C)
۱۷۶۷	ضریب حرارت ویژه در دمای ۱۸۰ درجه ($\text{J/kg}^\circ\text{C}$)
۰/۱۳	رسانایی گرمای در دمای ۱۸۰ درجه ($\text{W/m}^\circ\text{C}$)
۳۲۸۰	مدول الاستیک (MPa)
۱۱۶۰	مدول برشی (MPa)
۰/۴۲	نسبت پواسون

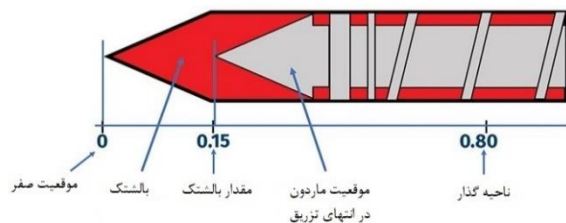
جدول ۴ ابعاد سیستم راهگاهی

اجزا	نوع	تعداد	طول (mm)	قطر شروع	زاویه (deg)
اسپرو (Sprue)	دایروی	۲	۱۲	۱۰	
راهگاه	مخروطی	۱	۷۶	۴	۱/۵
دریچه	مخروطی	۲	۱۲/۵	۳/۵	۱۴/۵



شکل ۶ قالب تجربی: الف) نیمه راست و ب) نیمه چپ

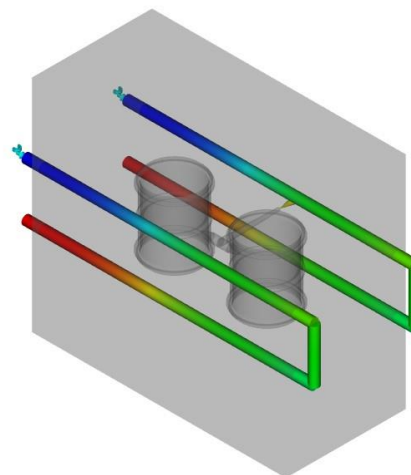
ایجاد عیوب سوختگی و پرنشیدن قالب می‌شود. در مقابل، نیروی گیره‌بندی مناسب، مصرف انرژی را کاهش و راندمان تولید را بالا می‌برد [22-24].



شکل ۸ بالشتک در فرایند تزریق

صحت‌سنجی

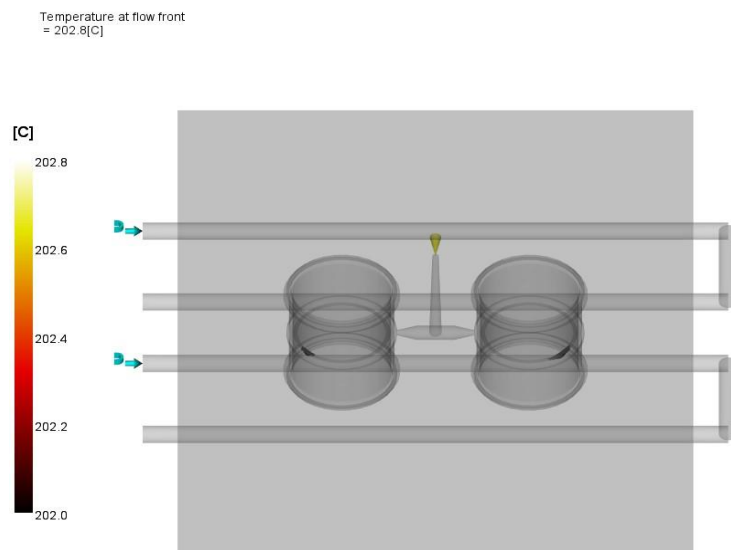
در فرایند تزریق تجربی، معمولاً نیروی گیره‌بندی در حداکثر مقدار ممکن بر روی دستگاه تنظیم می‌شود. مدل شبیه‌سازی فرایند می‌تواند با نشان دادن عیوب مد نظر، صحت آن تأیید و حداکثر نیروی گیره‌بندی مورد نیاز تزریق از آن قابل استنتاج شود. نتایج تجربی و شبیه‌سازی نشان می‌دهند که دمای جبهه جریان مذاب بالای ۲۰۲ درجه سانتی‌گراد داخل قالب باعث سوختن پلیمر می‌شود. در نرم‌افزار با تنظیم محدوده جبهه جریان مذاب مطابق با شکل (۹) محل آثار سوختن و یا عدم سوختن در قطعه نهایی قابل مشاهده است. برای مشاهده مقدار حداکثر نیروی گیره‌بندی و پر شدن قالب از فایل گزارش (Log file) نرم‌افزار استفاده شد. از الگوی پر شدن قطعه نیز مطابق با شکل (۱۰)، محل ایجاد حبس هوا قابل پیش‌بینی است و حبس هوا، علت اصلی ایجاد عیوب سوختگی و پرنشیدن قالب است. شکل (۱۰-الف) و شکل (۱۰-ب) چگونگی پر شدن قطعه به صورت تجربی را نشان می‌دهد که با شکل (۱۰-ج) مطابقت دارد و در نتیجه صحت مدل شبیه‌سازی در چگونگی پر شدن مذاب در قالب نیز تأیید می‌گردد. مقدار پارامترهای ورودی، مقدار حداکثر نیروی گیره‌بندی مورد نیاز، داشتن و نداشتن عیب پر نشدن قالب و مقدار حداکثر دمای جبهه جریان مذاب برای آزمایش‌های تجربی ۱ و ۲، در جدول (۵) نشان داده شده است. برای پارامتر خروجی H، مقدار صفر و یک آن به ترتیب به معنای پر نشدن و پر شدن کامل قالب می‌باشد و حتی مقدار اندکی از پر نشدن قالب به عنوان عیب در نظر گرفته شده است. شکل (۱۱) و (۱۲) نشان دهنده نتایج شبیه‌سازی و تجربی آزمایش اول و دوم است و نتایج مشابهی را نشان می‌دهد و در نتیجه، صحت مدل شبیه‌سازی برای عیوب مد نظر تأیید می‌گردد.



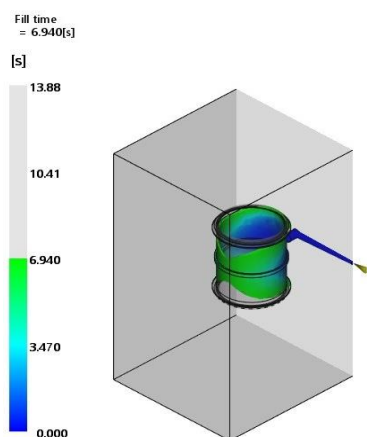
شکل ۷ مدل شبیه‌سازی شده با سیستم خنک‌کاری

دلایل تشکیل عیوب

پلیمر یوپی‌وی‌سی هنگام حرارت دادن تولید گاز می‌کند و عدم تخلیه کامل این گاز می‌تواند باعث بروز لکه‌های قرمز رنگ روی قطعه شود که به عنوان عیب سوختگی نام برده می‌شود. دلایل بروز این عیب شامل دمای بالای جبهه جریان مذاب، تخلیه ناکافی گاز حاصل از حرارت دادن به پلیمر و هوای حبس شده در قالب است. حبس هوا را می‌توان از طریق الگوی پر شدن قالب پیش‌بینی کرد. زمانی که مذاب به داخل حفره تزریق می‌شود، جریان سیال به صورت خطی است و اگر سرعت تزریق افزایش یابد، حالت جریان مغشوش می‌شود؛ بنابراین اگر سرعت یا فشار تزریق خیلی زیاد باشد، در مدت زمان اندک مرحله تزریق، هوای محبوس شده در سیستم راهگایی و حفره‌ها نمی‌تواند از مسیر کانال تهویه قالب به درستی خارج شود. در نتیجه، هوای به دام افتاده، فشرده می‌شود و فشار و دمای آن افزایش می‌یابد که منجر به سوختن مواد ترموپلاستیک می‌شود و پلیمر دچار از هم پاشیدگی (تخریب) می‌گردد [7]. در مقابل سرعت تزریق خیلی کم منجر به پرنشیدن قالب می‌شود و علت این اتفاق با توجه به شکل (۸)، وجود بالشتک (Cushion) است. مواد باقی‌مانده در نوک ماردون، پس از مراحل پر کردن و نگهداری، بالشتک نامیده می‌شود. بالشتک برای فراهم کردن مواد کافی برای پر کردن کامل قالب حیاتی است و اگر مواد در آن ناحیه، در هنگام تزریق کافی نباشد، قطعاً با جرم کم و شامل حفره تولید می‌شوند [21]. نیروی گیره‌بندی زیادی برای جلوگیری از جدا شدن قالب در حین پر کردن لازم است، با این حال با اعمال نیروی بیش از حد، عمر مفید قالب کاهش می‌یابد و سطوح قالب را لکه‌دار می‌کند و منجر به تخلیه ناکافی گاز و



شکل ۹. نمایی از محل سوختن قطعه در شبیه سازی نرم افزار



(ج)



(ب)

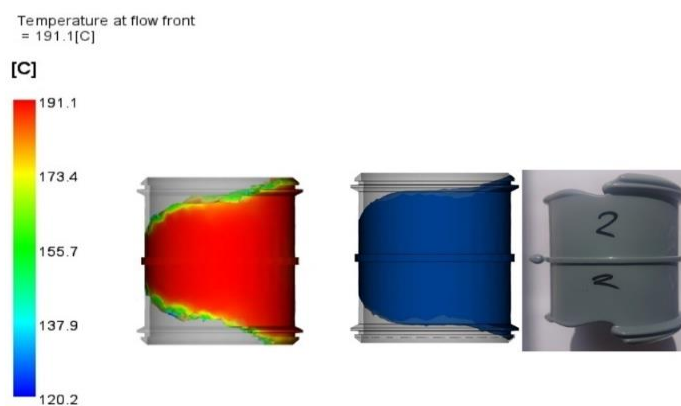


(الف)

شکل ۱۰. عیب پر نشدن قالب (الف و ب) نحوه پر شدن مذاب در قالب به صورت تجربی و (ج) الگوی پر شدن مذاب در شبیه سازی

جدول ۵. مقادیر پارامترهای آزمایش ۱ و ۲

عوامل	عنوان	پارامتر	آزمایش ۱	آزمایش ۲
			مقدار	مقدار
ورودی	A	دمای مذاب (°C)	۱۹۱/۲	۱۹۶
	B	مدت زمان سیکل خنک کاری (s)	۱۹/۷۵	۱۸/۶۴
	C	مدت زمان فشار نگهداری (s)	۸/۴۴	۶
	D	فشار نگهداری (MPa)	۶۴/۷۰	۶۴/۷۰
	E	فشار تزریق (MPa)	۱۲۶/۴۶	۱۱۵
	F	مدت زمان تزریق (s)	۹/۷	۷/۷
خروجی	G	حداکثر نیروی گیره بندی لازم (t)	۱۰۳	۱۲۲
	H	عیب پر نشدن قالب	بله	خیر
	I	حداکثر دمای جبهه جریان مذاب (°C)	۱۹۱/۱	۲۰۲/۸



شکل ۱۱ عیب پر نشدن قالب در آزمایش ۱



شکل ۱۲ عیب سوختگی در آزمایش ۲

طراحی آزمایش

در فرایند تزریق پلاستیک پارامترهای فرایندی زیادی بر کیفیت محصول نهایی تأثیرگذار است. درک و بیان صریح رابطه بین پارامترهای فرایندی برای به حداقل رساندن نیروی گیره‌بندی و رفع عیوب پر نشدن قالب و سوختگی دشوار است. در چنین شرایطی، طراحی آزمایش و بهینه‌سازی، یک رویکرد مفید است. طراحی آزمایش رویکردی علمی است که به محققان اجازه کسب دانشی برای کاهش زمان و هزینه انجام فرایند، فهم بهتر فرایند و میزان تأثیر ورودی‌ها بر روی خروجی‌ها را می‌دهد. این روش عمدتاً عوامل کنترل و ویژگی‌های کیفی را با تعریف پیوندهایی بین ورودی و خروجی، ترکیب می‌کند. در این تحقیق ابتدا به کمک نرم‌افزار مینی‌تب (Minitab) برای شناسایی پارامترهای مؤثر از شش پارامتر ورودی، طراحی آزمایش دوسطحی به روش پلاکت - برمن (Plackett-Burman) و با نسبت ۱/۲ انجام شد.

در طراحی غربالگری برای هر ورودی سطوح بالا و پایین در نظر گرفته می‌شود که باید به صورت واقع‌بینانه تعیین شوند؛ بنابراین مقادیر سطوح غربالگری باید به گونه‌ای تعریف شوند که اگر همه عوامل مؤثر واقع شدند، انجام آزمایش تجربی در محدوده عوامل طراحی سطح پاسخ، امکان‌پذیر باشد. با توجه به ماده مورد نظر حد پایین و حد بالای دمای مذاب در غربالگری به ترتیب برابر ۱۹۱/۲ و ۱۹۴/۸ درجه سانتی‌گراد تعیین شد. با توجه به مشخصات دستگاه تزریق مقدار حد پایین و حد بالای فشار نگهداری و فشار تزریق مطابق جدول (۶) در نظر گرفته شد. به منظور تعیین مقادیر سطوح مدت زمان خنک‌کاری، نگهداری و تزریق از متخصصان شرکت «بزد اتصال پلیمر» کمک گرفته شد. نرم‌افزار، تعداد ۳۶ آزمایش را برای انجام شبیه‌سازی مشخص کرد. محدوده پارامترهای ورودی و نتایج تحلیل غربالگری به ترتیب در جدول (۶) و جدول (۷) آمده است.

جدول ۶ محدوده پارامترهای ورودی در طراحی آزمایش

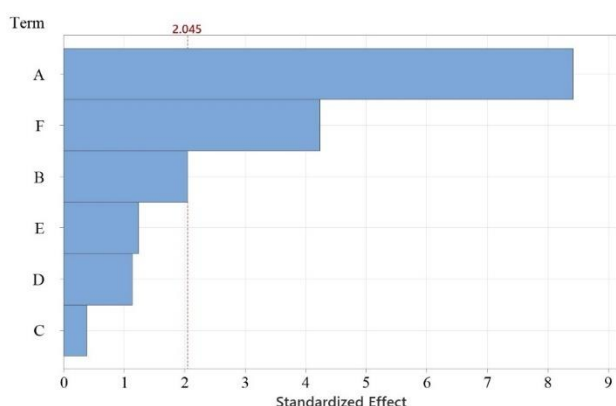
پارامتر	حد پایین	حد بالا
A	۱۹۱/۲	۱۹۴/۸
B	۱۹/۸۵	۲۵/۱۵
C	۴/۵۶	۸/۴۴
D	۶۴/۷۰	۷۵/۳۰
E	۱۲۶/۴۶	۱۳۳/۵۴
F	۷/۳	۸/۷

جدول ۷ نتایج طراحی آزمایش به روش پلاکت - برمن

اجرا	پارامترهای ورودی								پارامترهای خروجی		
	A	B	C	D	E	F	G	H	I		
۱	۱۹۴/۸	۱۹/۸۵	۴/۵۶	۶۴/۷۰	۱۳۳/۵۴	۸/۷	۱۷۹	۱	۲۰۷/۶		
۲	۱۹۱/۲	۱۹/۸۵	۸/۴۵	۶۴/۷۰	۱۲۶/۴۶	۸/۷	۱۱۷	۰	۱۹۹/۳		
۳	۱۹۱/۲	۱۹/۸۵	۴/۵۶	۷۵/۳۰	۱۲۶/۴۶	۷/۳	۱۴۶	۱	۱۹۸/۴		
۴	۱۹۴/۸	۱۹/۸۵	۴/۵۶	۷۵/۳۰	۱۲۶/۴۶	۷/۳	۱۸۲	۰	۲۰۱/۵		
۵	۱۹۴/۸	۱۹/۸۵	۸/۴۵	۶۴/۷۰	۱۲۶/۴۶	۷/۳	۱۷۰	۰	۲۰۱/۵		
۶	۱۹۴/۸	۱۹/۸۵	۸/۴۵	۶۴/۷۰	۱۲۶/۴۶	۸/۷	۱۴۸	۰	۲۰۶/۵		
۷	۱۹۴/۸	۲۵/۱۵	۴/۵۶	۶۴/۷۰	۱۲۶/۴۶	۸/۷	۱۴۴	۰	۲۰۱/۹		
۸	۱۹۴/۸	۲۵/۱۵	۸/۴۵	۶۴/۷۰	۱۲۶/۴۶	۷/۳	۱۷۶	۰	۲۰۱/۵		
۹	۱۹۴/۸	۲۵/۱۵	۴/۵۶	۷۵/۳۰	۱۳۳/۵۴	۸/۷	۱۶۵	۱	۲۰۱/۹		
۱۰	۱۹۱/۸	۲۵/۱۵	۴/۵۶	۶۴/۷۰	۱۳۳/۵۴	۸/۷	۱۳۷	۰	۱۹۹/۰		
۱۱	۱۹۱/۲	۱۹/۸۵	۴/۵۶	۶۴/۷۰	۱۲۶/۴۶	۷/۳	۱۴۵	۱	۱۹۸/۴		
۱۲	۱۹۱/۲	۱۹/۸۵	۴/۵۶	۷۵/۳۰	۱۳۳/۵۴	۸/۷	۱۴۶	۰	۱۹۸/۵		
۱۳	۱۹۴/۸	۱۹/۸۵	۴/۵۶	۷۵/۳۰	۱۳۳/۵۴	۸/۷	۱۷۹	۰	۲۰۷/۶		
۱۴	۱۹۴/۸	۱۹/۸۵	۴/۵۶	۷۵/۳۰	۱۳۳/۵۴	۷/۳	۲۰۰	۰	۲۰۱/۵		
۱۵	۱۹۴/۸	۲۵/۱۵	۴/۵۶	۷۵/۳۰	۱۲۶/۴۶	۸/۷	۱۴۴	۰	۲۰۱/۹		
۱۶	۱۹۱/۲	۲۵/۱۵	۸/۴۵	۶۴/۷۰	۱۳۳/۵۴	۷/۳	۱۶۳	۱	۱۹۸/۲		
۱۷	۱۹۱/۲	۲۵/۱۵	۴/۵۶	۶۴/۷۰	۱۳۳/۵۴	۷/۳	۱۸۹	۱	۱۹۸/۵		
۱۸	۱۹۱/۲	۱۹/۸۵	۸/۴۵	۷۵/۳۰	۱۲۶/۴۶	۸/۷	۱۱۷	۰	۱۹۹/۹		
۱۹	۱۹۴/۸	۲۵/۱۵	۴/۵۶	۷۵/۳۰	۱۲۶/۴۶	۷/۳	۱۸۲	۱	۲۰۱/۴		
۲۰	۱۹۴/۸	۱۹/۸۵	۴/۵۶	۶۴/۷۰	۱۲۶/۴۶	۸/۷	۱۴۵	۰	۲۰۷/۶		
۲۱	۱۹۴/۸	۱۹/۸۵	۸/۴۵	۶۴/۷۰	۱۳۳/۵۴	۷/۳	۱۸۱	۰	۲۰۱/۵		
۲۲	۱۹۱/۲	۲۵/۱۵	۸/۴۵	۷۵/۳۰	۱۳۳/۵۴	۸/۷	۱۳۴	۰	۱۹۹/۱		
۲۳	۱۹۴/۸	۲۵/۱۵	۸/۴۵	۶۴/۷۰	۱۳۳/۵۴	۸/۷	۱۷۳	۰	۲۰۹/۶		
۲۴	۱۹۱/۲	۲۵/۱۵	۸/۴۵	۷۵/۳۰	۱۲۶/۴۶	۸/۷	۱۱۱	۰	۱۹۹/۱		
۲۵	۱۹۱/۲	۱۹/۸۵	۸/۴۵	۶۴/۷۰	۱۲۶/۴۶	۸/۷	۱۱۷	۰	۱۹۹/۳		
۲۶	۱۹۴/۸	۲۵/۱۵	۸/۴۵	۶۴/۷۰	۱۳۳/۵۴	۷/۳	۱۹۴	۰	۲۰۱/۵		
۲۷	۱۹۱/۲	۲۵/۱۵	۴/۵۶	۶۴/۷۰	۱۲۶/۴۶	۷/۳	۱۴۶	۱	۱۹۸/۵		

ادامه جدول ۷ نتایج طراحی آزمایش به روش پلاکت - برمن

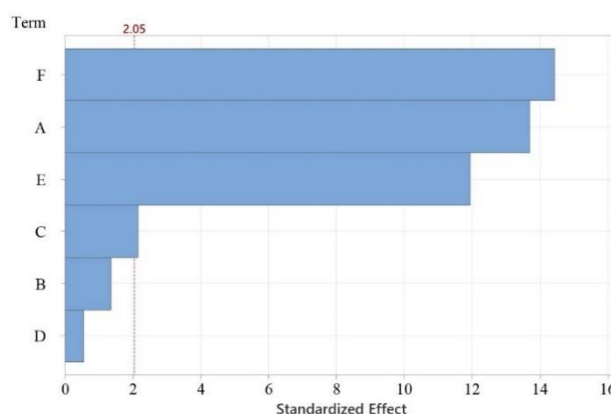
۲۰۶/۵	۰	۱۷۳	۸/۷	۱۳۳/۵۴	۷۵/۳۰	۸/۴۵	۱۹/۸۵	۱۹۴/۸	۲۸
۱۹۹/۰	۰	۱۳۷	۸/۷	۱۳۳/۵۴	۶۴/۷۰	۴/۵۶	۲۵/۱۵	۱۹۱/۲	۲۹
۱۹۹/۲	۰	۱۷۶	۷/۳	۱۳۳/۵۴	۷۵/۳۰	۸/۴۵	۱۹/۸۵	۱۹۱/۲	۳۰
۱۹۸/۴	۱	۱۷۷	۷/۳	۱۳۳/۵۴	۶۴/۷۰	۴/۵۶	۱۹/۸۵	۱۹۱/۲	۳۱
۱۹۹/۲	۰	۱۷۶	۷/۳	۱۳۳/۵۴	۷۵/۳۰	۸/۴۵	۱۹/۸۵	۱۹۱/۲	۳۲
۲۰۱/۵	۰	۱۹۴	۷/۳	۱۳۳/۵۴	۷۵/۳۰	۸/۴۵	۲۵/۱۵	۱۹۴/۸	۳۳
۲۰۱/۵	۱	۱۷۷	۷/۳	۱۲۶/۴۶	۷۵/۳۰	۸/۴۵	۲۵/۱۵	۱۹۴/۸	۳۴
۱۹۸/۵	۱	۱۴۶	۷/۳	۱۲۶/۴۶	۷۵/۳۰	۴/۵۶	۲۵/۱۵	۱۹۱/۲	۳۵
۱۹۹/۱	۰	۱۱۱	۸/۷	۱۲۶/۴۶	۷۵/۳۰	۸/۴۵	۲۵/۱۵	۱۹۱/۲	۳۶



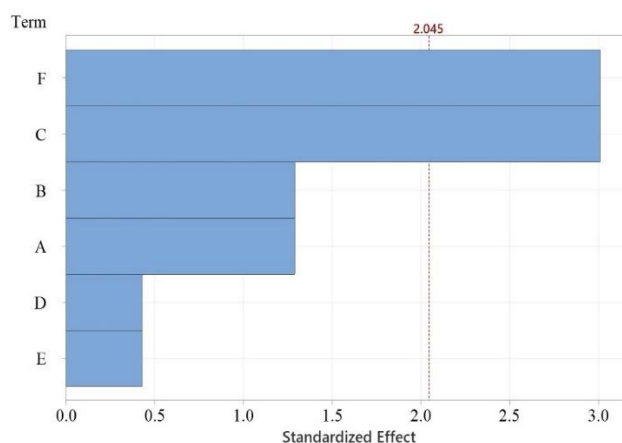
شکل ۱۵ غربالگری برای عیب سوختگی

نتایج غربالگری نشان می‌دهد که برای جلوگیری از سوختن پلیمر باید مقدار دمای مذاب و مدت زمان تزریق تا حد امکان کاهش داده و مدت زمان خنک‌کاری را افزایش داد. برای جلوگیری از پرنشیدن قطعه، باید مقدار مدت زمان تزریق و مدت زمان فشار نگهداری را کاهش داد تا سرعت تزریق مواد در مراحل پر کردن و نگهداری بیشتر شود و سر نوک نازل، مواد به اندازه کافی برای شروع تزریق قطعه جدید وجود داشته باشد؛ بنابراین برای جلوگیری از وقوع حبس هوا، تعیین مدت زمان تزریق باید با دقت انتخاب شود. برای کاهش نیروی گیربندی لازم باید مقدار دمای مذاب، فشار تزریق و سرعت تزریق مواد در مراحل پر کردن و نگهداری را کاهش داد تا نیروی کمتری برای مقابله با جریان تزریق در قالب و جدا نشدن دو نیمه قالب لازم باشد. پس از شناسایی پارامترهای مؤثر، یک عامل غیر مؤثر شناسایی شد. به منظور بررسی عمیق‌تر پارامترهای مؤثر، طراحی آزمایشی به روش پاسخ سطح و از نوع طراحی مرکب مرکزی با

نمودار پارتو (Pareto)، کمک بسیاری در تعیین پارامترهای مؤثر دارد و هر کدام از عوامل ورودی که از خط مبنای قرمز رنگ عبور کرده باشند، به عنوان پارامتر اثرگذار شناخته می‌شوند. در شکل‌های (۱۳) تا (۱۵)، پارامترهای گذرنده از خط مبنا به عنوان پارامترهای اثرگذار قابل مشاهده هستند.



شکل ۱۳ غربالگری برای نیروی گیربندی



شکل ۱۴ غربالگری برای عیب پرنشیدن قالب

۳۲ آزمایش و با مقدار آلفا (Alpha) برابر با ۲/۸۲۸ انجام شد. شد و نتایج آن در جدول (۸) آورده شده است. مقدار عامل غیر مؤثر D، برابر با مقدار ثابت ۶۴/۷ در نظر گرفته

جدول ۸ نتایج طراحی آزمایش به روش مرکب مرکزی

اجرا	پارامترهای ورودی مؤثر							پارامترهای خروجی		
	A	B	C	E	F	G	H	I		
۱	۱۹۳/۰	۲۲/۵۰	۶/۵۰	۱۳۰/۰۰	۸/۰	۱۵۰	۱	۲۰۰/۵		
۲	۱۹۱/۲	۱۹/۸۵	۴/۵۶	۱۳۳/۵۴	۷/۳	۱۷۰	۱	۱۹۸/۰		
۳	۱۹۴/۸	۲۵/۱۵	۴/۵۶	۱۳۳/۵۴	۷/۳	۱۹۶	۱	۲۰۱/۴		
۴	۱۹۸/۰	۲۲/۵۰	۶/۵۰	۱۳۰/۰۰	۸/۰	۱۹۱	۰	۲۰۳/۹		
۵	۱۹۱/۲	۲۵/۱۵	۴/۵۶	۱۳۳/۵۴	۸/۷	۱۳۵	۰	۱۹۸/۹		
۶	۱۹۱/۲	۲۵/۱۵	۸/۴۴	۱۲۶/۴۶	۸/۷	۱۱۲	۰	۱۹۹/۰		
۷	۱۹۳/۰	۲۲/۵۰	۶/۵۰	۱۳۰/۰۰	۸/۰	۱۵۰	۱	۲۰۰/۵		
۸	۱۸۸/۰	۲۲/۵۰	۶/۵۰	۱۳۰/۰۰	۸/۰	۱۲۲	۰	۱۹۵/۹		
۹	۱۹۳/۰	۱۵/۰۱	۶/۵۰	۱۳۰/۰۰	۸/۰	۱۶۶	۱	۲۰۰/۱		
۱۰	۱۹۳/۰	۲۲/۵۰	۶/۵۰	۱۱۹/۹۹	۸/۰	۱۱۵	۰	۲۰۰/۵		
۱۱	۱۹۴/۸	۲۵/۱۵	۸/۴۴	۱۳۳/۵۴	۸/۷	۱۷۷	۱	۲۰۷/۶		
۱۲	۱۹۴/۸	۱۹/۸۵	۸/۴۴	۱۲۶/۴۶	۸/۷	۱۴۳	۰	۲۰۲/۹		
۱۳	۱۹۳/۰	۲۲/۵۰	۶/۵۰	۱۳۰/۰۰	۸/۰	۱۵۰	۱	۲۰۰/۵		
۱۴	۱۹۳/۰	۲۲/۵۰	۶/۵۰	۱۴۰/۰۱	۸/۰	۲۰۳	۱	۲۰۰/۵		
۱۵	۱۹۳/۰	۲۲/۵۰	۶/۵۰	۱۳۰/۰۰	۶/۰	۱۶۲	۱	۱۹۹/۵		
۱۶	۱۹۱/۲	۱۹/۸۵	۸/۴۴	۱۲۶/۴۶	۷/۳	۱۵۸	۱	۱۹۸/۰		
۱۷	۱۹۴/۸	۱۹/۸۵	۴/۵۶	۱۲۶/۴۶	۷/۳	۱۷۸	۱	۲۰۱/۶		
۱۸	۱۹۳/۰	۲۲/۵۰	۶/۵۰	۱۳۰/۰۰	۸/۰	۱۵۰	۱	۲۰۰/۵		
۱۹	۱۹۳/۰	۲۲/۵۰	۱/۰۱	۱۳۰/۰۰	۸/۰	۱۵۵	۱	۲۰۰/۶		
۲۰	۱۹۳/۰	۲۲/۵۰	۱۱/۹۹	۱۳۰/۰۰	۸/۰	۱۵۱	۱	۲۰۰/۳		
۲۱	۱۹۳/۰	۲۲/۵۰	۶/۵۰	۱۳۰/۰۰	۱۰/۰	۱۳۶	۰	۲۱۱/۷		
۲۲	۱۹۴/۸	۱۹/۸۵	۸/۴۴	۱۳۳/۵۴	۷/۳	۲۰۲	۰	۲۰۱/۶		
۲۳	۱۹۳/۰	۲۲/۵۰	۶/۵۰	۱۳۰/۰۰	۸/۰	۱۵۰	۱	۲۰۰/۵		
۲۴	۱۹۳/۰	۲۹/۹۹	۶/۵۰	۱۳۰/۰۰	۸/۰	۱۴۸	۱	۲۰۰/۲		
۲۵	۱۹۱/۲	۲۵/۱۵	۴/۵۶	۱۲۶/۴۶	۷/۳	۱۴۶	۱	۱۹۷/۹		
۲۶	۱۹۴/۸	۱۹/۸۵	۴/۵۶	۱۳۳/۵۴	۸/۷	۱۷۱	۰	۲۰۳/۶		
۲۷	۱۹۱/۲	۱۹/۸۵	۴/۵۶	۱۲۶/۴۶	۸/۷	۱۱۷	۰	۱۹۸/۲		
۲۸	۱۹۱/۲	۱۹/۸۵	۸/۴۴	۱۳۳/۵۴	۸/۷	۱۴۷	۰	۲۰۷/۳		
۲۹	۱۹۴/۸	۲۵/۱۵	۸/۴۴	۱۲۶/۴۶	۷/۳	۱۶۸	۰	۲۰۱/۴		
۳۰	۱۹۳/۰	۲۲/۵۰	۶/۵۰	۱۳۰/۰۰	۸/۰	۱۵۰	۱	۲۰۰/۵		
۳۱	۱۹۱/۲	۲۵/۱۵	۸/۴۴	۱۳۳/۵۴	۷/۳	۱۶۱	۱	۱۹۸/۸		
۳۲	۱۹۴/۸	۲۵/۱۵	۴/۵۶	۱۲۶/۴۶	۸/۷	۱۵۴	۰	۲۰۵/۶		

که دمای مذاب، بیشترین تأثیر را بر روی نیروی گیره‌بندی دارد و زمان تزریق مهم‌ترین عامل ورودی در ایجاد عیوب سوختن و پرنشیدن قالب است. دقت مدل تحلیل داده با ضریب رگرسیون مورد ارزیابی قرار گرفت. محدوده مقدار ضریب رگرسیون بین ۰ و ۱ است و اگر مقدار آن نزدیک به ۱ باشد، نشان دهنده تطابق خوب مدل با پاسخ‌ها است و مقادیر ضرایب همبستگی مدل‌ها در جدول (۱۰) آورده شده است.

تحلیل واریانس، روشی آماری به منظور بررسی یک متغیر کمی به عنوان تابعی از یک یا چند متغیر کمی یا کیفی است. این روش، اثرات خطی، مربعات و برهم‌کنش دوتایی پارامترهای ورودی بر خروجی را مورد بررسی قرار می‌دهد. در این پژوهش، مقبولیت مدل پیشنهادی ارائه شده به کمک تحلیل واریانس بررسی شده و نتایج آن در جدول (۹) آمده است. به دلیل مقدار P کمتر از ۰/۰۵، صحت مدل‌ها تأیید می‌گردد و بالاتر بودن مقدار F، به معنای تأثیر بیشتر عامل است. از جدول (۹) می‌توان دریافت

جدول ۹ نتایج تحلیل واریانس برای مدل رگرسیون

رابطه	منبع	درجه آزادی	مجموع مربعات	میانگین مربعات	مقدار F	مقدار P
	مدل G	۲۰	۱۵۴۵۱/۰	۷۷۲/۵۵	۷/۴۱	۰/۰۰۱
خطی	A	۱	۵۹۹۹/۶	۵۹۹۹/۶۴	۵۷/۵۴	۰/۰۰۰
	E	۱	۵۸۲۹/۲	۵۸۲۹/۲۱	۵۵/۹۰	۰/۰۰۰
	F	۱	۲۷۴۸/۲	۲۷۴۸/۱۹	۲۶/۳۶	۰/۰۰۰
	خطا	۱۱	۱۱۴۷/۰	۱۰۴/۲۴		
	مجموع	۳۱	۱۶۵۹۸/۰			
خطی	مدل H	۲۰	۶/۵۹۲۳۵	۰/۳۲۹۶۲	۳/۲۲	۰/۰۲۵
	F	۱	۱/۹۱۵۲۱	۱/۹۱۵۲۱	۱۸/۷۰	۰/۰۰۱
مربعات	AA	۱	۱/۵۰۰۳۸	۱/۵۰۰۳۸	۱۴/۶۵	۰/۰۰۳
برهم‌کنش دوتایی	BE	۱	۰/۵۶۲۵۰	۰/۵۶۲۵۰	۵/۴۹	۰/۰۳۹
	CF	۱	۰/۵۶۲۵۰	۰/۵۶۲۵۰	۵/۴۹	۰/۰۳۹
	AF	۱	۰/۵۶۲۵۰	۰/۵۶۲۵۰	۵/۴۹	۰/۰۳۹
	خطا	۱۱	۱/۱۲۶۴۰	۰/۱۰۲۴۰		
	مجموع	۳۱	۷/۷۱۸۷۵			
	مدل I	۲۰	۳۰۳/۲۹۱	۱۵/۱۶۵	۱۰/۸۶	۰/۰۰۰
خطی	A	۱	۸۵/۲۴۲	۸۵/۲۴۲	۶۱/۰۳	۰/۰۰۰
	F	۱	۱۰۸/۴۳۵	۱۰۸/۴۳۵	۷۷/۶۳	۰/۰۰۰
مربعات	FF	۱	۳۹/۰۱۷	۳۹/۰۱۷	۲۷/۹۳	۰/۰۰۰
برهم‌کنش دوتایی	AB	۱	۱۰/۸۹۰	۱۰/۸۹۰	۷/۸۰	۰/۰۱۸
	CE	۱	۱۴/۸۲۲	۱۴/۸۲۲	۱۰/۶۱	۰/۰۰۸
	EF	۱	۷/۲۹۰	۷/۲۹۰	۵/۲۲	۰/۰۴۳
	خطا	۱۱	۱۵/۳۶۴	۱/۳۹۷		
	مجموع	۳۱	۳۱۸/۶۵۵			

جدول ۱۰ ضرایب همبستگی مدل

I	H	G	پاسخ
۹۵/۱۸	۸۵/۴۱	۹۳/۰۹	مقدار ضریب رگرسیون (%)

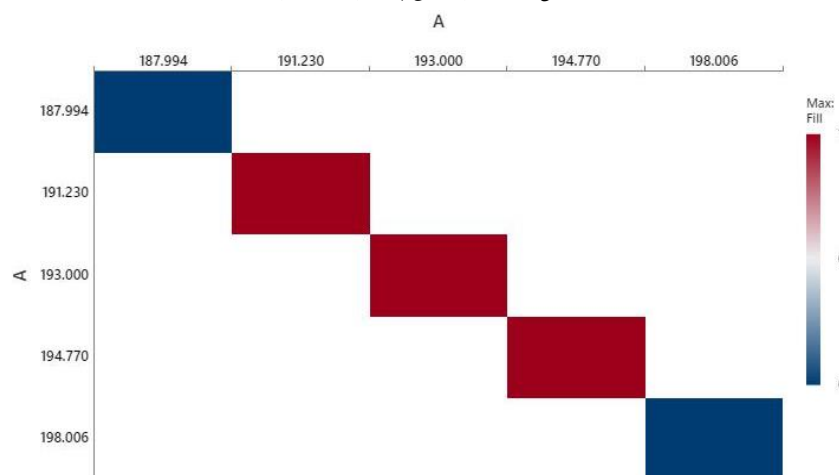
فشار تزریق، نیروی گیره‌بندی بیشتری برای بسته نگه داشتن قالب در سطح مقطع ثابت نیاز است. با افزایش فشار تزریق، گرانیوی ماده کاهش پیدا کرده و ماده را می‌توان با سرعت بیشتری تزریق نمود تا عیب پر نشدن قالب در قطعه ایجاد نشود. دمای جبهه جریان مذاب در قالب با افزایش دمای مذاب و کاهش سرعت تزریق، افزایش یافته و احتمال ایجاد عیب سوختگی به دلیل ایجاد حبس هوا و تخریب پلیمر افزایش می‌یابد.

با توجه به جدول (۹) می‌توان دریافت که عوامل ورودی فقط تأثیر خطی مؤثر بر پاسخ G دارند و مقدار تأثیر خطی آن از شکل (۱۶) قابل استنتاج است. نقشه حرارتی برای بررسی و مشاهده تأثیر مربعات یک عامل در خروجی کاربرد دارد. متغیر AA و FF با توجه به جدول (۹) به ترتیب برای عیوب پر نشدن قالب و سوختگی مؤثر هستند و نقشه حرارتی آن‌ها به ترتیب در شکل (۱۷) و شکل (۱۸) نشان داده شده است. هر قدر پارامتر ورودی در محدوده رنگ قرمز انتخاب شوند، به مقدار حداکثر خروجی مد نظر نزدیک می‌شوند. از شکل (۱۷) و شکل (۱۸) به ترتیب می‌توان نتیجه گرفت که برای عیب پر نشدن قالب، انتخاب مقدار فاکتور A، بدون توجه به فاکتورهای دیگر، حساس است و برای عیب سوختگی تا حد امکان کمترین مقدار F را باید انتخاب کرد.

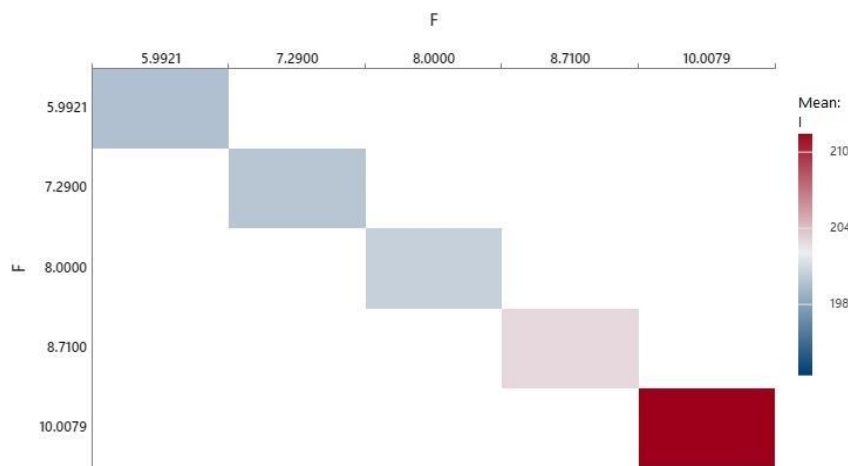
در ادامه به تفسیر نتایج حاصل از تحلیل واریانس پرداخته می‌شود. ماتریس همبستگی، جدولی ساده است که ضرایب همبستگی بین تمام جفت متغیرهای مختلف را نشان می‌دهد و ابزاری کاربردی در شناسایی و تجسم الگو برای داده‌های فراوان است. همان‌طور که در شکل (۱۶) نشان داده شده است، ماتریس همبستگی بین متغیرهای ورودی و پاسخ، نتایج ارزشمندی در حل مسائل بهینه‌سازی ارائه می‌دهد. اعداد جدول در بازه ۱- تا ۱+ قرار دارد و هر قدر این عدد به ۱- نزدیک‌تر باشد، به این معنا است که دو متغیر ارتباط معکوس با هم دارند و هر قدر این عدد به ۱+ نزدیک باشد، نشان می‌دهد دو متغیر ارتباط مستقیمی با هم دارند. به عنوان مثال می‌توان مشاهده کرد که با افزایش دمای مذاب، احتمال تشکیل عیب سوختن و نیروی گیره‌بندی لازم افزایش می‌یابد و با کاهش مدت زمان تزریق، احتمال عیب سوختن و نیروی گیره‌بندی لازم کاهش می‌یابد. در نهایت می‌توان نتیجه گرفت برای تولید قطعه سالم و باکیفیت سطح بالا، در انتخاب دمای مذاب و مدت زمان تزریق، باید حساسیت بیشتری نشان داده شود. از لحاظ فنی می‌توان بیان کرد که با افزایش سرعت تزریق در دمای مذاب ثابت، ماده کاهش گرانیوی کمتری نسبت به افزایش دمای مذاب از خود نشان می‌دهد و با افزایش

A	1							
B	1.78E-17	1						
C	0	1.62E-17	1					
E	-4.4E-18	-2.4E-17	-1.2E-17	1				
F	5.52E-18	1.84E-17	-2.5E-17	0	1			
G	0.601222	-0.12063	-0.01415	0.592621	-0.40691	1		
H	-0.06363	0.063633	-0.06363	0.243588	-0.49812	0.31221	1	
I	0.517211	-0.00314	0.1045	0.124787	0.583344	0.187669	-0.30371	1
	A	B	C	E	F	G	H	I

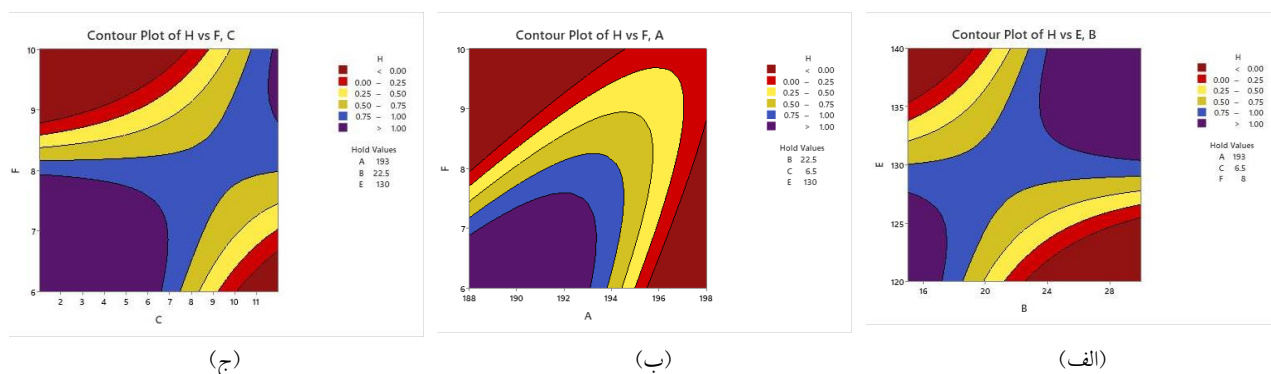
شکل ۱۶ تأثیر خطی پارامترهای مؤثر



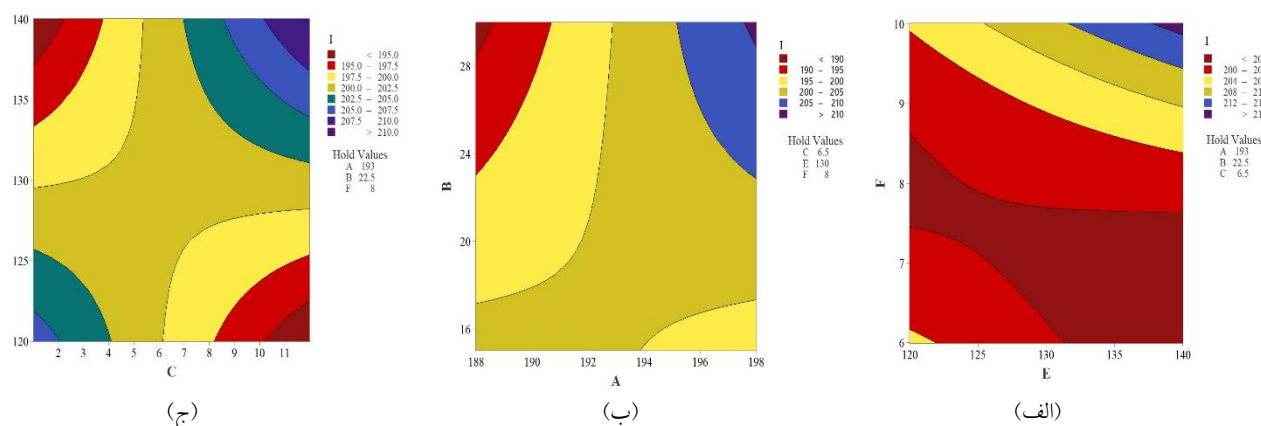
شکل ۱۷ نقشه حرارتی برای عیب پر نشدن قالب



شکل ۱۸ نقشه حرارتی برای عیب سوختگی



شکل ۱۹ برهمکنش دوتایی عوامل: الف) مدت زمان خنک‌کاری و فشار تزریق، ب) دمای مذاب و زمان تزریق و ج) زمان تزریق و مدت زمان فشار نگهداری برای عیب پر نشدن قالب



شکل ۲۰ برهمکنش دوتایی عوامل: الف) مدت زمان تزریق و فشار تزریق، ب) دمای مذاب و مدت زمان خنک‌کاری و ج) فشار تزریق و مدت زمان فشار نگهداری برای عیب سوختگی

شکل (۱۹) نشان داده شده است و می‌توان نتیجه گرفت، برای جلوگیری از عیب پر نشدن قالب، پارامتر B و E همزمان با هم در حد بالا یا پایین خود قرار گیرند و برای دو پارامتر C و F نیز،

نحوه برهم‌کنش‌های دوتایی عوامل مختلف به صورت نمودارهای کانتور دوبعدی در شکل (۱۹) و شکل (۲۰) نشان داده شده است. برهم‌کنش‌های دوتایی مؤثر برای پاسخ H در

بهینه‌سازی بر روی رابطه‌های (۱) تا (۳) انجام شد. مقادیر بهینه ورودی شامل دمای مذاب ۱۸۸/۰ درجه سانتی‌گراد، مدت زمان سیکل خنک‌کاری ۲۹/۹۹ ثانیه، مدت‌زمان فشار نگهداری ۱/۰۱ ثانیه، فشار نگهداری ۶۴/۷۰ مگاپاسکال، فشار تزریق ۱۲۷/۴۷ مگاپاسکال و مدت زمان تزریق ۶/۱۵ ثانیه به دست آمد. مقادیر بهینه خروجی با نیروی گیربندی ۱۲۸ تن حداکثر دمای جبهه جریان مذاب ۱۹۴/۶ درجه سانتی‌گراد همراه با پر شدن کامل قالب پیش‌بینی شد. در شکل (۲۱) نیز می‌توان نتایج بهینه‌سازی را مشاهده کرد. در نهایت با مقادیر بهینه تحلیل آماری، شبیه‌سازی انجام شد و مقدار میانگین خطای ۶/۰۳٪ با مقادیر خروجی پیش‌بینی شده توسط تحلیل آماری دارد که در جدول (۱۱)، مقادیر خروجی شبیه‌سازی نیز آورده شده است. در شکل (۲۲) نتایج بهینه تحلیل آماری به صورت شبیه‌سازی و تجربی نشان داده شده است که نتایج یکسانی را نشان می‌دهد.

$$G = 19980 - 142A - 69.8E - 358F \quad (۱)$$

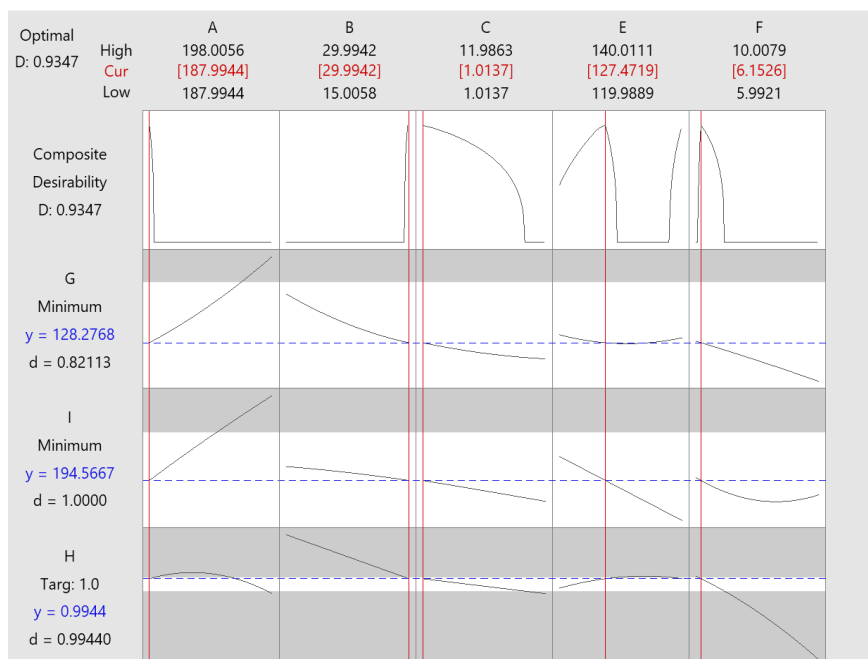
$$H = -954 - 32F - 0.04AA + 0.15AF + 0.02BE + 0.14CF \quad (۲)$$

$$I = -1569 + 15.4A - 83.3F + 1.27FF + 0.18AB + 0.14CE + 0.27EF \quad (۳)$$

این اطلاعاتی برداشت می‌شود و برای دو پارامتر A و F، به ترتیب تا حد امکان در پایین‌ترین مقدار خود همزمان قرار بگیرند. شکل (۲۰ - الف) اثر ترکیبی فشار تزریق و مدت زمان تزریق را نشان می‌دهد و احتمال ایجاد عیب، متناسب با افزایش این دو پارامتر، افزایش می‌یابد. شکل (۲۰ - ب) اثر ترکیبی دمای مذاب و مدت زمان خنک‌کاری را نشان می‌دهد. هر قدر از مقدار متوسط دمای مذاب فراتر برویم، باعث ایجاد عیب می‌شود. شکل (۲۰ - ج) اثر ترکیبی مدت زمان فشار نگهداری و فشار تزریق را بر روی عیب سوختن نشان می‌دهد در حالی که دمای ۲۰۲ معیار است؛ بنابراین، قرار دادن این دو پارامتر همزمان در بیشترین یا کمترین مقدار ممکن، باعث ایجاد عیب می‌شود.

بهینه‌سازی

بهینه‌سازی، فرایندی است که در آن بهترین جواب از میان مجموعه جواب‌های ممکن با توجه به قیدهای توابع هدف، برای یک مسئله خاص انتخاب می‌شود. در این پژوهش با توجه به قید سالم بودن قطعه از لحاظ فیزیکی و با هدف کاهش نیروی گیربندی، باید مقدار بهینه پارامترهای ورودی برای به حداقل رساندن حداکثر مقدار ممکن پارامترهای نیروی گیربندی و دمای جبهه جریان مذاب به همراه پر شدن کامل قالب تعیین شوند. در ادامه

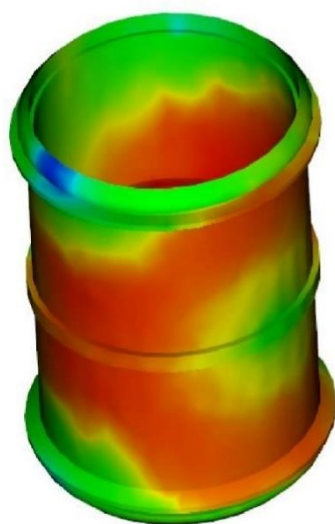


شکل ۲۲ بهینه‌سازی

جدول ۱۱ مقایسه نتایج بهینه به دست آمده از روش طراحی مرکب مرکزی با شبیه‌سازی

نتیجه شبیه‌سازی با مقادیر بهینه			نتیجه عددی		
I	H	G	I	H	G
۱۹۵/۹	۱	۱۵۵	۱۹۴/۶	۱	۱۲۸
خطا (%)			۰/۶۶	۰	۱۷/۴۲
میانگین خطا (%)			۶/۰۳		

Temperature at flow front
= 195.9 [C]



شکل ۲۳ قطعه بدون عیب

فشار تزریق، گرانیوی ماده کاهش می‌یابد و در نتیجه، احتمال بروز عیب پر نشدن قالب کاهش می‌یابد.

با توجه به شکل (۱۶) نیروی گیره‌بندی زیاد منجر به تهویه هوای ضعیف و عیب پر نشدن قالب می‌شود که با پژوهش [25] مطابقت دارد. در پژوهش [25] تزریق نمونه دمبلی شکل از جنس پلی‌کربنات (Polycarbonate) و ای‌بی‌اس در شرایط مختلف نیروی گیره‌بندی و به صورت تجربی انجام شد. محاسبه نیروی گیره‌بندی در پژوهش [25] با استفاده از نصب سنسور کرنش بر روی میله مهار قالب انجام شد؛ ولی در پژوهش حاضر، میزان استفاده از تناژ دستگاه به کمک حل عددی با توجه به محدودیت‌های ماشین تزریق از نوع تاگل استخراج شد.

در پژوهش [26] فقط عامل سرعت تزریق به عنوان متغیر ورودی برای بررسی عیب سوختگی در نظر گرفته شد و بررسی این عیب به صورت تجربی و با کمک سنسور گاز بود؛ ولی در این پژوهش شش عامل فرایندی برای بررسی عیب سوختگی در

در این تحقیق، عوامل فرایندی شامل دمای مذاب، مدت زمان خنک‌کاری، فشار نگهداری، مدت زمان فشار نگهداری، فشار تزریق و مدت زمان تزریق بر کیفیت فرایند تزریق پلاستیک بررسی شدند. نتایج نشان می‌دهد که با افزایش فشار تزریق، نیروی گیره‌بندی بیشتری نیاز است و فشار تزریق کم منجر به بروز عیب پر نشدن قالب می‌شود که با نتیجه پژوهش [13] مطابقت دارد. در پژوهش [13] محدوده فشار تزریق از ۱۰ تا ۸۰ مگاپاسکال در تولید قطعه‌ای از جنس ای‌بی‌اس (ABS) بررسی گردید؛ اما در این پژوهش محدوده فشار تزریق از ۱۱۹/۹۹ تا ۱۱۴/۰۱ مگاپاسکال است. در پژوهش [13] عیب پر نشدن قالب با استفاده از میزان پر نشدن قالب بررسی شده است؛ ولی در پژوهش حاضر به دلیل محدودیت‌های نرم‌افزاری و افزایش دقت تحلیل داده، عیب پر نشدن قالب به صورت صفر یا یک (خروجی گسسته) بیان شد. نیروی گیره‌بندی بیشتر به دلیل بسته نگه داشتن قالب در فرایند تزریق با فشار تزریق بالاتر نیاز است و با افزایش

پاسخ‌ها به منظور رفع عیوب، استفاده از بهینه‌سازی را آشکار می‌سازد. در نهایت شبیه‌سازی با مقادیر بهینه تحلیل آماری انجام شد و با میانگین خطای $6/03\%$ با کمترین نیروی گیربندی امکان-پذیر، عیوب مورد نظر نیز رفع گردید و در تست تجربی نیز قطعه سالمی تولید شد. بهینه‌سازی پارامترهای فرایندی به کمک شبیه‌سازی، هزینه بسیار کمتری در مقابل اصلاح قالب و تعویض دستگاه با نیروی گیربندی بالاتر دارد و همچنین باعث بهبود دقت ابعادی محصول، عدم هدر رفت مواد خام و کاهش زمان تولید می‌گردد.

فهرست علائم علائم انگلیسی

A	دمای مذاب، °C
B	مدت زمان سیکل خنک‌کاری، s
C	مدت زمان فشار نگهداری، s
D	فشار نگهداری، MPa
E	فشار تزریق، MPa
F	مدت زمان تزریق، s
G	حداکثر نیروی گیربندی لازم، t
H	عیب پر نشدن قالب
I	حداکثر دمای جبهه جریان مذاب، °C

واژه نامه

Burn mark defect	عیب سوختگی
Short shot defect	عیب پر نشدن قالب
Clamping force	نیروی گیربندی
Holding pressure	فشار نگهداری
Packing time	مدت زمان فشار نگهداری
Melt temperature	دمای مذاب
Simulation	شبیه‌سازی
Moldflow software	نرم‌افزار مولدفلو
Regression equation	معادله رگرسیون
Design of Experiment	طراحی آزمایش
Central Composite Design	طراحی مرکب مرکزی
	غربالگری به روش پلاکت - برمن
Screening by Plackett-Burman method	

نظر گرفته شده است. بر خلاف نتیجه پژوهش [26] که با کاهش مدت زمان تزریق، احتمال بروز عیب سوختگی افزایش می‌یابد، در این پژوهش نتیجه گرفته شد که به ترتیب با افزایش دمای مذاب و مدت زمان تزریق، احتمال بروز این عیب، افزایش می‌یابد. بر خلاف پژوهش‌های گذشته [7,26,27] که به صورت تجربی، عیب سوختگی را رفع کردند، در این پژوهش با شناسایی نقطه بحرانی تخریب پلیمر در قالب به کمک حل عددی، نیاز به انجام فرایند تجربی برای رفع عیب را از بین برد. در نهایت صحت معادلات حاکم بر پاسخ‌ها، تأیید شده و می‌توان از این معادله‌ها برای تولید بوشن در آینده استفاده کرد تا با توجه به مقادیر ورودی، نتایج تجربی از قبل قابل‌پیش‌بینی باشد.

نتیجه‌گیری

این تحقیق به منظور بررسی تأثیر و بهینه‌سازی عامل‌های فرایندی بر عیوب سوختن، پر نشدن قالب و نیروی گیربندی در فرایند تزریق قطعه بوشن ۶۳ است. این قطعه به وسیله دستگاهی با نیروی گیربندی ۲۲۰ تن تولید می‌شود. پارامترهای فرایندی (ورودی) شامل دمای مذاب، مدت زمان خنک‌کاری، مدت زمان فشار نگهداری، فشار نگهداری، فشار تزریق و مدت زمان تزریق است. در ادامه، فرایند در نرم‌افزار مولدفلو شبیه‌سازی شد. پس از تأیید صحت مدل شبیه‌سازی به کمک نتایج تجربی، بهینه‌سازی پارامترهای فرایندی به وسیله تحلیل آماری برای به حداقل رساندن عیوب سوختن و پر نشدن قالب با حداقل نیروی گیربندی مورد نیاز انجام شد. برای این هدف در طراحی غربالگری به روش پلاکت - برمن مشاهده شد، عوامل مؤثر بر نیروی گیربندی، به ترتیب دمای مذاب، فشار تزریق، مدت زمان تزریق و مدت زمان فشار نگهداری است. برای عیب پر نشدن قالب، فقط پارامترهای مدت زمان اعمال فشار نگهداری و مدت زمان تزریق مؤثر هستند و برای عیب سوختن، عوامل دمای مذاب، زمان تزریق و مدت زمان خنک‌کاری مؤثر بر آن هستند. پارامتر فشار نگهداری به عنوان عامل غیر مؤثر شناسایی شد. سپس برای دستیابی به معادله رگرسیونی دقیق‌تر برای پیش‌بینی فرایند تزریق در کارگاه، طراحی آزمایشی به روش مرکب مرکزی انجام شد. با بررسی اثرات متقابل عوامل فرایند می‌توان نتیجه گرفت که با افزایش دمای مذاب و مدت زمان فشار نگهداری، زمان کمتری برای تزریق کامل قالب لازم است ولی احتمال تشکیل عیب سوختن در فشار تزریق بالا را افزایش می‌دهد و نیاز به نیروی گیربندی بیشتری دارد. بررسی تأثیر و انتخاب مقدار عوامل بر

تقدیر و تشکر

نویسندگان مقاله بر خود لازم می‌دانند که از امکانات فراهم‌شده توسط شرکت «یزد اتصال پلیمر» در حین انجام تحقیقات تقدیر کنند.

مراجع

- [1] S.H. Tang, Y.M. Kong, S.M. Sapuan, R. Samin, S. Sulaiman, "Design and thermal analysis of plastic injection mould," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 171, no. 2, pp. 259–267, 2006. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.06.075>
- [2] Y. Xu, G. Liu, K. Dang, N. Fu, X. Jiao, J. Wang, P. Xie, W. Yang, "A novel strategy to determine the optimal clamping force based on the clamping force change during injection molding," *Polymer Engineering & Science*, vol. 61, no. 12, pp. 3170–3178, 2021. <https://doi.org/10.1002/pen.25829>
- [3] J.-Y. Chen, C.-Y. Liu, M.-S. Huang, "Tie-bar elongation based filling-to-packing switchover control and prediction of injection molding quality," *Polymers (Basel)*, vol. 11, no. 7, pp. 1168, 2019. <https://doi.org/10.3390/polym11071168>
- [4] W. Su, H. Peng, "A real- time clamping force measurement eigenvalue for prediction, adjustment, and control of injection product quality," *Polymer Engineering & Science*, vol. 61, no. 3, pp. 420–431, 2021. <https://doi.org/10.1002/pen.25585>
- [5] Z. Jiao, H. Liu, P. Xie, W. Yang, "Clamping characteristics study on different types of clamping unit," In AIP Conference Proceedings, vol. 1664, no. 1, 2015, p. 110009. <https://doi.org/10.1063/1.4918484>
- [6] H. Oktem, T. Erzurumlu, I. Uzman, "Application of Taguchi optimization technique in determining plastic injection molding process parameters for a thin-shell part," *Materials & Design*, vol. 28, no. 5, pp. 1271–1278, 2007. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2005.12.013>
- [7] S. Beheshtian Mesgaran, F. Elhami Nik, S.E. Seyyed Mousavi, "Experimental and Numerical Analysis of Burn Marks and Shrinkage Effect on Injection Molding," International Conference on Materials and Processing, American Society of Mechanical Engineers, 2017, p. V001T02A038-V001T02A038. <https://doi.org/10.1115/MSEC2017-3009>
- [8] B. Ravikiran, D.K. Pradhan, S. Jeet, D.K. Bagal, A. Barua, S. Nayak, "Parametric optimization of plastic injection moulding for FMCG polymer moulding (PMMA) using hybrid Taguchi-WASPAS-Ant Lion optimization algorithm," *Materials Today: Proceedings*, vol. 56, no. 1, pp. 2411–2420, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2021.08.204>
- [9] A. Mollaei Ardestani, G. Azamirad, Y. Shokrollahi, M. Calaon, J.H. Hattel, M. Kulahci, R. Soltani, G. Tosello, "Application of Machine Learning for Prediction and Process Optimization—Case Study of Blush Defect in Plastic Injection Molding," *Applied Sciences*, vol. 13, no. 4, p. 2617, 2023. <https://doi.org/10.3390/app13042617>
- [10] H. Hassan, N. Regnier, C. Pujos, E. Arquies, G. Defaye, "Modeling the effect of cooling system on the shrinkage and temperature of the polymer by injection molding," *Applied Thermal Engineering*, vol. 30, no. 8-9, pp. 1547–1557,

2010. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2010.02.025>
- [11] S. Hwang, P.P. Hsu, C. Chiang, "Shrinkage study of textile roller molded by conventional/microcellular injection-molding process," *International Communications in Heat and Mass Transfer*, vol. 35, no. 6, pp. 735–743, 2008. <https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2008.02.011>
- [12] F. Yin, H. Mao, L. Hua, W. Guo, M. Shu, "Back propagation neural network modeling for warpage prediction and optimization of plastic products during injection molding," *Materials & Design*, vol. 32, no. 4, pp. 1844–1850, 2011. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2010.12.022>
- [13] S. Kitayama, S. Natsume, "Multi-objective optimization of volume shrinkage and clamping force for plastic injection molding via sequential approximate optimization," *Simulation Modelling Practice and Theory*, vol. 48, no. 1, pp. 35–44, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.simpat.2014.07.004>
- [14] E.A. Wibowo, A. Syahriar, A. Kaswadi, "Analysis and simulation of short shot defects in plastic injection molding at multi cavities," In *Proceedings of the 2020 International Conference on Engineering and Information Technology for Sustainable Industry*, vol. 1, no. 1, 2020, pp. 1–6. <https://doi.org/10.1145/3429789.3429837>
- [15] L.D. Mahajan, P.N. Ulhe, "Analysis of Injection Molding Process to Reduced Defects (Short-Shot)," *International Journal of Engineering Technologies and Management Research*, vol. 5, no. 6, pp. 113–119, 2018. <http://doi.org/10.5281/zenodo.1313112>
- [16] Q.M. Usman Jan, T. Habib, S. Noor, M. Abas, S. Azim, Q.M. Yaseen, "Multi response optimization of injection moulding process parameters of polystyrene and polypropylene to minimize surface roughness and shrinkage's using integrated approach of S/N ratio and composite desirability function," *Cogent Engineering*, vol. 7, no. 1, p. 1781424, 2020. <https://doi.org/10.1080/23311916.2020.1781424>
- [17] O. Izadi, P. Mosaddegh, "Experimental investigation and simulation of PA6 warpage based on thermomechanical behavior obtained from uniaxial tensile test," *Amirkabir Journal of Mechanical Engineering*, vol. 52, no. 5, pp. 1127–1138, 2019. <https://doi.org/10.22060/mej.2019.15196.6057>
- [18] M. Moavenian, A. Esmaili Khiabani, H. Janani, "Comparison of process conditions and defects of plastic injection in replacing biodegradable polymer polylactic acid (PLA) with polypropylene (PP) for the production of centrifuge tubes (Falcon)," *The 19th National Conference and the 8th International Conference on Construction and Production Engineering of Iran*, 2022.
- [19] B. Akhoundi, V. Modanloo, A. Mashayekhi, "Numerical and experimental investigation of the effect of gate size, holding pressure and holding pressure time on the shrinkage of polyoxymethylene plastic injection parts," *The Third International Conference on New Technologies in Science*, 2023.
- [20] Z. Abolhasani Far, N. Ramadani, S. Abozae Fanayi, N. Akhlian, "Investigation and comparison of aluminum and tool steel molds on the results of warpage and volume shrinkage with simulation of plastic injection using Moldflow software in the production of rollers based on polyethylene vinyl acetate," *The 19th National Conference and the 8th International Conference on Construction and Production Engineering of Iran*, 2022.

- [21] D.F. Heaney, C.D. Greene, Molding of components in metal injection molding (MIM), Handbook of Metal Injection Molding, Elsevier, 2019.
- [22] M.H. Chiang, Y.P. Yeh, F.L. Yang, Y.N. Chen, "Integrated control of clamping force and energy-saving in hydraulic injection moulding machines using decoupling fuzzy sliding-mode control," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 27, pp. 53–62, 2005. <https://doi.org/10.1007/s00170-004-2138-z>
- [23] M.-S. Huang, K.-Y. Chen, R.-F. Fung, "Comparison between mathematical modeling and experimental identification of a spatial slider–crank mechanism," *Applied Mathematical Modelling*, vol. 34, pp. 2059–2073, 2010. <https://doi.org/10.1016/j.apm.2009.10.018>
- [24] Y. Kudo, T. Hakoda, K. Nakamura, S. Morozumi, "Method of setting mold clamping force of injection molding machine," 2011.
- [25] M.-S. Huang, C.-Y. Lin, "A novel clamping force searching method based on sensing tie-bar elongation for injection molding," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 109, pp. 223–230, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2017.02.004>
- [26] Y. Fukushima, T. Suzuki, K. Onda, H. Komatsu, H. Kuroiwa, T. Kaburagi, "Study on the online monitoring of burn marks by gas sensor," *International Journal of Automation Technology*, vol. 11, no. 1, pp. 112–119, 2017. <https://doi.org/10.20965/ijat.2017.p0112>
- [27] J. Li, W. Liu, X. Xia, H. Zhou, L. Jing, X. Peng, S. Jiang, "Reducing the burn marks on injection-molded parts by external gas-assisted injection molding," *Polymers (Basel)*, vol. 13, no. 1, pp. 1–10, 2021. <https://doi.org/10.3390/polym13010144>

Post-buckling Analysis of Hyperelastic Column under Axial Compressive Loading*

Research Article

Alireza Sedaghat¹ , Javad Porkar²

 [10.22067/jacsm.2024.85357.1216](https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.85357.1216)

Abstract

This study investigates mixed convection heat transfer in laminar non-Newtonian flows within helical coil heat exchangers using nanofluids. The research examines nanoparticle volumetric concentrations ranging from 0% to 2% and power-law indices of 0.81, 0.85, and 0.91. The momentum and energy equations were solved using the finite volume method with the SIMPLE algorithm. We analyzed the effects of power-law index, Richardson number, helical coil pitch, and nanoparticle concentration on the Nusselt number. Results indicate that the heat transfer coefficient increases with nanoparticle concentration from 0% to 2%. The Nusselt number shows an inverse relationship with both the power-law index and friction coefficient. Additionally, increasing the coil pitch and nanoparticle concentration enhances the heat transfer coefficient, with a 7% increase in Nusselt number observed when the coil pitch varies from 0.05 to 0.1. Buoyancy forces significantly influence temperature distribution patterns and flow velocity in helical coils, leading to more uniform temperature distributions at higher buoyancy forces.

Keywords: Nano fluids, Non-Newtonian, heat exchangers helical coils, mix convection, Numerical study.

1- Introduction:

Column buckling, traditionally considered a failure mode, has recently emerged as a fundamental mechanism for designing mechanically functional metamaterials. This phenomenon enables tunable Poisson's ratios, programmable nonlinear responses, shape morphing, and multistability[1]. The buckling and post-buckling behavior of columns critically determines the performance of these metamaterials. Unlike simplified 1D joist models, our bifurcation analysis employs 2D continuum mechanics, incorporating both geometric and material nonlinearities,

to accurately predict column behavior under axial compression [2].

Previous research has primarily focused on initial buckling behavior through incremental boundary value problem solutions. Koiter's asymptotic technique, widely applied to analyze post-buckling in various systems (including neo-Hookean materials, hyperelastic layers, and elastic tubes), serves as our methodological foundation. This study applies Koiter's approach to examine post-buckling in 2D rectangular blocks with diverse constitutive rules. Our findings reveal that uncut columns under controlled compression may exhibit unstable equilibrium paths characteristic of snapping-back buckling modes. While existing studies have explored some buckling behaviors, a comprehensive analysis of all possible buckling modes across different width-to-length ratios remains lacking. This work aims to address this research gap[3].

2- Buckling Mode Changes

We initiated our investigation with finite element analysis using ABAQUS to identify three distinct buckling modes in straight hyperelastic columns with varying width-to-length ratios under axial compression. The analysis employed the compressible neo-Hookean material model, with elastic energy density expressed as:

$$W = \frac{\mu}{2} \left[J^{-\frac{2}{3}} \text{tr}(FF^T) - 2 \right] + \frac{K}{2} (J - 1)^2$$

2D plane-stress simulations (CPE8H elements in ABAQUS) were performed for columns with width w and length L under axial displacement Δl using the static Riks method, and the compressive response force F was calculated. Figure 1 shows a schematic of the system, in which both ends of the column can move in the horizontal direction while remaining straight. Reflective symmetry was assumed for axis X_1 , and thus only half of the column

*Manuscript received November 14, 2023. Revised July 14, 2024, Accepted October 29, 2024.

¹ Corresponding author, Assistance Professor, Department of Mechanical Engineering, La.C., Islamic Azad University, Lahijan, Iran.

Email: Sedaghat.alirezaa@iau.ac.ir

² Ph.D. Student, Department of Mechanical Engineering, Islamic Azad University, Lahijan, Iran.

was simulated. Imperfections were introduced to the initial geometry to induce buckling and instability.

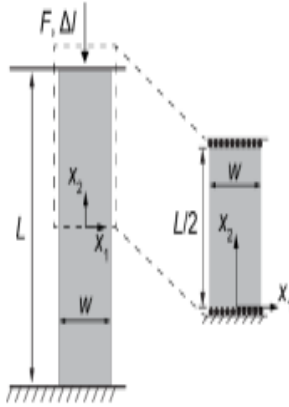


Fig. 1. Schematic of a 2D hyperelastic column under compressive force F or displacement Δl

Figure 1 presents the numerical results, illustrating three distinct buckling modes of straight hyperelastic columns with varying width-to-length (w/L) ratios under axial

compressive loading. The strain (ω) was defined as $\Delta l/L$, where Δl represents the displacement between the column's two ends. The normalized force-strain ($F/w\mu-\omega$) curves were plotted along the equilibrium paths (see Figure 2).

3. Continuum Mechanics-Based Asymptotic Analysis

This section presents a continuum mechanics-based asymptotic analysis to evaluate the buckling and post-buckling behavior of axially compressed columns. The analysis was extended to:

1. Determine the initial post-buckling slope.
2. Investigate the transition of buckling modes from continuous buckling to snapping-back buckling.

3.1. Stability Analysis of Post-Buckling Paths

This study examines the stability of post-buckling paths in axially compressed columns, with particular focus on:

- The initial post-buckling slope.
- The mode transition from continuous buckling to snapping-through buckling.

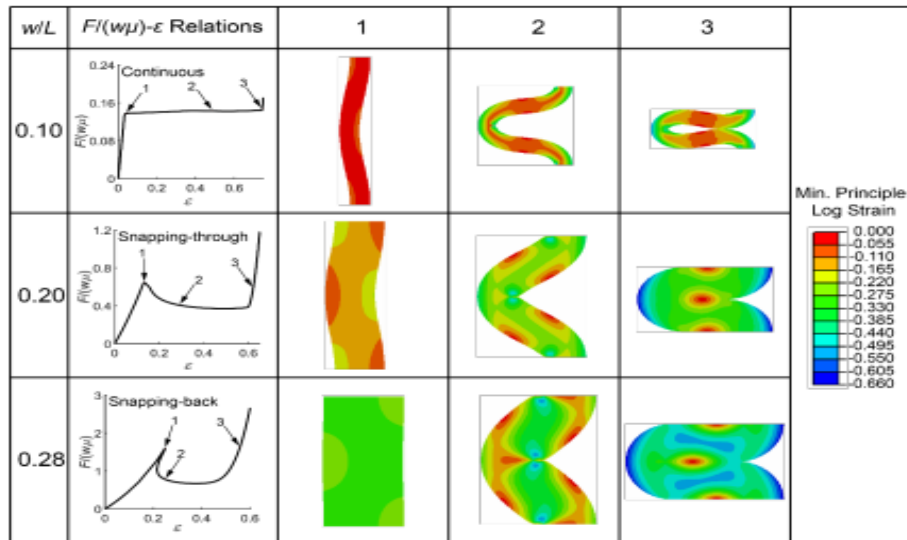


Fig. 2. (a) continuous buckling, (b) snapping-through buckling, and (c) snapping-back buckling (the shear modulus/bulk modulus was assumed to be 0 in the post-buckling analysis)

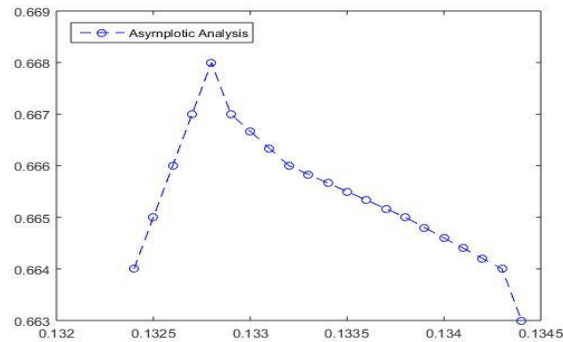


Fig. 3. Continuum mechanics-based asymptotic analysis

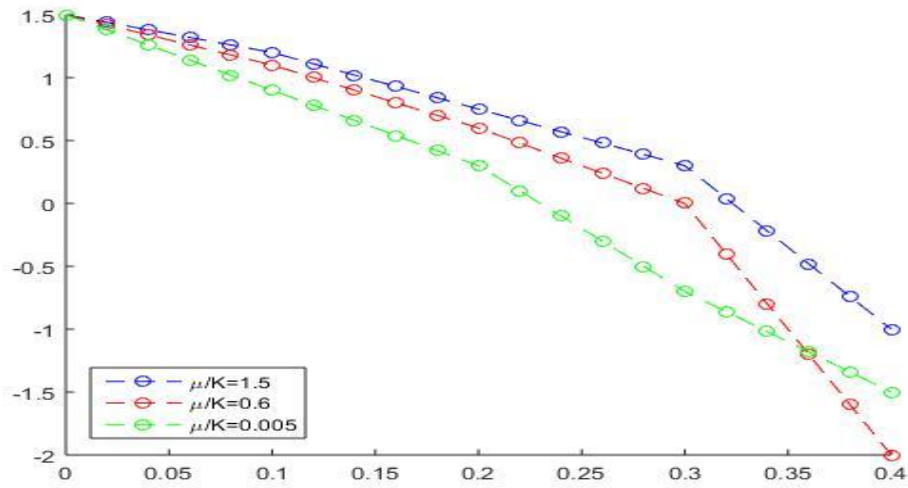


Fig. 4. Bifurcation analysis

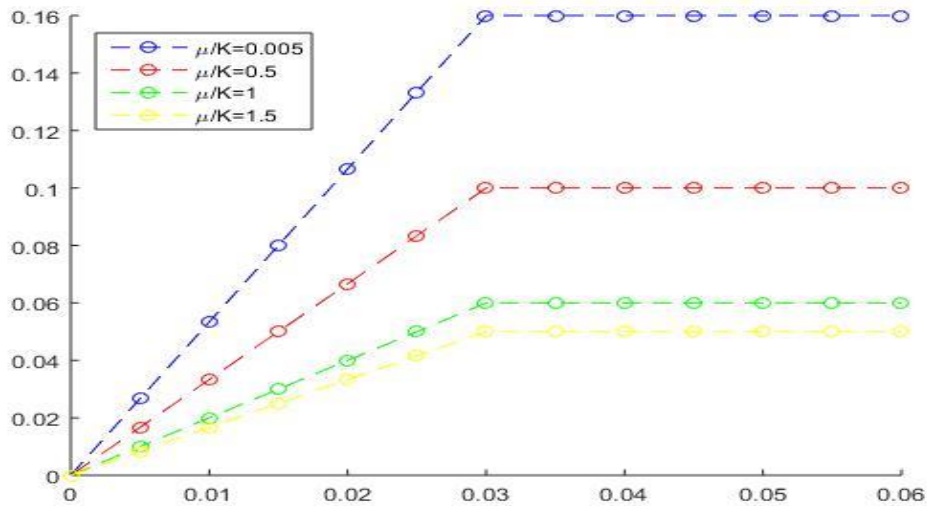


Fig. 5. Post-buckling analysis

3.2. Bifurcation analysis

Figure 4 represents the potential energy required for the in-plane deformation of the half-column.

3.3. Post-buckling analysis

Once the critical strain ω_{cr} for the onset of buckling and the corresponding mode u^1 had been found, the displacement field u and compressive strain were asymptotically extended near the buckling point in the buckling equilibrium direction of the column.

4. Conclusion

The buckling of straight columns under axial compressive loads has been studied extensively in recent decades.

While the buckling behavior of slender columns has been effectively predicted, the post-buckling behavior of wide columns with high w/L^* ratios (where geometric and material nonlinearities are crucial) remains unexplored.

This paper analytically demonstrates that increasing the w/L^* ratio of a straight hyperelastic column changes its buckling mode from continuous buckling to snapping-through and then to snapping-back buckling. Consequently, the initial positive slope becomes negative and then positive again as the w/L^* ratio increases.

Using an asymptotic analysis based on continuum mechanics, the initial post-buckling slope can be expressed as a function of the w/L^* ratio, allowing determination of the critical w/L^* ratios for buckling mode transitions. These analytical results show good agreement with post-buckling behavior simulations.

Furthermore, an increase in the ratio of shear modulus to bulk modulus (representing material compressibility) raises the critical w/L ratio required for the transition from snapping-through to snapping-back buckling.

5- References

- [1] K. Bertoldi, V. Vitelli, J. Christensen, M. Van Hecke, "Flexible mechanical metamaterials," *Nature Reviews Materials*, vol. 2, no. 1, p. 17066, 2017. <https://doi.org/10.1038/natrevmats.2017.66>
- [2] J.W. Boley, W.M. van Rees, C. Lissandrello, M.N. Horenstein, R.L. Truby, A. Kotikian, J.A. Lewis, L. Mahadevan, "Shape-shifting structured lattices via multimaterial 4D printing," *Proceedings of the National Academy of Sciences*, vol. 116, no. 42, pp. 20856–20862, 2019. <https://doi.org/10.1073/pnas.1908806116>
- [3] C. Coulais, A. Sabbadini, F. Vink, M. van Hecke, "Multi-step self-guided pathways for shape-changing metamaterials," *Nature*, vol. 561, no. 7724, pp. 512–515, 2018. <https://doi.org/10.1038/s41586-018-0541-0>
- [4] J. Kадkhodapour, A. Pourkamali Anaraki, "Investigating the Mechanical Properties of Polymer Composite Materials made by 3D Printing Method," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 35, no. 4, pp. 77–89, 2023. <https://doi.org/10.22067/jacsm.2023.81972.1182>



تحلیل پس کمانش برای ستون هایپر الاستیک تحت بارگذاری فشاری محوری*

مقاله پژوهشی

جواد پرکار^(۲)علیرضا صداقت^(۱) 

10.22067/jacsm.2024.85357.1216

چکیده کمانش ستون های صاف تحت فشار محوری به طور گسترده برای چندین دهه مطالعه شده است. اگرچه رفتار کمانش ستون های لاغر به خوبی پیش بینی شده است ولی رفتار پس کمانش ستون های عریض با نسبت های عرض به طول بالا (که در آن ها غیرخطی هندسی و ماده حیاتی می شود) بررسی نشده است. در این مقاله، به صورت تحلیلی نشان داده شد که برای یک ستون هایپر الاستیک صاف، افزایش نسبت عرض به طول آن می تواند حالت کمانش آن را از کمانش پیوسته به فروجهشی و ارتجاعی تغییر دهد. بر همین اساس، علامت شیب اولیه پس کمانش نیز از مثبت به منفی تغییر می کند و در نهایت مجدداً مثبت می شود. با استفاده از یک آنالیز مجانبی بر اساس مکانیک محیط های پیوسته می توان شیب اولیه پس کمانش را بر حسب تابعی از نسبت عرض به طول ستون تعیین کرد و سپس نسبت های عرض به طول بحرانی را برای تغییر حالت های کمانش مشخص کرد که این نتایج به خوبی با نتایج شبیه سازی نرم افزار تحلیل المان محدود مطابقت دارند. همچنین می توان دریافت کرد که با افزایش نسبت مدول برشی به حجمی که بیانگر تراکم پذیری ماده است، تغییر حالت کمانش از کمانش فروجهشی به ارتجاعی به یک نسبت عرض به طول بالاتر می رود. یک نمودار فازی حالت های کمانش بر حسب نسبت عرض به طول و نسبت مدول برشی به حجمی نیز رسم گردید. اگرچه آنالیز بر اساس یک ماده شبه هوکی خاص است ولی سایر مدل های شبه هوکی نیز نتایج مشابهی دارند. علاوه بر این، با افزایش نسبت مدول برشی به توده، که نشان دهنده تراکم پذیری مواد است، انتقال بین کمانش گیره دار و کمانش برگشتی به نسبت بحرانی عرض به طول بیشتر به تعویق می افتد. یک نمودار فاز از حالت های کمانش با توجه به نسبت عرض به طول و نسبت مدول برشی به حجم ساخته شده است که چارچوب پیشنهادی در این مقاله را می توان برای سایر قوانین ساختاری برای مطالعه اثرهای غیرخطی مواد مختلف بر رفتار پس کمانش اعمال کرد.

واژه های کلیدی پس کمانش، فرا مواد، هایپر الاستیک، آنالیز مجانبی.

مقدمه

تأثیرگذار است.

منحنی زنجیره ای اوایلر (Euler's elastica) ساده ترین تعریف برای کمانش ستون است که در آن ستون ها به صورت میله های الاستیک خطی مدل سازی شده اند که دچار تغییر شکل های کوچک می شوند. این مدل پیش بینی می کند که یک ستون صاف که در معرض یک نیروی فشاری F یا برش ε است در یک شرایط بحرانی F_{cr} یا ε_{cr} دچار کمانش می شود و شیب پس کمانش S تعریف می شود که در معادله $(F-F_{cr})/F_{cr} = S(\varepsilon-\varepsilon_{cr})$ یک مقدار

کمانش ستون به عنوان نوعی گسیختگی (شکست) ماده در نظر گرفته می شود اما به تازگی از آن برای طراحی فرامواد کاربردی از لحاظ مکانیکی استفاده می شود [1] که در آن کمانش ستون مبنای بسیاری از ویژگی های مهم مانند نسبت پواسون قابل تنظیم [2]، پاسخ های غیرخطی قابل برنامه ریزی [3]، دگرذیسی یا مورفینگ (morphing) شکل [4] و پایداری چندگانه [5] است. کمانش و پس کمانش ستون ها به شدت روی رفتار این فرامواد

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۲/۸/۲۳ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۳/۸/۸ می باشد.

(۱) نویسنده مسئول: استادیار، گروه مهندسی مکانیک، واحد لاهیجان، دانشگاه آزاد اسلامی، لاهیجان، ایران. Email: Sedaghat.alirezaa@iauo.ac.ir

(۲) دانشجو دکتری، گروه مهندسی مکانیک، واحد لاهیجان، دانشگاه آزاد اسلامی، لاهیجان، ایران.

با حل کردن یک مسئله مقدار مرزی افزایشی بررسی شده است [8,9]. برای تعیین مسیرهای تعادل رفتار پس کمانش و پایداری آن‌ها، یک روش مجانبی توسط کویتز [10] معرفی شد که به طور گسترده برای یافتن جواب‌های مسئله پس کمانش یک نیم فضای تحت فشار از ماده شبه هوکی [11]، یک لایه هایپیرالاستیک و نازک تحت فشار [12]، یک لوله هایپیرالاستیک تحت فشار محوری [13] و یک میله الاستیک چسبیده به یک فونداسیون الاستیک [14] استفاده می‌شود. در این مقاله [15] از این روش برای بررسی رفتار پس کمانش یک بلوک مستطیلی شکل و دوبعدی با قوانین ساختاری مختلف استفاده شده است که در نهایت معلوم شد یک ستون نتراشیده که تحت فشار کنترل شده است می‌تواند یک مسیر تعادل ناپایدار داشته باشد که مربوط به حالت کمانش ارتجاعی است. اما تمامی حالت‌های کمانش برای ستون‌های تحت فشار محوری بر حسب نسبت عرض به طول به صورت تحلیلی بررسی نشده‌اند که دلیل اصلی برای انجام این پژوهش است.

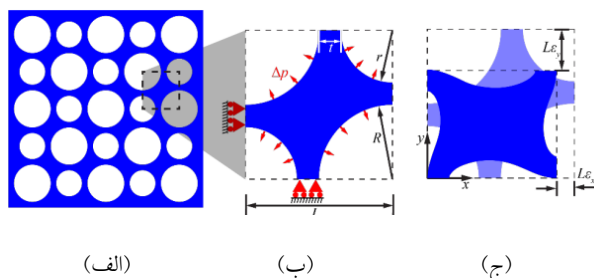
برای اندازه‌گیری برگشت فنی، پس از اتمام تغییر شکل، مختصات دو نقطه انتهایی قطعات و فاصله آن‌ها نسبت به یکدیگر اندازه‌گیری می‌شود و بعد از باربرداری از قطعه و اعمال برگشت فنی روی قطعه، مختصات همان دو نقطه دوباره استخراج و اندازه‌گیری می‌شود [16,17].

برای بررسی تنش‌ها در ضخامت ورق نیاز است که تنش‌ها دسته‌بندی و تفکیک شده و مقادیر آن‌ها مقایسه گردد. برای این منظور از ابزار خطی‌سازی تنش در آباکوس استفاده شده است [18].

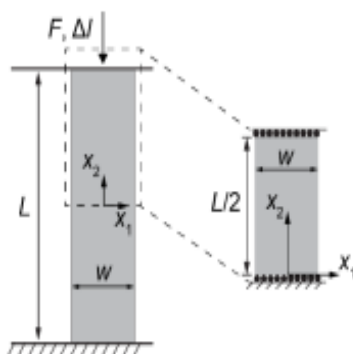
در این مقاله مقصود این است که مسئله شیب اولیه منحنی پس کمانش یک ستون هایپیرالاستیک و صاف که تحت فشار محوری است با استفاده از یک آنالیز پس کمانش مجانبی (asymptotic post-buckling analysis) در چارچوب الاستیسیته تغییر شکل‌های بزرگ حل شود و تغییر حالت‌های کمانش از کمانش پیوسته، فروجهشی تا ارتجاعی بر حسب نسبت عرض به طول ستون مورد بررسی قرار گیرد. نتایج توسط تحلیل المان محدود تأیید خواهند شد. در بخش (۲) یافته‌های عددی و پیشین بسط داده می‌شوند تا ثابت کنند که یک ستون هایپیرالاستیک دوبعدی و تحت فشار محوری می‌تواند سه حالت کمانش ذکر شده را با تغییر نسبت عرض به طول خود نشان دهد. در بخش

ثابت و مثبت (۲/۱) دارد که مستقل از شرایط مرزی و هندسی است [8]. این معادله به خوبی رفتار کمانش ستون‌های لاغر را پیش‌بینی می‌کند اما با پهن‌تر شدن ستون، رفتار پس کمانشی آن‌ها به شدت تغییر می‌کند چون که کرنش حیاتی برای کمانش ستون زیاد می‌شود، که در نتیجه رفتار غیرخطی هندسی ماده نقش کلیدی در ناحیه پس کمانش ایفا می‌کند. با افزایش نسبت عرض به طول، حالت کمانش یک ستون هایپیرالاستیک صاف تحت فشار محوری از کمانش پیوسته فروجهشی به ارتجاعی تبدیل می‌شود. بر همین اساس، شیب پس کمانش اولیه از مثبت به منفی تغییر می‌کند و در نهایت دوباره مثبت خواهد شد. برای پیش‌بینی رفتار خمش و کمانش ستون‌های عریض، چندین مدل تیرچه پیشنهاد شده است تا منحنی زنجیره‌ای اوایل را توسعه دهند [6] اما هیچ کدام از مدل‌های تیرچه تک‌بعدی نمی‌توانند تغییر حالت‌های کمانش فروجهشی و ارتجاعی بر حسب نسبت عرض به طول را نشان دهند. مدل‌های تیرچه ارائه شده در مقالات، تغییر شکل‌های محوری و برشی را در نظر می‌گیرند ولی ماده سازنده را خطی فرض می‌کنند که این مدل‌ها می‌توانند پیش‌بینی کنند با افزایش نسبت عرض به طول، شیب اولیه منحنی پس کمانش از ۲/۱ کاهش می‌یابد ولی همچنان مثبت باقی می‌ماند. به تازگی برخی محققان [6] تلاش کرده‌اند غیر خطی بودن ماده را در این مدل‌ها جا دهند که در عین حال تیرچه به صورت قابل برش و بسط‌پذیر باشد. مدل پیشنهادی می‌تواند تغییرات شیب منحنی پس کمانش از مثبت به منفی را با افزایش نسبت عرض به طول نشان دهد ولی اگر این نسبت بیش از حد زیاد شود آن‌گاه علامت شیب را به مثبت برنمی‌گرداند. علت این موضوع کرنش مرتبه بالا به دلیل غیر خطی بودن است که در ناحیه پس کمانش ستون‌های عریض ناچیز نیست. همچنین فرض سینماتیکی [7] استفاده شده در این مدل‌ها (یعنی سطح مقطع تیرها به صورت غیرپیچشی در وضعیت تغییر شکل یافته باقی می‌ماند) برای ستون‌های عریض معتبر نیست.

در مقایسه با مدل‌های تیرچه تک‌بعدی، یک آنالیز دوشاخه‌شدگی (Bifurcation analysis) بر اساس مکانیک محیط‌های پیوسته و دوبعدی (که غیرخطی بودن هندسی و ماده را در نظر می‌گیرد) می‌تواند رفتار کمانش و پس کمانش ستون‌های تحت فشار محوری را با دقت پیش‌بینی کند. شروع رفتار کمانش ستون‌های تحت فشار محوری در مقالات مختلف



شکل ۱ راه اندازی شبیه سازی المان محدود: (الف) شماتیک یک دال الاستومری که از مجموعه ای از سوراخ ها تشکیل شده است، (ب) سلول واحد مورد استفاده برای شبیه سازی اجزای محدود. سلول واحد در اینجا به عنوان کوچک ترین واحد هندسی شناخته می شود که می تواند کل سیستم را با آینه سازی و الگوسازی خود بسازد. این سلول واحد توسط شرایط مرزی متقارن محدود می شود و تحت فشار Δp قرار می گیرد، که به عنوان اختلاف بین فشار خارجی فشار خارجی و پینت فشار داخلی ($\Delta p = p_{ext} - p_{int}$) تعریف می شود و (ج) تغییر شکل این سلول واحد با تغییرات طول شبکه در جهت x و y بین حالت تغییر شکل نیافته (آبی روشن) و حالت تغییر شکل (آبی تیره) اندازه گیری می شود.



شکل ۲ شماتیکی از یک ستون هایپر الاستیک و دوبعدی (سمت چپ) قرار گرفته در معرض یک نیروی تراکمی F یا یک جابه جایی Δl . به دلیل تقارن، فقط نیمه بالایی این ستون (سمت راست) برای شبیه سازی و مدل سازی انتخاب شده است.

نتایج عددی در شکل (۳) به طور خلاصه بیان شده است تا نشان دهد که سه حالت کمانش برای ستون های هایپر الاستیک صاف با نسبت های عرض به طول (w/L) متفاوت بوده و تحت فشار محوری قرار دارد. کرنش ϵ به صورت $\Delta l/L$ تعریف شد و جابه جایی Δl بین دو انتهای ستون تقسیم بر طول اولیه آن L است. سپس منحنی های نرمال شده نیرو - کرنش $F/w\mu - \epsilon$ در امتداد مسیرهای تعادل رسم گردید (ستون دوم در شکل ۳) و

(۳) یک آنالیز مجانبی بر اساس مکانیک محیط های پیوسته انجام داده شد که شامل غیر خطی های هندسی و ماده در مدل مورد نظر است تا شیب پس کمانش اولیه بر حسب تابعی از نسبت عرض به طول تعیین شود. علاوه بر این، نسبت های بحرانی تراکم پذیری ماده روی این مقادیر بحرانی بررسی گردید. پیش بینی های پاسخ پس کمانش مطابقت خوبی با شبیه سازی به کمک روش المان محدود دارد.

تغییر حالت های کمانش

ابتدا تحلیل المان محدود با استفاده از نرم افزار تجاری آباکوس انجام داده شد تا سه حالت کمانش یک ستون هایپر الاستیک و صاف تحت فشار محوری با تغییر نسبت عرض به طول آن تعیین گردد. رابطه بنیادی استفاده شده در تحلیل المان محدود همان قانون ماده شبه هوکی تراکم پذیر با معادله چگالی انرژی الاستیک زیر است:

$$W = \frac{\mu}{2} [J^{-2/3} \text{tr}(\mathbf{F}\mathbf{F}^T) - 2] + \frac{K}{2} (J - 1)^2 \quad (1)$$

که در آن F گرادیان تغییر شکل $F_{ij} = \partial u_i / (\partial X_j + \delta_{ij})$ ، u_i بیانگر تغییر مکان در جهت X_i و δ_{ij} بیانگر دلتای کرونکر است، J ، دترمینان F ، μ و K به ترتیب مدول برشی و حجمی هستند. با داشتن ضریب $J^{-2/3}$ ، عبارت اول در انرژی کرنشی W در معادله فوق مربوط به تغییر شکل انحرافی است در حالی که عبارت دوم مربوط به تغییر شکل حجمی است. هرگاه K به بی نهایت نزدیک شود، مدل فوق بیانگر یک ماده شبه هوکی تراکم ناپذیر است که در شبیه سازی های شکل (۳) برای بیان یک ماده هایپر الاستیک عمومی استفاده شده است.

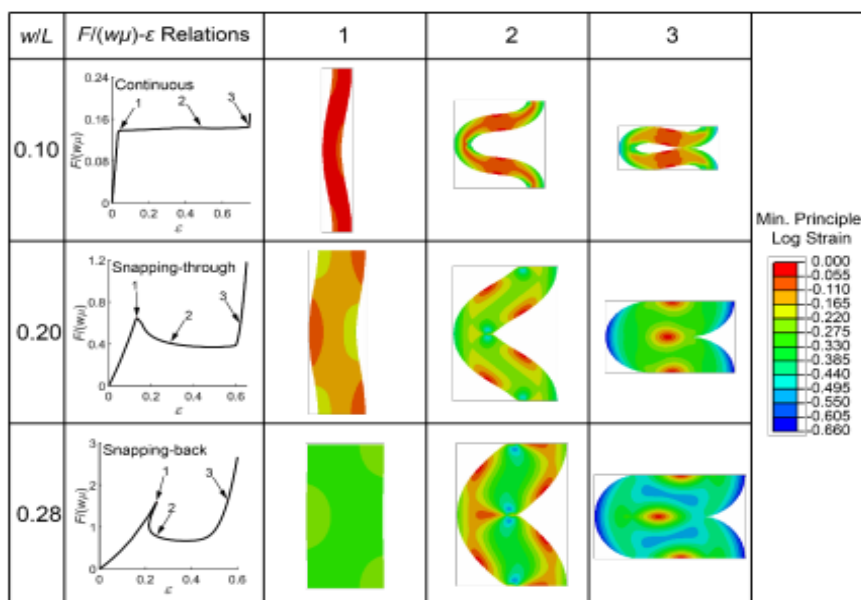
شبیه سازی های کرنش صفحه ای دوبعدی (المان از نوع CPE8H در برنامه آباکوس) برای ستون هایی با عرض w و طول L تحت یک جابه جایی محوری Δl با استفاده از روش استاتیک ریکس انجام شد و نیروی عکس العمل تراکمی F محاسبه گردید. در شکل (۲) هر دو قسمت انتهایی ستون ها می توانند آزادانه در امتداد جهت افقی بلغزند ولی به صورت صاف باقی بمانند. تقارن بازتاب برای محور X_1 فرض شد که به همین دلیل فقط نیمی از این ستون شبیه سازی می شوند. نقص ها و عیب هایی به هندسه اولیه وارد می شوند تا منجر به کمانش و ناپایداری شوند.

(ردیف چهارم در شکل ۳)، نیرو و کرنش پس از نقطه کمانش (نقطه ۱) کاهش می یابند و یک شیب پس کمانش مثبت را به وجود می آورند. این حالت کمانش با چنین رابطه نیرو - کرنشی همانند کمانش پوسته (shell buckling) است [23] و کمانش ارتجاعی نامیده می شود. در مجموع، با افزایش w/L حالت کمانش از یک کمانش پیوسته به کمانش فروجهشی و در نهایت به کمانش ارتجاعی تغییر می یابد. بر همین اساس، شیب پس کمانش اولیه از یک مقدار مثبت به منفی تغییر می کند و در نهایت دوباره مثبت می شود. ایجاد یک ساختار مرکب به منظور دستیابی به خواص مکانیکی متفاوت از مواد تشکیل دهنده آن به صورت مجزا است [24]، که این تفاوت در خواص مکانیکی شامل تغییر در استحکام کششی و مدول الاستیسیته و کرنش می باشد [25].

نتایج عددی پیشین نشان دادند که مقدار w/L بحرانی برای تغییر حالت کمانش از کمانش فروجهشی به کمانش ارتجاعی برای یک ماده شبه هوکی تراکم ناپذیر حدود 0.24 است که در هیچ کدام از مدل های تیرچه موجود [6,7] پیش بینی نشده است.

شکل های تغییر یافته در سه موقعیت خاص روی این منحنی ها نشان داده شد:

۱) شروع کمانش ستون (نقطه ۱، ستون سوم در شکل ۳)، ۲) شروع چروک شدگی (Creasing) [19,20-21] (که یک تاشدگی بدون مقیاس است) روی قسمت متراکم ستون (نقطه ۲، ستون چهارم در شکل ۳) و ۳) برگشتن نیروهای عکس العمل (نقطه ۳، ستون پنجم در شکل ۳). هرگاه w/L کم باشد $w/L=0.1$ ، ردیف دوم از شکل ۳، هر چند شیب منحنی $F/w\mu-\epsilon$ به شدت پس از کمانش کاهش می یابد ولی همچنان مثبت باقی می ماند. این حالت کمانش را کمانش پیوسته می نامند چون که رفتار پس کمانش پایدار است و نیرو و کرنش به صورت پیوسته زیاد می شوند. با افزایش w/L ، رفتار کمانش ناپیوسته می شود. ($w/L=0.1$)، ردیف دوم از شکل ۳، نیرو کاهش می یابد در حالی که کرنش پس از نقطه کمانش (نقطه ۱) زیاد می شود و منجر به یک شیب پس کمانش منفی می شود که در نهایت به دلیل خود تماسی به شدت زیاد می شود. این حالت کمانش با یک شیب پس کمانش منفی اصطلاحاً کمانش فروجهشی نامیده می شود که معمولاً در کمان یا طاق های کم عمق دیده می شود [22]. هرگاه $w/L=0.2$ باشد



شکل ۳ سه حالت کمانش ستون تحت فشار محوری: کمانش پیوسته (ردیف دوم)، فروجهشی (ردیف سوم) و ارتجاعی (ردیف چهارم). روابط بین نیروی تراکمی نرمال شده ($F/w\mu$) و کرنش (ϵ) در ستون دوم رسم شده اند. ستون های سوم تا پنجم نشان می دهند چگونه شکل ستون ها با افزایش کرنش تراکمی تغییر می کند. رنگ ها نشان دهنده سطح کرنش لگاریتمی مینیمم هستند. نسبت مدول برشی به حجمی μ/K استفاده شده در آنالیز پس کمانش برابر با صفر است.

تحلیل مجانبی مبتنی بر مکانیک پیوسته

در این بخش، یک تحلیل مجانبی مبتنی بر مکانیک پیوسته برای بررسی رفتار کمناش و پس کمناش ستون‌های فشرده شده محوری انجام داده شد. در اینجا تجزیه و تحلیل برای تعیین شیب اولیه پس کمناش گسترش داده شد و انتقال حالت‌های کمناش از پیوسته به بازگشت به عقب مورد بررسی قرار گرفت.

آنالیز مجانبی بر اساس مکانیک محیط‌های پیوسته

در این بخش یک آنالیز مجانبی بر اساس مکانیک محیط‌های پیوسته انجام داده شد [15-26] تا رفتار کمناشی و پس کمناشی ستون‌های تحت فشار محوری مورد بررسی قرار گیرد. در این مقاله [27]، پایداری مسیرهای پس کمناش ستون‌های تحت فشار محوری مطالعه شده است که در اینجا این آنالیز بسط داده شده تا شیب پس کمناش اولیه تعیین گردد و تبدیل حالت‌های کمناش از کمناش پیوسته به فروجهشی مورد بررسی قرار گیرد.

آنالیز دوشاخه‌شدگی

انرژی پتانسیل مورد نیاز برای تغییر شکل صفحه‌ای نیم ستون نشان داده شده در شکل (۲) عبارت است از:

$$\Pi[u; \varepsilon] = \int_A W dA = \int_0^L \int_{-\frac{W}{2}}^{\frac{W}{2}} \left\{ \frac{\mu}{2} [J^{-23} \text{tr}(FF^T) - 2] + \frac{K}{2} (J - 1)^2 \right\} dx_1 dx_2 \quad (2)$$

که در آن u بیانگر میدان جابه‌جایی، W تابع چگالی انرژی الاستیک است که از معادله (۱) به دست می‌آید. معادله وردشی (variational equation) تعادل را می‌توان با اعمال اصل انرژی پتانسیل ساکن به دست آورد که به صورت زیر است:

$$\Pi'[u; \varepsilon] \delta u = 0 \quad u^0 \quad (3)$$

که در آن Π' مشتق مرتبه اول Π نسبت به u است. یک جواب پایه (اصلی) برای معادله (۳) وجود دارد که به صورت u^0 نشان داده می‌شود. این جواب مربوط به تغییر شکل همگن است و می‌توان آن را بر حسب کشیدگی‌های اصلی به صورت زیر نوشت:

$$u^0 = \begin{bmatrix} 0 \\ u_1 \\ 0 \\ u_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (\lambda_1 - 1)X_1 \\ (\lambda_2 - 1)X_2 \end{bmatrix} \quad (4)$$

که در آن λ_1 و λ_2 دو کشش اصلی در جهت‌های X_1 و X_2 هستند و از معادله زیر به دست می‌آیند:

$$\frac{\partial W}{\partial \lambda_1} = 0 \quad \lambda_2 = 1 - \varepsilon. \quad (5)$$

معادله اول در معادله (۵) نشان می‌دهد که تنش پیولا - کیرشهف (Piola-Kirchhoff) اول در جهت X_1 ناپدید می‌شود. جواب پایه u^0 در معادله (۴) تا زمانی برقرار است که ε به ε_{cr} برسد چون پس از آن جواب دیگری برای معادله (۳) برای کمناش ستون به دست می‌آید. کرنش بحرانی ε_{cr} برای کمناش ستون را می‌توان به صورت تحلیلی و با حل مسئله مشخصه زیر تعیین کرد [10-15]:

$$\Pi''[u^0(\varepsilon_{cr}); \varepsilon_{cr}] u^1 \delta u = 0 \quad (6)$$

برای تمامی میدان‌های جابه‌جایی مجاز δu که Π'' مشتق دوم Π بر حسب u است، $u^0(\varepsilon_{cr})$ جواب اصلی در ε_{cr} و u^1 حالت کمناش است.

با جای‌گذاری معادله (۲) در معادله (۶):

$$\Pi''[u^0(\varepsilon_{cr}); \varepsilon_{cr}] u^1 \delta u = \int_0^L \int_{-\frac{W}{2}}^{\frac{W}{2}} \frac{\partial^2 W[u^0(\varepsilon_{cr})]}{\partial u_{kl} \partial u_{ij}} u_{ij}^1 \delta u_{kl} dx_1 dx_2 = 0 \quad (7)$$

که در آن u_i و u_j به ترتیب مؤلفه‌های u و u^1 در جهت X_i هستند و $O_{,j} = \partial O / \partial X_j$ است. انتگرال‌گیری جزء به جزء به ما معادلات دیفرانسیلی اولیه - لاگرانژ را برای u^1 می‌دهد که به صورت زیر است:

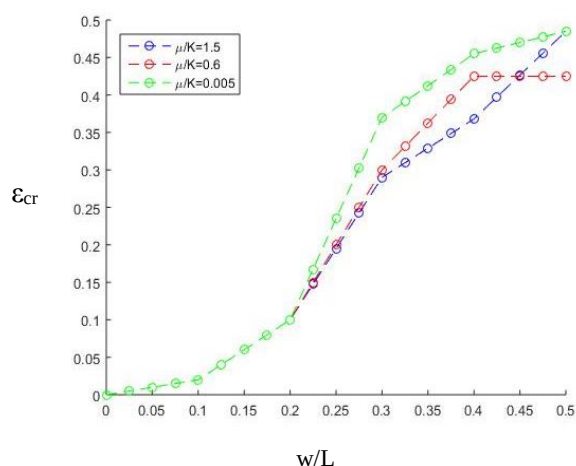
$$\frac{\partial^2 W[u^0(\varepsilon_{cr})]}{\partial u_{kl} \partial u_{ij}} u_{ij}^1 = 0 \quad (8)$$

و شرایط مرزی متناظر با آن عبارتند از:

$$\frac{\partial^2 W[u^0(\varepsilon_{cr})]}{\partial u_{kl} \partial u_{ij}} u_{ij}^1 = 0 \text{ at } X_1 = \pm \frac{W}{2} \quad (9)$$

$$\delta u_2 = 0 \text{ and } \frac{\partial^2 W[u^0(\varepsilon_{cr})]}{\partial u_{12} \partial u_{ij}} u_{ij}^1 = 0 \text{ at } X_2 = 0 \text{ and } L/2 \quad (10)$$

که $O_{,jl} = \partial^2 O / \partial X_j \partial X_l$ است. جواب‌های معادله به صورت زیر نوشته می‌شود:



شکل ۴ کرنش بحرانی ε_{cr} برای شروع ناپایداری ستون بر حسب تابعی از نسبت عرض به طول w/L و به ازای نسبت های مختلف مدول برشی به حجمی μ/K . منحنی ها بیانگر کرنش بحرانی برای کمایش ستون هستند در حالی که خطوط نقطه چین افقی نشان دهنده کرنش بحرانی برای چروک شدگی در یک دال فشرده شده به صورت همگن هستند. این خطوط در یک w/L بحرانی با هم برخورد می کنند که در مقادیر کمتر از آن ابتدا کمایش رخ می دهد و در مقادیر بیشتر از آن نیز ابتدا چروک شدگی رخ می دهد.

آنالیز پس کمایش

با تعیین کرنش بحرانی ε_{cr} برای شروع کمایش و حالت ویژه متناظر با آن u^1 ، میدان جابه جایی u و کرنش فشاری ε را به صورت مجانب وار در نزدیکی نقطه کمایش و در امتداد مسیر تعادل کمایش ستون بسط داده شد و معادلات زیر به دست آمد:

$$u = u^0(\varepsilon) + \xi u^1 + \xi^2 u^2 + o(\xi^3) \quad (14)$$

$$\varepsilon = \varepsilon_{cr} + \xi^2 \varepsilon_2 + o(\xi^4) \quad (15)$$

که در آن ξ دامنه حالت کمایش u^1 است. به دلیل تقارن، فقط عبارت های توانی فرد ξ در معادله (۱۵) وجود دارند به نحوی که علامت ξ هیچ تأثیری روی ε ندارد. از آنجایی که u و ε که از معادلات (۱۴) و (۱۵) به دست می آیند باید معادله $\Pi'[u; \varepsilon] \delta u = 0$ را راضی کنند بنابراین یک بسط سری تیلور حول نقطه کمایش به ما عبارت زیر را خواهد داد:

$$\left(\Pi''_{cr} \frac{2}{u} + \frac{1}{2} \Pi'''_{cr} \frac{1}{u^2} \right) \delta u \xi^2 + \left(\varepsilon_2 \Pi''_{cr} \frac{1}{u} + \Pi'''_{cr} \frac{1}{u^2} + \frac{1}{6} \Pi^{iv}_{cr} \frac{1}{u^3} \right) \delta u \xi^3 + o(\xi^4) = 0 \quad (16)$$

$$\begin{aligned} \{u_1^1\} &= (\alpha_1 \cosh z_1 X_1 + \alpha_2 \cosh z_2 X_1) \cos \frac{2\pi X_2}{L} u_2^1 \\ &= (\alpha_3 \sinh z_1 X_1 + \alpha_4 \sinh z_2 X_1) \sin \frac{2\pi X_2}{L} \end{aligned} \quad (11)$$

که در آن z_1 و z_2 دو ریشه مثبت چندجمله ای مشخصه معادله (۸) هستند. با جای گذاری معادله (۱۱) در معادلات (۸) و (۹):

$$A[a_1 \ a_2 \ a_3 \ a_4] = 0. \quad (12)$$

یک جواب غیربدیهی (مخالف صفر) برای معادله (۱۲) زمانی وجود دارد که دترمینان ماتریس ضریب A از بین برود که به کمک آن می توان ε_{cr} را حل کرد. به کمک معادله (۱۲) و معادله زیر می توان ضرایب $\alpha_1 \sim \alpha_2$ را به دست آورد که منجر به حالت کمایش u^1 با نوسان واحد می شود.

$$\left\langle \frac{1}{u} \frac{1}{u} \right\rangle = \frac{2}{LW} \int_0^{\frac{L}{2}} \int_{-\frac{W}{2}}^{\frac{W}{2}} \frac{1}{u_i} \frac{1}{u_i} dx_1 dx_2 = 1 \quad (13)$$

کرنش بحرانی برای شروع کمایش ستون ε_{cr} به نسبت مدول برشی به حجمی μ/K و نسبت عرض به طول w/L بستگی دارد. شکل (۳) مقادیر ε_{cr} برای کمایش ستون را بر حسب تابعی از w/L و سه نسبت μ/K متفاوت نشان می دهد. به ازای یک μ/K مشخص و با افزایش نسبت w/L ، کرنش بحرانی ε_{cr} به صورت یکنواخت از صفر افزایش می یابد. اما وابستگی ε_{cr} به μ/K یکنواخت نیست. برای ستون های ضخم یعنی ستون های با $w/L < 3.5$ ، حالت دارای یک μ/K متوسط (منحنی قرمز رنگ در شکل ۳) پایین ترین مقدار ε_{cr} را دارد. زمانی که کرنش بحرانی برای شروع کمایش از چروک شدگی برای یک w/L بالا بیشتر شود آن گاه چروک شدگی قبل از کمایش و در یک کرنش بحرانی ثابت (خطوط نقطه چین افقی) رخ می دهد [28]. کرنش بحرانی برای شروع چروک شدگی تحت شرایط کرنش صفحه ای برای یک ماده شبه هوکی تراکم ناپذیر ($\mu/K = 0$) برابر با 0.354 است و با افزایش μ/K نیز به صورت غیر یکنواخت تغییر می کند [24]. فصل مشترک بین شرایط بحرانی کمایش و چروک شدگی نیز w/L بحرانی را تعیین می کند که در مقادیر کمتر از آن، ابتدا کمایش رخ می دهد و به ازای مقادیر بیشتر از آن نیز ابتدا چروک شدگی رخ می دهد.

معادله (۲۲) به صورت خودکار برقرار است. به دلیل تعامد بین u^1 و u^2 داریم:

$$\left\langle \frac{1}{u} \right\rangle = \frac{2}{LW} \int_0^{\frac{L}{2}} \int_{-\frac{W}{2}}^{\frac{W}{2}} \frac{1}{u_i} \frac{2}{u_i} dx_1 dx_2 = 0 \quad (23)$$

جواب‌های معادله (۲۰) را می‌توان به شکل زیر نوشت:

$$\begin{aligned} \left\{ \frac{2}{u_1} \right\} &= B_1(X_1) \cos \frac{4\pi X_2}{L} + C_1(X_1) \frac{2}{u_2} \\ &= B_2(X_1) \sin \frac{4\pi X_2}{L} \end{aligned} \quad (24)$$

با جای‌گذاری معادله (۲۴) در معادلات (۲۰) و (۲۱) می‌توان u^2 را به دست آورد. سپس با جای‌گذاری u^2 و معادله (۲) در معادله (۱۸) می‌توان عبارت زیر را برای ε_2 به دست آورد:

$$\begin{aligned} \varepsilon_2 &= \frac{\int_0^{\frac{L}{2}} \int_{-\frac{W}{2}}^{\frac{W}{2}} \frac{\partial^3 w \left[\frac{0}{u}(\varepsilon_{cr}) \right]}{\partial u_{i,j} \partial u_{k,l} \partial u_{m,n}} \frac{1}{u_{m,n}} \frac{1}{u_{k,l}} \frac{2}{u_{i,j}} dx_1 dx_2}{\int_0^{\frac{L}{2}} \int_{-\frac{W}{2}}^{\frac{W}{2}} \frac{d}{d\varepsilon} \left(\frac{\partial^2 w \left[\frac{0}{u}(\varepsilon) \right]}{\partial u_{i,j} \partial u_{k,l}} \right) |_{\varepsilon - \varepsilon_{cr}} \frac{1}{u_{k,l}} \frac{2}{u_{i,j}} dx_1 dx_2} \\ &+ \frac{\frac{1}{6} \int_0^{\frac{L}{2}} \int_{-\frac{W}{2}}^{\frac{W}{2}} \frac{\partial^4 w \left[\frac{0}{u}(\varepsilon_{cr}) \right]}{\partial u_{i,j} \partial u_{k,l} \partial u_{m,n} \partial u_{p,q}} \frac{1}{u_{p,q}} \frac{1}{u_{m,n}} \frac{1}{u_{k,l}} \frac{2}{u_{i,j}} dx_1 dx_2}{\int_0^{\frac{L}{2}} \int_{-\frac{W}{2}}^{\frac{W}{2}} \frac{d}{d\varepsilon} \left(\frac{\partial^2 w \left[\frac{0}{u}(\varepsilon) \right]}{\partial u_{i,j} \partial u_{k,l}} \right) |_{\varepsilon - \varepsilon_{cr}} \frac{1}{u_{k,l}} \frac{2}{u_{i,j}} dx_1 dx_2} \end{aligned} \quad (25)$$

با داشتن یک کرنش فشاری مشخص ε می‌توان میدان جابه‌جایی u روی مسیر تعادل کمانش ستون را با استفاده از معادلات (۱۴) و (۱۵) به دست آورد. نیروی اعمال شده F متناظر با ε را نیز می‌توان از معادله زیر به دست آورد:

$$F = - \int_{-\frac{W}{2}}^{\frac{W}{2}} \frac{\partial w}{\partial u_{1,1}} \bigg|_{X_2 = L/2} dx_1 = F_{cr} + \xi^2 F_2 + 0(\xi^4), \quad (26)$$

که در آن نیروی بحرانی برای کمانش ستون است. با ادغام کردن معادلات (۱۵) و (۲۶) و حذف متغیر واسطه ξ^2 می‌توان رابطه بین نیرو F و کرنش ε را به صورت زیر نوشت:

$$(F - F_{cr}) / F_{cr} = S(\varepsilon - \varepsilon_{cr}) + o[(\varepsilon - \varepsilon_{cr})^2] \quad (27)$$

که در آن $\Pi_{cr}^{(n)}$ مشتق n ام Π در نقطه کمانش یعنی $\Pi^{(n)}[u(\varepsilon_{cr}); \varepsilon_{cr}]$ است و مشتق اول بر حسب ε است. ضرایب ξ^2 و ξ^3 در معادله باید به صورت جداگانه ناپدید شوند که یک معادله وردشی را برای u^2 به دنبال خواهد داشت:

$$\Pi_{cr}'' \frac{2}{u} \delta u + \frac{1}{2} \Pi_{cr}''' \frac{1}{u^2} \delta u = 0 \quad (17)$$

و عبارت زیر با قرار دادن $\delta u = \frac{1}{u}$ برای ε_2 به دست می‌آید:

$$\varepsilon_2 = - \frac{\Pi_{cr}''' \frac{1}{u^2} + \frac{1}{6} \Pi_{cr}^{(iv)} \frac{1}{u^4}}{\Pi_{cr}'' \frac{1}{u^2}} \quad (18)$$

با جای‌گذاری معادله (۲) در معادله (۱۷) داریم:

$$\begin{aligned} &\int_0^{\frac{L}{2}} \int_{-\frac{W}{2}}^{\frac{W}{2}} \left[\frac{\partial^2 w \left[\frac{0}{u}(\varepsilon_{cr}) \right]}{\partial u_{i,j} \partial u_{k,l}} \right] \frac{2}{u_{k,l}} + \\ &\frac{1}{2} \left[\frac{\partial^3 w \left[\frac{0}{u}(\varepsilon_{cr}) \right]}{\partial u_{i,j} \partial u_{m,n} \partial u_{k,l}} \frac{1}{u_{k,l}} \frac{1}{u_{m,n}} \right] \delta u_{i,j} dx_1 dx_2 = 0 \end{aligned} \quad (19)$$

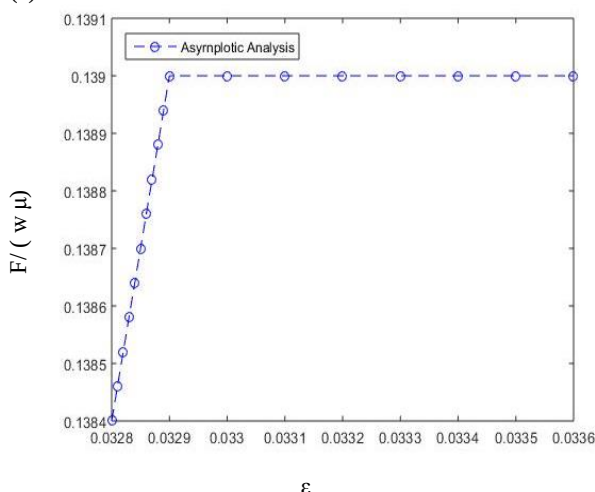
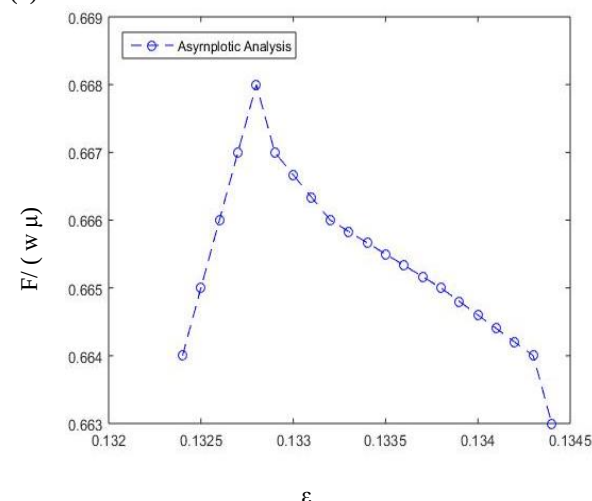
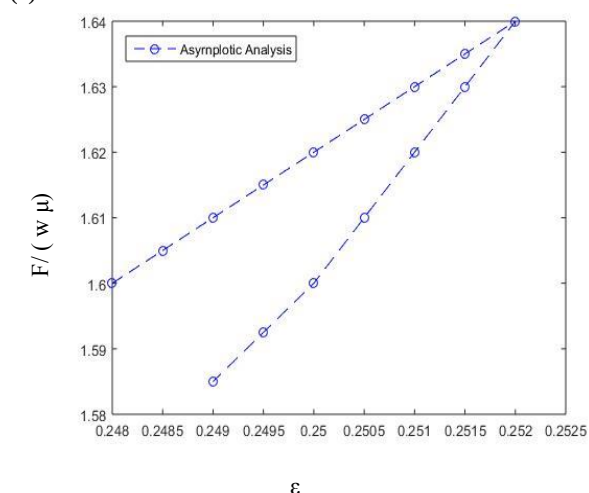
انتگرال‌گیری جزء به جزء از این معادله نیز معادله دیفرانسیل اویلر - لاگرانژ زیر را برای u^2 خواهد داشت:

$$\begin{aligned} &\frac{\partial^2 w \left[\frac{0}{u}(\varepsilon_{cr}) \right]}{\partial u_{i,j} \partial u_{k,l}} \frac{2}{u_{k,l,j}} + \\ &\frac{1}{2} \frac{\partial^3 w \left[\frac{0}{u}(\varepsilon_{cr}) \right]}{\partial u_{i,j} \partial u_{m,n} \partial u_{k,l}} \left(\frac{1}{u_{k,l,j}} \frac{1}{u_{m,n}} + \frac{1}{u_{k,l}} \frac{1}{u_{m,n,j}} \right) = 0 \end{aligned} \quad (20)$$

و شرایط مرزی متناظر با آن عبارتند از:

$$\begin{aligned} &\frac{\partial^2 w \left[\frac{0}{u}(\varepsilon_{cr}) \right]}{\partial u_{i,j} \partial u_{k,l}} \frac{2}{u_{k,l}} + \frac{1}{2} \frac{\partial^3 w \left[\frac{0}{u}(\varepsilon_{cr}) \right]}{\partial u_{i,l} \partial u_{m,n} \partial u_{k,l}} \frac{1}{u_{k,l}} \frac{1}{u_{m,n}} \\ &= 0 \text{ at } X_1 = \pm \frac{W}{2} \end{aligned} \quad (21)$$

$$\begin{aligned} &\delta u_2 = 0 \text{ and } \frac{\partial^2 w \left[\frac{0}{u}(\varepsilon_{cr}) \right]}{\partial u_{1,2} \partial u_{k,l}} \frac{2}{u_{k,l}} + \\ &\frac{1}{2} \frac{\partial^3 w \left[\frac{0}{u}(\varepsilon_{cr}) \right]}{\partial u_{1,2} \partial u_{m,n} \partial u_{k,l}} \frac{1}{u_{k,l}} \frac{1}{u_{m,n}} = 0 \text{ at } X_2 = 0 \text{ and } L/2 \end{aligned} \quad (22)$$

(a) $w/l = 0.10$ (b) $w/l = 0.20$ (c) $w/l = 0.28$ 

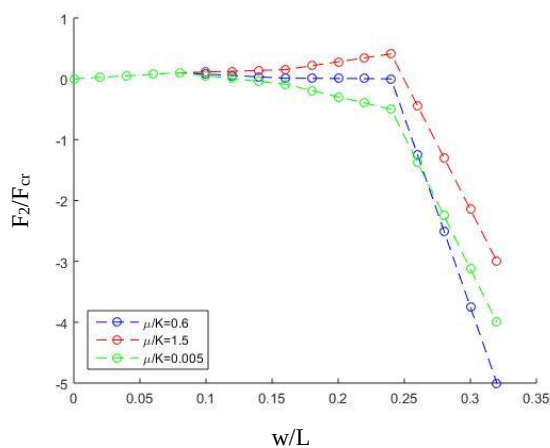
شکل ۵ مقایسه بین مسیرهای پس کمانش پیش‌بینی شده توسط آنالیز مجانبی (خطوط پررنگ) و آنالیز پس کمانش (نقطه‌ها) تحت شرایط $\mu/K = 0.005$ برای سه حالت کمانش ستون: (a) پیوسته ($w/L = 0.10$), (b) فروجهشی ($w/L = 0.20$) و (c) ارتجاعی ($w/L = 0.28$)

که در آن S شیب پس کمانش در نزدیکی نقطه کمانش است و از معادله زیر به دست می‌آید.

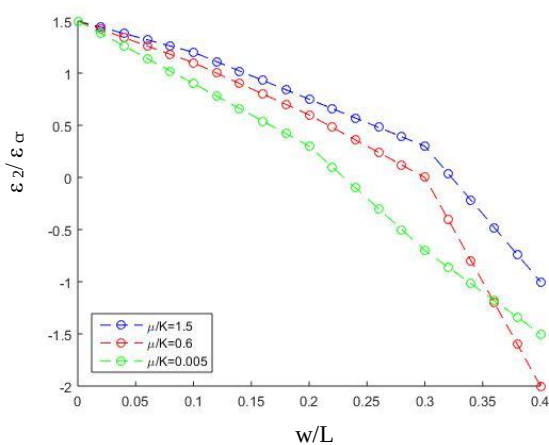
$$S = \frac{F_2}{\varepsilon_2 F_{cr}} \quad (28)$$

برای تأیید این آنالیز پس کمانش، مسیرهای پس کمانش پیش‌بینی شده توسط معادله (۲۷) با آنالیز پس کمانش در شرایط $\mu/K = 0.005$ (مواد شبه هوکی تقریباً تراکم‌ناپذیر) مقایسه گردید (شکل ۵). سه مقدار برای w/L انتخاب گردید که بیانگر سه حالت کمانش ستون هستند: $w/L = 0.1$ (کمانش پیوسته)، $w/L = 0.2$ (کمانش فروجهشی) و $w/L = 0.3$ (کمانش ارتجاعی). در هر حالت، کرنش ε در ناحیه پس کمانش محدود به ۱ درصد بالاتر (کمانش پیوسته و فروجهشی) یا پایین‌تر (کمانش ارتجاعی) از کرنش بحرانی مربوطه ε_{cr} است به نحوی که معادله (۲۷) فقط با یک عبارت خطی از $(\varepsilon - \varepsilon_{cr})$ بتواند تخمین دقیقی از نیرو F ارائه کند. شیب پس کمانش S که در معادله (۲۷) برای مقادیر مختلف از w/L تعریف شده است را می‌توان با استفاده از معادله (۲۸) به دست آورد که برای $w/L = 0.1$ برابر با 0.2974 ، برای $w/L = 0.2$ برابر با -5.788 و برای $w/L = 0.28$ برابر با 12.06 است. در نتیجه، مسیرهای پس کمانش پیش‌بینی شده توسط معادله (۲۷) (خطوط پررنگ آبی) و توسط آنالیز پس کمانش (دایره‌های قرمز رنگ) مطابقت خوبی با هم دارند (درصد خطای کمتر از 0.2) (شکل ۵). حتی اگر کرنش ε در ناحیه پس کمانش ۵ درصد نسبت به کرنش بحرانی ε_{cr} افزایش (کمانش پیوسته و فروجهشی) یا کاهش (کمانش ارتجاعی) یابد باز هم برآوردهای معادله (۲۷) برای مسیرهای پس کمانش دقیق هستند (درصد خطای کمتر از 0.3 درصد).

همچنین شکل‌های خمیده پیش‌بینی شده توسط آنالیز مجانبی و آنالیز پس کمانش در شرایطی مقایسه شد که کرنش ε در ناحیه پس کمانش به $1/0.5 \varepsilon_{cr}$ (پیوسته و فروجهشی) یا $0.95 \varepsilon_{cr}$ (ارتجاعی) می‌رسید (شکل ۶). شکل‌های خمیده پیش‌بینی شده توسط آنالیز فوق با آنالیز پس کمانش در هر سه حالت کمانش همخوانی دارند. توجه داشته باشید که هر گاه w/L بزرگ است (خصوصاً برای کمانش ارتجاعی)، ستون مطابق نظریه تیموشنکو (Timoshenko) [30,31] دچار تغییر شکل برشی زیادی می‌شود. علاوه بر این، سطح مقطع‌هایی که در حالت اول صاف هستند پس از کمانش صاف باقی نمی‌مانند که با فرض تیموشنکو و سایر مدل‌های تیرچه استفاده شده در نظریه تیموشنکو در تضاد است [32].



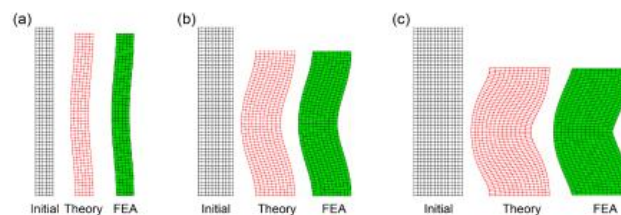
(الف)



(ب)

شکل ۷ عبارت‌های درجه دوم نرمال شده در آنالیز مجانبی (a) نیروی فشاری F و (b) کرنش فشاری ε بر حسب تابعی از نسبت عرض به طول w/L و نسبت‌های مختلف از مدول برشی به حجمی μ/K . شکل داخلی (a) ناحیه‌ای را نشان می‌دهد که در آن علامت نیرو از مثبت به منفی تغییر می‌کند.

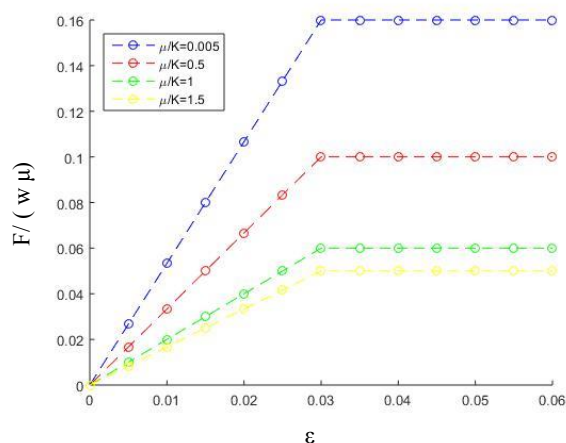
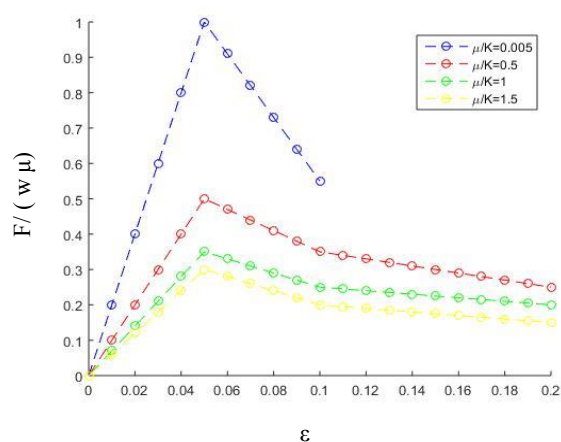
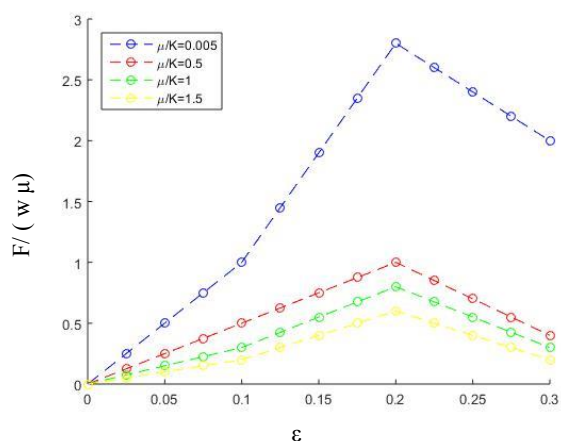
برای بررسی کامل تأثیر نسبت مدول برشی به حجمی μ/K روی تغییر حالت‌های کمناش، یک نمودار فازی (شکل ۹a) کشیده شد تا مرزهای بین سه حالت کمناش را در فضای w/L - μ/K نشان دهد. نتایج نشان داد که μ/K می‌تواند تبدیل حالت کمناش از فروجهشی به ارتجاعی را به عقب بیندازد تا در یک w/L بالاتر رخ دهد ولی نسبت μ/K تأثیر کمتری روی تغییر حالت کمناش از پیوسته به فروجهشی دارد. این اثر شدید μ/K روی مسیرهای پس‌کمناش با افزایش w/L را می‌توان به وضوح در شکل‌های (۹-b-d) دید که در آن‌ها شیب منحنی‌های F/w - μ در ناحیه پس‌کمناش تحت μ/K مختلف در یک w/L پایین



شکل ۶ مقایسه شکل‌های خمیده در آنالیز مجانبی و آنالیز پس‌کمناش تحت شرایط $\mu/K = 0.005$ برای سه حالت کمناش ستون: (a) پیوسته ($w/L = 0.10$), (b) فروجهشی ($w/L = 0.20$) و (c) ارتجاعی ($w/L = 0.28$). شکل اول بیانگر شکل اولیه ستون است در حالی که شکل‌های قرمز و سبز رنگ به ترتیب شکل خمیده پیش‌بینی شده توسط آنالیز مجانبی و آنالیز پس‌کمناش تحت کرنش ۵ درصد بالاتر (پیوسته و فروجهشی) یا پایین‌تر (ارتجاعی) از کرنش بحرانی هستند.

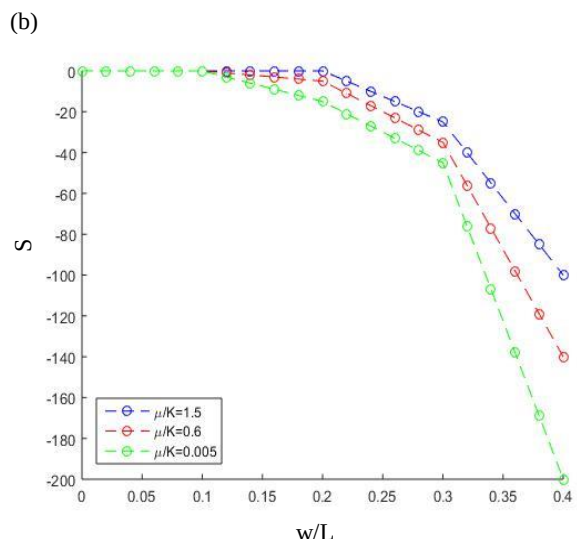
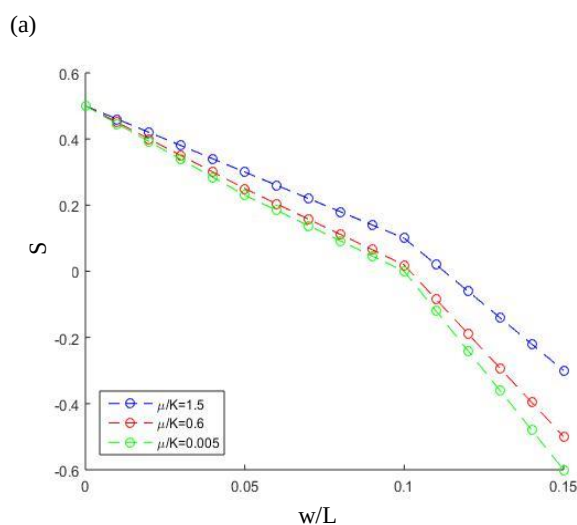
برای بررسی تغییرات شیب پس‌کمناش S با w/L ، ابتدا دو پارامتر تعیین‌کننده S در معادله (۲۸) یعنی F_2 و ε_2 مورد بررسی قرار گرفت. مقادیر نرمال شده F_2/F_{cr} (شکل ۷a) و $\varepsilon_2/\varepsilon_{cr}$ (شکل ۷b) بر حسب تابعی از w/L و نسبت‌های مختلف μ/K رسم شد و به این نتیجه رسید که با افزایش w/L ، هر دو پارامتر F_2 و ε_2 به صورت یکنواخت از یک مقدار مثبت کاهش می‌یابند و در یک w/L خاص به صفر می‌رسند. اگر $F_2 = 0$ و ε_2 یک مقدار مثبت باشد آن‌گاه علامت S از مثبت به منفی تغییر می‌کند ولی اگر $F_2 = 0$ و ε_2 یک مقدار منفی باشد آن‌گاه علامت S از بی‌نهایت منفی به بی‌نهایت مثبت تغییر می‌کند.

سپس S بر حسب تابعی از w/L و مقادیر مختلف از μ/K رسم شد (شکل ۷). برای تمامی مقادیر μ/K ، زمانی که ستون بی‌نهایت لاغر است ($w/L \ll 1$) شیب S با 0.5 شروع می‌شود که با پیش‌بینی‌های منحنی زنجیره‌ای اوپلر مطابقت دارد. برای یک ماده تقریباً تراکم‌ناپذیر با $\mu/K = 0.005$ ، هر چه ستون کلفت‌تر می‌شود (w/L زیاد می‌شود) شیب S کم می‌شود ولی مثبت باقی می‌ماند تا زمانی که $w/L = 0.103$ باشد چون در این نقطه، حالت کمناش از پیوسته به فروجهشی تغییر می‌کند. علامت S در $w/L = 0.238$ دوباره از منفی به مثبت تغییر می‌کند که نشان‌دهنده تغییر حالت کمناش از فروجهشی به ارتجاعی است. این $w/L = 0.238$ با نتایج عددی پیشین همخوانی دارد. هر گاه μ/K بزرگ‌تر است یعنی یک ماده تراکم‌پذیرتر داریم، علامت S دوبار تغییر می‌کند ولی w/L بحرانی برای تغییر حالت کمناش افزایش می‌یابد.

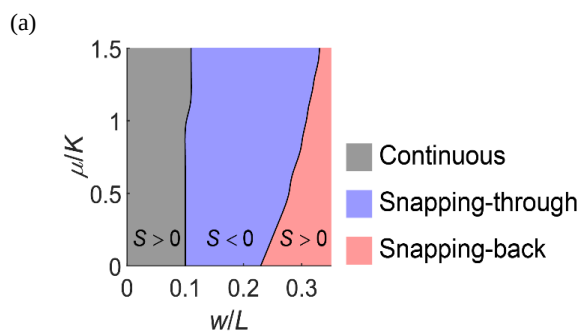
(c) $w/L = 0.24$ (d) $w/L = 0.34$ 

شکل ۹ تأثیر نسبت μ/K روی تغییر حالت‌های کمانش. (a) نمودار فازی حالت‌های کمانش بر حسب نسبت μ/K و w/L . خطوط سیاه رنگ بیانگر مرزهای بین حالت‌های کمانش هستند، (b-d) منحنی‌های نرمال شده نیرو - کرنش $F/w\mu - \epsilon$ تحت μ/K مختلف که از آنالیز مجانبی در شرایط زیر به دست آمده‌اند: (b) $w/L = 0.1$ ، (c) $w/L = 0.24$ و (d) $w/L = 0.34$

تقریباً با هم برابرند (شکل ۹b) در حالی که این شیب‌ها در یک w/L بالا کاملاً با هم فرق دارند (شکل‌های ۹-c-d).



شکل ۸ شیب پس‌کمانش S بر حسب تابعی از نسبت عرض به طول w/L تحت نسبت‌های مختلف از مدول برشی به حجمی (μ/K .a) نمای بزرگ‌نمایی شده (b) در ناحیه‌ای علامت S از مثبت به منفی تغییر می‌کند.

(b) $w/L = 0.10$

آنالیز این مقاله بر اساس یک ماده شبه هوکی خاص است (معادله ۴-۱) ولی سایر مدل‌های شبه هوکی نیز نتایج مشابهی دارد. چارچوب پیشنهاد شده در این مقاله را می‌توان برای قوانین ساختاری دیگر نیز استفاده کرد تا تأثیر انواع غیرخطی‌های ماده روی رفتار پس‌کمانش آن مشخص شود. این پژوهش اطلاعات جدیدی درباره کمانش ستون فراهم می‌کند و یافته‌های این مقاله می‌تواند برای طراحی فرامواد مکانیکی که برای کارکرد خود به کمانش ستون متکی هستند استفاده شوند.

واژه‌نامه

Morphing	مورفینگ
Euler's elastica	منحنی زنجیره‌ای اویلر
Bifurcation analysis	آنالیز دوشاخه‌شدگی
Asymptotic post-buckling analysis	آنالیز پس‌کمانش مجانبی
Creasing	چروک‌شدگی
Shell buckling	کمانش پوسته
Variational equation	معادله وردشی
Piola-Kirchhoff	تنش پیولا - کیرشهف

تقدیر و تشکر

نتیجه‌گیری

کمانش ستون‌های صاف تحت فشار محوری به طور گسترده برای چندین دهه مطالعه شده است. اگر چه رفتار کمانش ستون‌های لاغر به خوبی پیش‌بینی شده ولی رفتار پس‌کمانش ستون‌های عریض با نسبت‌های عرض به طول بالا (که در آن‌ها غیر خطی هندسی و ماده حیاتی می‌شود) بررسی نشده است. این مقاله، به صورت تحلیلی نشان می‌دهد که برای یک ستون هایپرالاستیک صاف، افزایش نسبت عرض به طول آن می‌تواند حالت کمانش آن را از کمانش پیوسته به فروجهشی و ارتجاعی تغییر دهد. بر همین اساس، علامت شیب اولیه پس‌کمانش نیز از مثبت به منفی تغییر می‌کند و در نهایت دوباره مثبت می‌شود. با استفاده از یک آنالیز مجانبی بر اساس مکانیک محیط‌های پیوسته می‌توان شیب اولیه پس‌کمانش را بر حسب تابعی از نسبت عرض به طول ستون تعیین کرد و سپس نسبت‌های عرض به طول بحرانی برای تغییر حالت‌های کمانش مشخص شد که این نتایج به خوبی با نتایج شبیه‌سازی آنالیز پس‌کمانش مطابقت داشت. همچنین با افزایش نسبت مدول برشی به حجمی که بیانگر تراکم‌پذیری ماده است، تغییر حالت کمانش از کمانش فروجهشی به ارتجاعی به یک نسبت عرض به طول بالاتر می‌رود. یک نمودار فازی برای حالت‌های کمانش بر حسب نسبت عرض به طول و نسبت مدول برشی به حجمی نیز رسم شد. اگر چه

مراجع

- [1] K. Bertoldi, V. Vitelli, J. Christensen, M. Van Hecke, "Flexible mechanical metamaterials," *Nature Reviews Materials*, vol. 2, no. 1, p. 17066, 2017. <https://doi.org/10.1038/natrevmats.2017.66>
- [2] K. Bertoldi, P.M. Reis, S. Willshaw, T. Mullin, "Negative Poisson's ratio behavior induced by an elastic instability," *Advanced Materials*, pp. 361–366, 2010. <https://doi.org/10.1002/adma.200901956>
- [3] B. Florijn, C. Coulaïs, M. van Hecke, "Programmable mechanical metamaterials," *Physical review letters*, vol. 113, no. 17, p. 175503, 2014. <https://doi.org/10.1103/PhysRevLett.113.175503>
- [4] J.W. Boley, W.M. van Rees, C. Lissandrello, M.N. Horenstein, R.L. Truby, A. Kotikian, J.A. Lewis, L. Mahadevan, "Shape-shifting structured lattices via multimaterial 4D printing," *Proceedings of the National Academy of Sciences*, vol. 116, no. 42, pp. 20856–20862, 2019. <https://doi.org/10.1073/pnas.1908806116>
- [5] C. Coulaïs, A. Sabbadini, F. Vink, M. van Hecke, "Multi-step self-guided pathways for shape-changing metamaterials," *Nature*, vol. 561, no. 7724, pp. 512–515, 2018. <https://doi.org/10.1038/s41586-018-0541-0>
- [6] L.A. Lubbers, M. van Hecke, C. Coulaïs, "A nonlinear beam model to describe the postbuckling of wide beams,"

- Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 106, pp. 191–206, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.jmps.2017.06.001>
- [7] S.P. Timoshenko, J.M. Gere, *Theory of Elastic Stability*, Courier Corporation, 2009.
- [8] M.A. Biot, “Exact theory of buckling of a thick slab,” *Applied Scientific Research, Section A*, vol. 12, pp. 183–198, 1963. <https://doi.org/10.1007/BF03184639>
- [9] R. Ogden, D. Roxburgh, “The effect of pre-stress on the vibration and stability of elastic plates,” *International Journal of Engineering Science*, vol. 31, pp. 1611–1639, 1993. [https://doi.org/10.1016/0020-7225\(93\)90079-A](https://doi.org/10.1016/0020-7225(93)90079-A)
- [10] W. Koiter, *Elastic Stability of Solids and Structures*, Cambridge University Press, Cambridge, 2009. <https://doi.org/10.1017/CBO9780511546174>
- [11] Y. Cao, J.W. Hutchinson, “From wrinkles to creases in elastomers: the instability and imperfection-sensitivity of wrinkling,” *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 468, no. 2137, pp. 94–115, 2012. <https://doi.org/10.1098/rspa.2011.0384>
- [12] H.-H. Dai, Y. Wang, F.-F. Wang, “Primary and secondary bifurcations of a compressible hyperelastic layer: Asymptotic model equations and solutions,” *International Journal of Non-Linear Mechanics*, vol. 52, pp. 58–72, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.ijnonlinmec.2013.01.019>
- [13] H.-H. Dai, F.-F. Wang, J. Wang, J. Xu, “Pitchfork and octopus bifurcations in a hyperelastic tube subjected to compression: Analytical post-bifurcation solutions and imperfection sensitivity,” *Mathematics and Mechanics of Solids*, vol. 20, no. 1, pp. 25–52, 2015. <https://doi.org/10.1177/1081286514543597>
- [14] A.A. Almet, H.M. Byrne, P.K. Maini, D.E. Moulton, “Post-buckling behaviour of a growing elastic rod,” *Journal of Mathematical Biology*, vol. 78, pp. 777–814, 2019. <https://doi.org/10.1007/s00285-018-1292-0>
- [15] N. Triantafyllidis, W. Scherzinger, H.-J. Huang, “Post-bifurcation equilibria in the plane strain test of a hyperelastic rectangular block,” *International Journal of Solids and Structures*, vol. 44, no. 11-12, pp. 3700–3719, 2007. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2006.10.012>
- [16] Y. Taghipour Lahijani, A. Mashayekhi, B. Akhoundi, “Modeling Large Deflection of the Chromium Nanobeams using the Design of Experiments Method,” *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 35, no. 4, pp. 107–120, 2023. <https://doi.org/10.22067/jacsm.2023.83862.1198>
- [17] M. Seidi, Z. Seydi, “Prediction and Optimization of Hardness Value of Mold Steel in Wirecut Process based on Fuzzy Inference System,” *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 35, no. 1, pp. 53–70, 2023. <https://doi.org/10.22067/jacsm.2022.79508.1145>
- [18] M. Mohahmmadi, M. Mahmoodi, “The Effect of Material Degradation on the Bending Laminated Plates,” *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 34, no. 2, pp. 1–14, 2022. <https://doi.org/10.22067/jacsm.2022.76213.1113>
- [19] L.A. Lubbers, M. van Hecke, C. Coulais, “A nonlinear beam model to describe the postbuckling of wide beams,” *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 106, pp. 191–206, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.jmps.2017.06.001>

- [20] E. Hohlfield, L. Mahadevan, "Unfolding the sulcus," *Physical Review Letters*, vol. 106, no. 10, p. 105702, 2011. <https://doi.org/10.1103/PhysRevLett.106.105702>
- [21] W. Hong, X. Zhao, Z. Suo, "Formation of creases on the surfaces of elastomers and gels," *Applied Physics Letters*, vol. 95, no. 11, p. 111901, 2009. <https://doi.org/10.1063/1.3211917>
- [22] Z.P. Bažant, L. Cedolin, *Stability of Structures: Elastic, Inelastic, Fracture and Damage Theories*, World Scientific Pub, Hackensack, NJ; London, 2010.
- [23] D. Roxburgh, R. Ogden, "Stability and vibration of pre-stressed compressible elastic plates," *International Journal of Engineering Science*, vol. 32, no. 3, pp. 427–454, 1994. [https://doi.org/10.1016/0020-7225\(94\)90133-3](https://doi.org/10.1016/0020-7225(94)90133-3)
- [24] J. Kadkhodapour, A. Pourkamali Anaraki, "Investigating the Mechanical Properties of Polymer Composite Materials made by 3D Printing Method," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 35, no. 4, pp. 77–89, 2023. <https://doi.org/10.22067/jacsm.2023.81972.1182>
- [25] A. Zahedi Dizajyekan, "Investigating Fracture Mechanism in Single Point Incremental Forming of AA5052 Aluminum Alloy using Bao-Wierzbicki Damage Model," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 35, no. 4, pp. 63–76, 2023. <https://doi.org/10.22067/jacsm.2023.81834.1180>
- [26] W. Koiter, *Elastic Stability of Solids and Structures*, Cambridge University Press, Cambridge, 2009. <https://doi.org/10.1017/CBO9780511546174>
- [27] O. Mesa, S. Norman, "Non-Linear Matters: Auxetic Surfaces," 2017.
- [28] W. Hong, X. Zhao, Z. Suo, "Formation of creases on the surfaces of elastomers and gels," *Applied Physics Letters*, vol. 95, no. 11, p. 111901, 2009. <https://doi.org/10.1063/1.3211917>
- [29] W. Hong, F. Gao, "Crease instability on the surface of a solid," *Mechanics of Self-Assembly*, Springer, 2013, pp. 111–130. https://doi.org/10.1007/978-1-4614-4562-3_6
- [30] A. Humer, "Exact solutions for the buckling and postbuckling of shear-deformable beams," *Acta Mechanica*, vol. 224, pp. 1493–1525, 2013. <https://doi.org/10.1007/s00707-013-0818-1>
- [31] E. Reissner, "On one-dimensional large-displacement finite-strain beam theory," *Studies in Applied Mathematics*, vol. 52, no. 2, pp. 87–95, 1973. <https://doi.org/10.1002/sapm197352287>
- [32] S.P. Timoshenko, J.M. Gere, *Theory of Elastic Stability*, Courier Corporation, 2009.



Numerical Simulation of Flat Plate Solar Air Heater with Optimal Absorber Effect and Double Glazed Glass*

Research Article

Ali Zanganeh Inalo¹, Mohammad Sefid² , Mohammad Saleh Barghi Jahromi³

 10.22067/jacsm.2024.89384.1278

Abstract

One of the most important disadvantages of solar air heaters is their low thermal performance. The use of porous plates, double-glazed glass, and geometric changes to the absorber plate is methods for improving the heat transfer and thermal performance of solar air heaters. In this numerical study, an attempt is made to investigate the geometric changes made to the solar air heater using the computational fluid dynamics method, and the results are compared with previous research and the optimal state is selected. The maximum thermal efficiency of 82% is related to the presence of three baffles in the solar air heater. The most optimal thickness for the flat plate solar air heater is about 15 to 18 cm thick. The thermal efficiency of double-glazed glass is 20% higher than that of single-glazed glass. Increasing the number of baffles by more than 3 leads to an increase in pressure drop.

Keywords: Solar energy, flat plate solar air heater, thermal efficiency, optimal absorber plate, double glazing, air gap, computational fluid dynamics.

1. Introduction

Flat plate solar air heaters have gained considerable popularity and are being widely used in an increasing number of installations for energy conservation and management purposes. These systems are increasingly recognized for their effectiveness in harnessing solar energy to reduce energy consumption and improve overall efficiency in various settings. They have significant appeal for various low-temperature energy applications that require air temperatures below 100°C [1]. This temperature range is handy for several practical purposes. For example, these applications can efficiently heat indoor spaces, ensuring optimal comfort levels in residential and commercial environments. Furthermore, they are useful in the dehydration processes of industrial products, which is essential for increasing shelf life and maintaining quality [2]. Furthermore, drying agricultural products and medicinal plants is another vital application that helps to preserve their properties and increase their usability. All these applications demonstrate the versatility and

importance of these energy applications in various fields. One of the primary disadvantages associated with solar air heater systems is their relatively low thermal efficiency, which can limit their overall performance in converting solar energy into usable heat. In addition, these systems often suffer from low thermal storage capacity, meaning they are not always able to retain heat effectively for later use. Various methods have been widely researched and implemented in an attempt to increase the thermal efficiency of solar air heating systems. These methods include combining absorber plates with various geometric designs, introducing holes and obstacles in the airflow path, and using porous plates, which can facilitate better interaction between the air and the absorber surface, thereby increasing the heat transfer rate [3-4].

2. Numerical Modeling

A solar air heater consists of several parts, such as a glass cover, an air passage channel, and an absorber plate. In the solar air heater discussed in this section, baffles are used in the air channel. Fig. 1 shows a flat-plate solar air heater with absorber plates.

In this study, the K-epsilon Realizable turbulence model has been used. The K-epsilon Realizable turbulence model performs very well compared to other models in the K-epsilon family when the flow has a reverse gradient or separation. In all experiments, the calculated Reynolds number is in the range of 3700 to 11000, which indicates a turbulent flow pattern.

The boundary conditions used for the flat plate solar air heater are shown in Fig. 3.

*Manuscript received August 13, 2024. Revised September 16, 2024, Accepted December 9, 2024.

¹ MSc. Student, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Mechanical Engineering, Yazd University, Yazd, Iran.

² Corresponding author, Professor, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Mechanical Engineering, Yazd University, Yazd, Iran. Email: mhsefid@yazd.ac.ir

³ PhD Student, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Mechanical Engineering, Yazd University, Yazd, Iran.

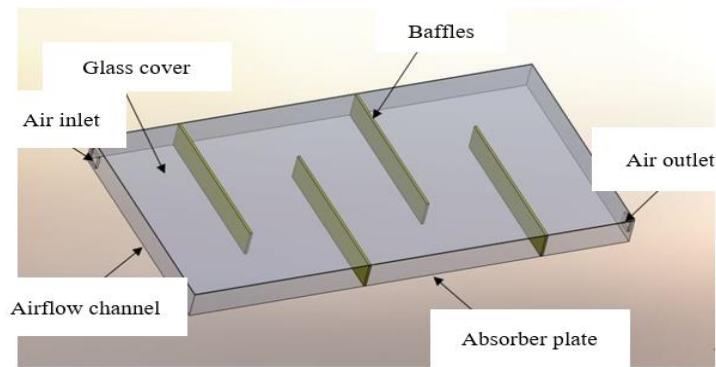


Fig. 1. Solar air heater considered in this research

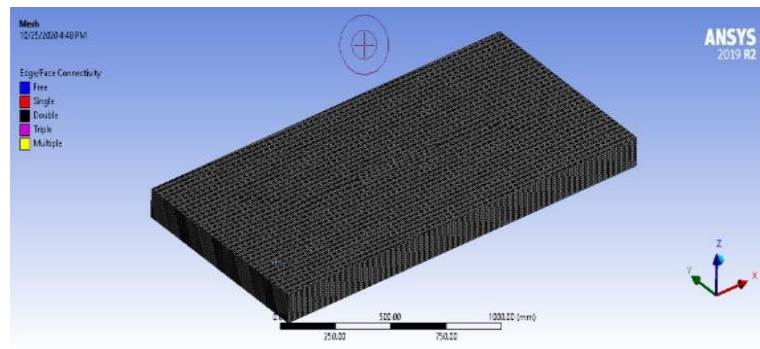


Fig. 2. Desired mesh for flat plate solar air heater

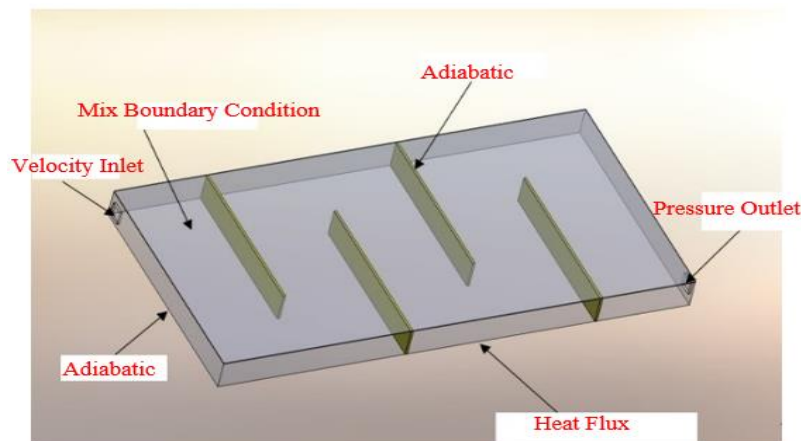


Fig. 3. Boundary conditions selected in this study

3. Analysis of results

Fig. 4 shows the thermal efficiency at different numbers of baffles. As is clear, the highest efficiency is related to the 3-baffle case because the average glass surface temperature, the average temperature in the middle plate, and flow turbulence, in this case, performed better than the other cases. This graph shows that the efficiency in the 3-baffle mode is 82.48% and in the 4-baffle mode, it is 82.05%. The efficiency of the air heater decreases with increasing the number of baffles. The reason for this can be explained by the increase in temperature on the glass

surface, the increase in flow turbulence, and the pressure drop.

By examining the contours in Figure 5, it can be seen that in the 9-baffle state, or state (d), the temperature uniformity is greater or the so-called flow is uniform, but in the last baffle, the temperature of the fluid behind the baffle has increased. This is because the flow is heated after passing through the baffle and some of this heated flow is trapped behind the last baffle and starts to rotate, and its temperature gradually increases.

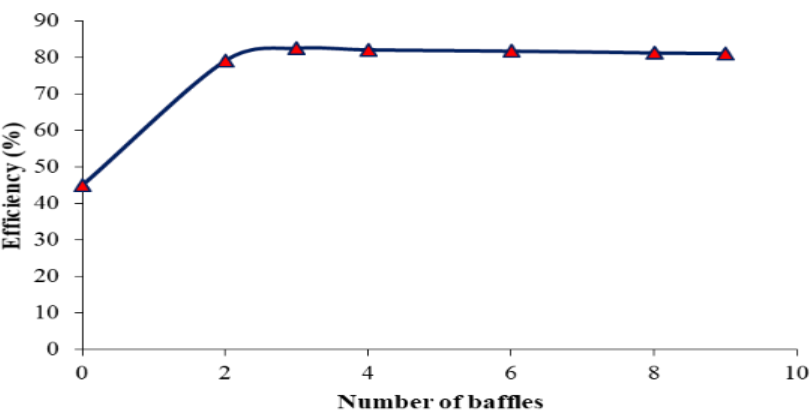
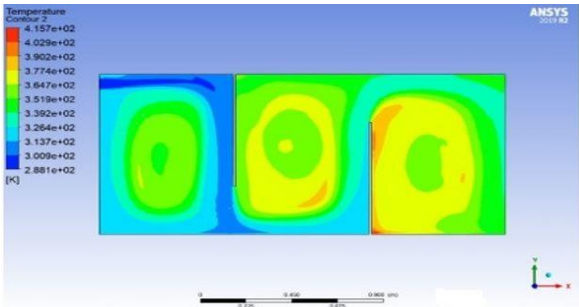
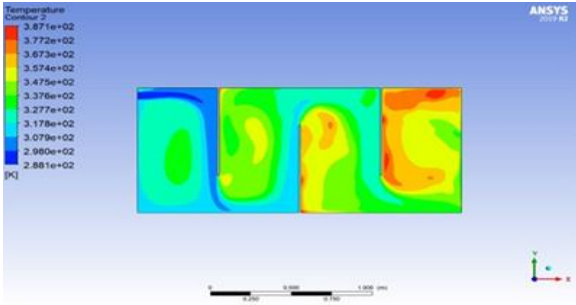


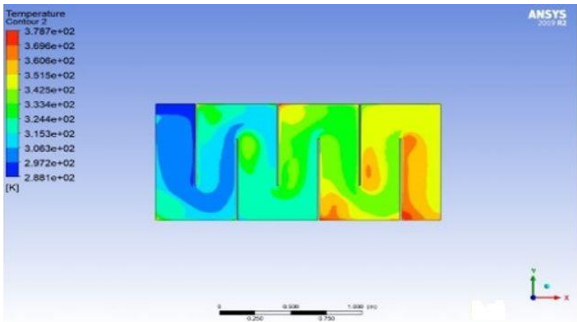
Fig. 4. Variations in efficiency versus number of baffles



(A)



(B)



(C)

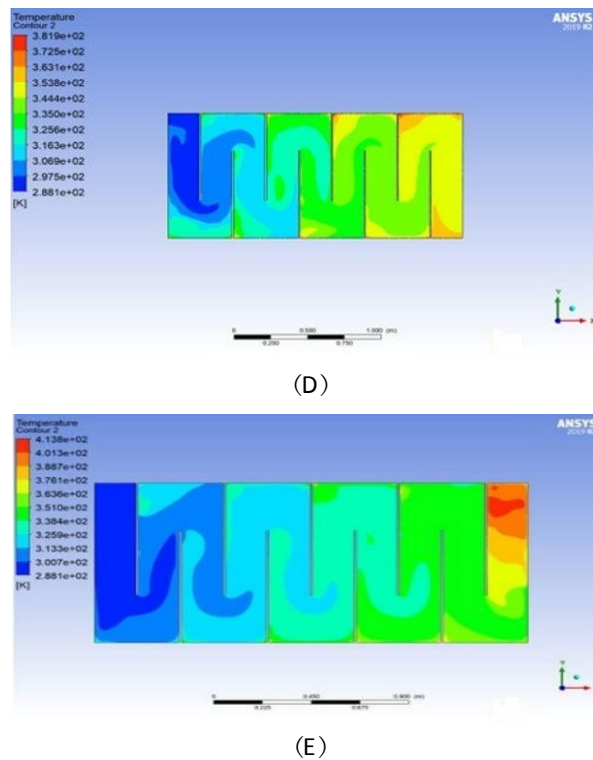


Fig. 5. Temperature contours, (a) two baffles, (b) three baffles, (c) six baffles, (d) eight baffles and (e) nine baffles

4. Conclusion

In this study, a flat plate solar air heater was investigated using computational fluid dynamics with the aim of optimizing the energy harvested from the air heater using different geometric arrangements and finding the most optimal state. Geometry modeling was done using SolidWorks software and then this model was imported into ANSYS software to continue the modeling and analysis process. The most important results of this research were summarized as follows:

- As the inlet flow velocity increased, the outlet temperature and ultimately the efficiency of the air heater increased.
- In the case of an air heater with the presence of baffles, the highest flow velocity occurs at the inlet and outlet, and the lowest flow velocity occurs behind the plates due to the presence of circulating flow.
- Temperature uniformity was higher for the 9-baffle mode and the flow was uniform in this mode. The highest overall efficiency was related to the presence of three baffles in the air heater, which achieved an efficiency of about 82%.

References

- [1] Barghi Jahromi, Mohammad Saleh, and Massoud Iranmanesh, "Experimental investigation on the use of PCM in a pistachio solar dryer by the evacuated heat pipe solar collector," *Journal of Pistachio Science and Technology*, Vol. 3, PP. 73-87, (2019). (In Persian)
- [2] M. S. B. Jahromi, V. Kalantar, M. Sefid, H. S. Akhijahani, and M. Iranmanesh, "Energy and exergy

analysis of an unglazed transpired collector connected to a dryer with a porous plate and phase change material," *Journal of Energy Storage*, vol. 60, p. 106693, (2023).

- [3] M. Yang, X. Yang, X. Li, Z. Wang, and P. Wang, "Design and optimization of a solar air heater with offset strip fin absorber plate," *Applied Energy*, vol. 113, pp. 1349–1362, Sep, (2013).
- [4] R. Fattoum, A. Hidouri, M. E. H. Attia, M. Arici, and M. A. Abbassi, "Optimization of solar air heaters performance using parallel porous wire mesh: energy, exergy, and enviro-economic analyses," *Thermal Science and Engineering Progress*, vol. 48, p. 102385, Jan, (2024). [https://doi: 10.1016/j.tsep.2024.102385](https://doi.org/10.1016/j.tsep.2024.102385).



شبیه‌سازی عددی هواگرمن خورشیدی صفحه تخت با تأثیر جاذب بهینه و شیشه دوجداره*

مقاله پژوهشی

محمد صالح برقی جهرمی^(۳)محمد سفید^(۲) علی زنگنه اینالو^(۱)

10.22067/jacsm.2024.89384.1278

چکیده هواگرمن‌های خورشیدی صفحه تخت به دلیل هزینه ساخت پایین و تعمیر و نگهداری آسان نسبت به سایر کلکتورها محبوبیت زیادی برای استفاده در گرمایش فضا و همچنین فرآیندهای صنعتی پیدا کرده است. یکی از مهمترین معایب هواگرمن‌های خورشیدی، عملکرد حرارتی پایین آن‌ها می‌باشد. با توجه به این که با استفاده از سطوح گسترش‌یافته روی جاذب، استفاده از شیشه ضخیم‌تر، استفاده از محیط متخلخل و تغییرات هندسی روی صفحه جاذب (موج‌دار کردن صفحه جاذب با الگوهای مختلف) روش‌هایی برای بهبود انتقال حرارت و عملکرد حرارتی هواگرمن‌های خورشیدی با هزینه کم می‌باشد، بنابراین در این پژوهش عددی سعی بر این است که تغییرات هندسی ایجادشده بر روی هواگرمن خورشیدی با روش دینامیک سیالات محاسباتی بررسی شود و نتیجه آن با پژوهش‌های انجام‌شده مقایسه و حالت بهینه انتخاب گردد. نتایج نشان می‌دهد که با افزودن تعدادی بافل به هواگرمن، دمای خروجی و در نتیجه بازده کلی هواگرمن افزایش می‌یابد. ماکزیمم میزان بازده حرارتی به مقدار ۸۲ درصد مربوط به وجود سه بافل در هواگرمن خورشیدی بود. همچنین افزایش بیش از ۳ عددی بافل‌ها، منجر به افزایش افت فشار می‌شود. نتایج بهینه سازی تغییر فاصله هوایی (ضخامت) و شیشه تک و دوجداره نشان می‌دهد که بهینه‌ترین ضخامت برای هواگرمن خورشیدی صفحه تخت، ضخامت حدود ۱۵ الی ۱۸ سانتی‌متر می‌باشد. بازده حرارتی شیشه دوجداره ۲۰ درصد از حالت تک جداره بیشتر است.

واژه‌های کلیدی انرژی خورشیدی، هواگرمن خورشیدی صفحه تخت، بازده حرارتی، صفحه جاذب بهینه، شیشه دو جداره

مقدمه

با راندمان بالا بر اساس تحلیل حساسیت پارامترهای بحرانی، از دیدگاه مواد، توسعه یافته است؛ برای این منظور از صفحه جاذب از جنس آهن [4-5]، فایبرگلاس به رنگ مشکی [6] و از جنس استیل [7] استفاده شده است. همچنین بهینه‌سازی ساختار هواگرمن در مطالعات محققان به صورت استفاده از صفحه جاذب با هندسه مخروطی [8]، استفاده از صفحه جاذب از جنس مس به صورت کویل مارپیچ [9]، استفاده از صفحه جاذب به صورت دو مسیره و قرار دادن بافل در مسیر اول و تیغه در مسیر دوم [10] و استفاده از صفحه جاذب موجدار [11] مورد بررسی قرار گرفته است. افزودن پره‌ها در گذر جریان هوا به طور گسترده به عنوان یک روش موثر برای افزایش راندمان حرارتی در نظر گرفته می‌شود [2,3].

هواگرمن‌های خورشیدی صفحه تخت (Flat Plate Solar Air Heater) به طور گسترده‌ای برای حفظ و مدیریت انرژی در تعداد فزاینده‌ای از تاسیسات مورد استفاده قرار گرفته است. آن‌ها برای کاربردهای انرژی با درجه حرارت پایین که به دمای هوای زیر ۱۰۰ درجه سلسیوس نیاز دارند کاملاً جذاب هستند. به عنوان مثال می‌توان به گرمایش فضاهای داخلی ساختمان، کم آبی محصولات صنعتی و خشک کردن محصولات کشاورزی و گیاهان دارویی اشاره کرد [1-3]. اشکالات عمده سیستم هواگرمن‌های خورشیدی شامل راندمان حرارتی نسبتاً پایین و ظرفیت ذخیره حرارتی کم سیستم است. روش‌هایی برای بهبود راندمان حرارتی هواگرمن‌های خورشیدی مورد بررسی قرار گرفته است و پیشنهادات طراحی کمی یا کیفی برای هواگرمن

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۳/۵/۲۳ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۳/۹/۱۹ می‌باشد.

(۱) دانشجوی کارشناسی ارشد، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه یزد، یزد، ایران.

(۲) نویسنده مسئول: استاد، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه یزد، یزد، ایران.

(۳) دانشجوی دکتری، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه یزد، یزد، ایران.

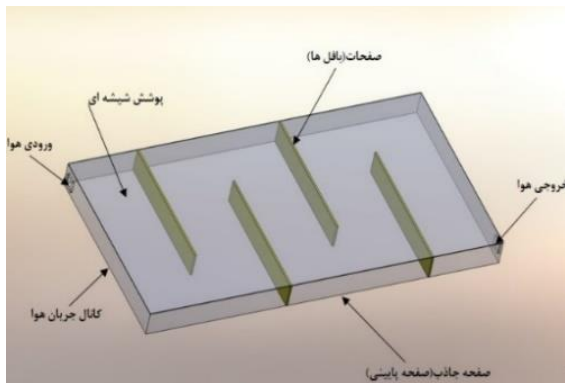
خورشیدی صفحه تخت با مسیر جریان مارپیچ پرداختند. نتایج تحقیقات آن‌ها نشان داد که میانگین راندمان حرارتی هواگرمن خورشیدی با دو مسیر جریان با کانال مارپیچ $14/7$ درصد بیشتر از مجرای ساده و $8/6$ درصد بیشتر از هواگرمن خورشیدی با دو مسیر جریان با پره با سرعت جریان جرمی یکسان برآورد شده است [18]. اخباری و همکاران به مدل‌سازی و مطالعه تجربی یک هواگرمن خورشیدی با کانال مثالی پرداختند. نتایج تحقیقات آن‌ها نشان داد که در مقایسه با یک مدل انتگرال معادلات تراز کلی انرژی، مدل توسعه‌یافته کاهش 50 درصدی خطا را در پیش‌بینی بازده حرارتی و دمای هوای خروجی نشان می‌دهد. حداکثر بازده حرارتی سیستم را می‌توان در نرخ جریان جرم هوا $0/045$ کیلوگرم بر ثانیه به دست آورد [19].

با توجه به بررسی مطالعات پیشین، شکاف تحقیقاتی در زمینه بهینه‌سازی هواگرمن خورشیدی صفحه تخت با توجه به پارامترهای مختلف به طور همزمان مورد بررسی قرار نگرفته است. بنابراین نوآوری این پژوهش بهینه‌سازی هواگرمن خورشیدی صفحه تخت از لحاظ پارامترهای مختلف با استفاده از پره (تعداد پره در حالت‌های مختلف) و بدون پره، تغییرفاصله هوایی ($18, 15, 12, 6$ و 24 سانتی متر) و تأثیر شیشه تک جداره و دو جداره به طور همزمان مورد بررسی قرار گرفته است. کاتوره‌های دما و سرعت به روش دینامیک سیالات محاسباتی در نرم افزار انسیس فلونت استخراج شد و پارامترهای بازده حرارتی و افت فشار برای حالت‌های مختلف مورد بررسی قرار گرفت. هواگرمن خورشیدی صفحه تخت برای متصل شدن به خشک-کن خورشیدی و آب گرم کن خورشیدی طراحی شده است.

مدل سازی عددی

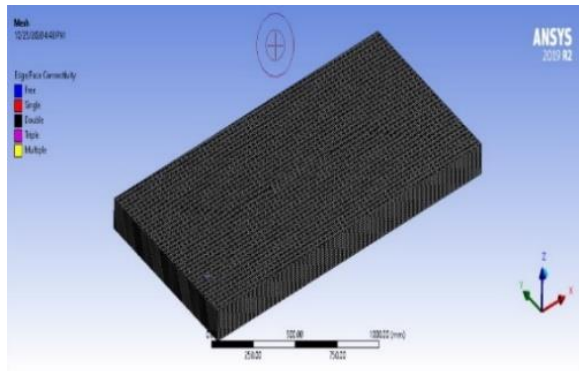
برای بررسی عملکرد هواگرمن خورشیدی ابتدا باید معادلات حاکم بر جریان در آن را شناخت. همچنین جهت ساده‌سازی معادلات حاکم و همچنین افزایش سرعت محاسبات، می‌بایست فرضیاتی را در نظر گرفت که در ادامه ذکر می‌شوند. معادلات حاکم بر جریان عبارت‌اند از معادلات پیوستگی، مومنتوم و انرژی، اما از آنجایی‌که در هواگرمن خورشیدی از انرژی خورشید جهت گرم کردن سیال کاری استفاده می‌شود باید معادله انتقال تشعشعی را هم در نظر داشت. این معادلات در ادامه ذکر می‌شوند.

مطالعات جدیدی برای افزایش راندمان هواگرمن‌های خورشیدی انجام شده که در ادامه به آن‌ها پرداخته می‌شود. فاتوم و همکاران به بهینه‌سازی هواگرمن خورشیدی با صفحه‌ای به صورت شبکه سیمی پرداختند. نتایج تحقیقات آن‌ها نشان داد که با طول 60 سانتی متر برای شبکه سیمی و دبی جریان هوا به مقدار $0/045$ کیلوگرم بر ثانیه بیشترین راندمان هواگرمن به مقدار 76 درصد می‌رسد [12]. سینگ و همکاران به بهینه‌سازی یک هواگرمن خورشیدی با استفاده از روش سطح پاسخ پرداختند. نتایج تحقیقات آن‌ها نشان داد که راندمان حرارتی $50/89$ درصد و راندمان انرژی $8/76$ درصد به دست می‌آید [13]. کوریل و همکاران یک هواگرمن خورشیدی را مورد ارزیابی قرار دادند و پارامتر عملکرد ترموهیدرولیک را برای باله‌های مستطیلی بررسی کردند. حداکثر عملکرد ترموهیدرولیک $2/77$ برای عدد رینولدز 20000 با گام $17/22$ به دست آمد. نتایج تحقیقات آن‌ها نشان داد که شبیه‌سازی انجام شده مطابقت خوبی با داده‌های تجربی دارد [14]. برقی جهرمی و همکاران به شبیه‌سازی یک هواگرمن خورشیدی مشبک متصل به خشک کن خورشیدی پرداخت. نتایج تحقیقات آن‌ها نشان داد که با کاهش نرخ جریان هوا دمای هوای خروجی هواگرمن افزایش پیدا می‌کند. بیشترین بازده حرارتی مربوط به دبی $0/015$ کیلوگرم بر ثانیه به مقدار $78/02$ درصد است [15]. برقی جهرمی و همکاران به ارزیابی یک هواگرمن خورشیدی صفحه تخت با ماده تغییرافزاینده و صفحه متخلخل پرداختند. نتایج تحقیقات آن‌ها نشان داد که با استفاده از ذخیره‌کننده حرارتی بازده انرژی حدودا 6 درصد افزایش یافته است. بیشترین بازده حرارتی هواگرمن به مقدار $45/92$ درصد است [2]. پارسا و همکاران یک هواگرمن خورشیدی با بافل‌های مکعبی را شبیه‌سازی و بهینه‌سازی کردند. نتایج تحقیقات آن‌ها نشان داد که بالاترین عملکرد ترموهیدرولیک با مقدار $3/43$ برای عدد رینولدز 5080 به دست آمد [16]. پانگیتر و همکاران به بررسی تجربی و عددی یک هواگرمن خورشیدی صفحه تخت با جریان‌های موازی و مخالف در داخل هواگرمن پرداختند. نتایج تحقیقات آن‌ها نشان داد که میانگین راندمان حرارتی بین 11 تا 44 درصد متغیر است. مدل‌های محاسباتی، بازده حرارتی را بین $6/75$ تا $9/01$ درصد از مقدار اندازه‌گیری شده، بسته به ورودی توان تابشی خورشیدی مورد استفاده، بیش از حد پیش‌بینی می‌کنند [17]. حیدری و مسگرپور به تحلیل تجربی و مدل‌سازی عددی هواگرمن



شکل ۱ هواگرمن خورشیدی در نظر گرفته شده در این پژوهش

در این پژوهش از مدل آشفتگی K-epsilon Realizable استفاده شده است. مدل توربولانسی K-epsilon Realizable نسبت به مدل های دیگر خانواده K-epsilon، زمانی که جریان دارای گردایان معکوس یا جدایش است بسیار عالی کار می کند. در تمامی آزمایش ها عدد رینولدز محاسبه شده در محدوده ۳۷۰۰ تا ۱۱۰۰۰ است که نشان دهنده الگوی جریان مغشوش است. شبکه بندی هندسه در شکل (۲) ارائه شده است. همان طور که مشخص است از شبکه بندی سازمان یافته استفاده شده است.



شکل ۲ هواگرمن خورشیدی صفحه تخت مش بندی شده

هواگرمن خورشیدی با ابعاد $0.12 \times 1 \times 2$ متر در شکل (۱) در نظر گرفته شده که مشخصات آن در جدول ۱ ارائه شده است.

در این تحقیق، به منظور ساده سازی معادلات، فرضیات زیر در نظر گرفته شد:

- ۱- انتقال حرارت از کف هواگرمن ناچیز در نظر رفته می شود.
- ۲- اتلاف گرما از ورودی و خروجی هواگرمن ناچیز در نظر گرفته می شود.
- ۳- انتقال حرارت بین بافل و صفحه جاذب ناچیز در نظر رفته می شود.

۴- فرض می شود که تشعشعات با طول موج بلند ارسالی از صفحه جاذب نمی تواند مستقیماً به پوشش شیشه ای بالایی برسد و همچنین با محیط هم نمی تواند تبادل حرارت داشته باشد. با توجه به فرضیات در نظر گرفته شده اتلاف گرما در کلکتور صفحه تخت به صورت جابجایی و تشعشع بین پوشش شیشه ای بالایی و محیط اطراف خلاصه می شود.

به منظور بررسی تأثیر هندسه ی جاذب روی عملکرد هواگرمن خورشیدی و بهبود عملکرد آن، از روش شبیه سازی مبتنی بر آنالیز حجم محدود استفاده شده است. برای رسیدن به این هدف، ابتدا باید مدل سه بعدی هواگرمن، طراحی شود. بدین منظور از نرم افزار سالدورک (Solid Works, version 18.0.0)، استفاده شده است. سپس جهت اعمال شرایط مرزی و اولیه، مش بندی، حل مسئله، استخراج نتایج و تجزیه و تحلیل آن ها این مدل سه بعدی وارد نرم افزار انسیس فلوئنت (ANSYS workbench 2.0 framework version 19.0.0) می شود. در این پژوهش، جریان مغشوش، غیر قابل تراکم، سه بعدی و سیال هوا در یک هواگرمن خورشیدی با استفاده از معادلات حاکم پیوستگی، مومنتوم و انرژی مورد بررسی قرار می گیرد. لازم به ذکر است که یکی از علت هایی که می توان جریان را مغشوش در نظر گرفت وجود جدایی جریان به علت وجود بافل ها است [20-21]. تأثیر وجود فین، تعداد فین، سرعت های ورودی جریان، فاصله هوایی و ضخامت پوشش شیشه ای بر روی عملکرد و کارایی هواگرمن خورشیدی صفحه تخت بررسی می شود. یک هواگرمن خورشیدی از چندین قسمت تشکیل می شود مانند پوشش شیشه ای، کانال عبور هوا و صفحه جاذب. در هواگرمن خورشیدی که در این بخش مورد بررسی قرار می گیرد از صفحات (بافل) در کانال هوا استفاده می شود. در شکل (۱) هواگرمن خورشیدی صفحه تخت با صفحات جاذب را نشان می دهد.

جدول ۱ مشخصات هواگرمن خورشیدی صفحه تخت در این پژوهش

مشخصات (ابعاد و اندازه)	اجزاء هواگرمن خورشیدی صفحه تخت
هواگرمن خورشیدی با ابعاد $0.12 \times 1 \times 2$ متر است.	صفحه جاذب
جریان از قسمت ورودی که یک دریچه مربعی 60×60 میلی‌متر است، وارد و از سمت دیگر آن خارج می‌شود.	دریچه هوای ورودی
صفحه‌ی بالایی از جنس شیشه با ضخامت ۴ میلی‌متر و صفحه‌ی پایینی از جنس آلومینیوم و دارای ضریب جذب مشخص است.	شیشه

۳- مبانی تئوری روش دینامیک سیالات محاسباتی (CFD)

مدل‌سازی هواگرمن خورشیدی صفحه تخت با استفاده از روش دینامیک سیالات محاسباتی با سه معادله اصلی شامل معادله پیوستگی، معادله مومنتوم و انرژی انجام شد. [22-24]. از آنجایی که جریان با سرعت پایین جریان دارد و عدد ماخ پایین است پس می‌توان جریان را به صورت تراکم ناپذیر در نظر گرفت. بر این اساس، معادله‌ی پیوستگی به صورت زیر خلاصه می‌شود:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \cdot \vec{v}) = 0 \quad (1)$$

معادله مومنتوم نیز بر اساس فرضیات مسئله، به صورت زیر نوشته می‌شود:

$$\frac{\partial p \vec{v}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v} \cdot \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\mu (\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^T)) \quad (2)$$

که در این معادلات ρ چگالی (کیلوگرم بر متر مکعب) جریان، μ ویسکوزیته (نیوتن ثانیه بر مترمربع) سیال، p فشار (نیوتن بر مترمربع)، $\vec{v}$ سرعت سیال (متر بر ثانیه) و t زمان جریان (ثانیه) هستند. معادله انرژی برای جریان سیال و کلکتور خورشیدی را نیز می‌توان به صورت زیر بیان کرد:

$$\frac{\partial \rho H}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v} H) = \nabla \cdot (k \nabla T) \quad (3)$$

که در رابطه (۳)، H آنتالپی (ژول بر کیلوگرم)، T دما (کلوین)، k هدایت حرارتی (وات بر متر کلوین) هستند.

همچنین میزان آنتالپی در کلکتور را نیز به صورت زیر می‌توان تعریف کرد:

$$H = \int_{T_{ref}}^T C_p dT \quad (4)$$

که در رابطه (۴)، C_p گرمای ویژه هوا (ژول بر کیلوگرم کلوین) و T_{ref} دمای مرجع هست که برابر ۳۰۰ کلوین در نظر گرفته شده است.

از مدل مجزا سازی معادلات (DO) برای مدل‌سازی تشعشع جهت انتقال حرارت بین جاذب، شیشه و دیواره استفاده می‌شود. مجزا سازی، معادلات انتقال تشعشع را برای گره و المان‌ها در نظر می‌گیرد. معادلات انتقال تشعشعی برای جاذب، تشعشع و پخش برای یک موقعیت اختیاری $\vec{r}$ در یک محدوده در جهت $\vec{s}$ می‌توان نوشت.

معادله ۵، انتقال تشعشعی برای جاذب، تشعشع و پخش در حد متوسط را بر اساس معادلات مجزا سازی نشان می‌دهد:

$$d\Omega' \nabla \cdot (I(\vec{r}, \vec{s}) \vec{s}) + \quad (5)$$

$$(a + \sigma_s) I(\vec{r}, \vec{s}) = an^2 \frac{\sigma T^4}{\pi} + \frac{\sigma_s}{4\pi} \int_0^{4\pi} I(\vec{r}, \vec{s}') \varphi(\vec{s}, \vec{s}') d\Omega'$$

که در رابطه (۵)، $\vec{r}$ بردار موقعیت، $\vec{s}$ بردار جهت، $\vec{s}'$ بردار جهت پراکندگی، a ضریب جذب، a شاخص انعکاس، σ_s ضریب پخش، σ ثابت استفان بولتزمن، I شدت تشعشع، T دمای محلی، φ تابع فاز، Ω' زاویه جسم هستند.

اثر ویسکوزیته سیال، شناوری و آشفتگی باید برای فرآیند شبیه سازی در نظر گرفته شود تا تصویر دقیقی از توزیع هوا و انتقال حرارت از طریق سیستم هواگرمن خورشیدی صفحه تخت به دست آید. مدل K-epsilon یکی از قابل اعتمادترین مدل‌هایی است که وجود دارد. مدل دارای دو معادله انتقال است که پدیده آشفته در شبیه سازی دینامیک سیالات محاسباتی (CFD) را توصیف می‌کند. مدل K-epsilon به عنوان مدل موفقی است که به طور گسترده مورد استفاده قرار می‌گیرد. دو معادله آشفته ذکر شده برای مدل‌سازی دینامیک سیالات محاسباتی به صورت زیر نشان داده شده است [16]:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k \quad (6)$$

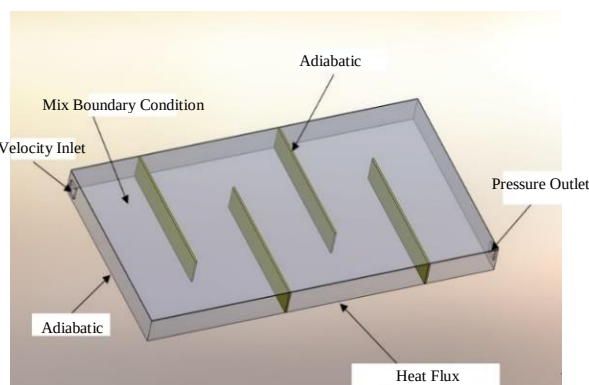
$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \varepsilon u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 S_\varepsilon - \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu \varepsilon}} + C_{1\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon}{k} C_{3\varepsilon} P_b + S_\varepsilon \quad (7)$$

$$\eta_c = \frac{\dot{m} C_p (T_{out} - T_{in})}{AG} \quad (6)$$

که در این رابطه $\dot{m}$ نرخ دبی ورودی به هواگرمن (کیلوگرم بر ثانیه)، C_p ظرفیت گرمایی هوا (ژول بر کیلوگرم کلوین)، T_{out} دمای خروجی از هواگرمن (کلوین)، T_{in} دمای هوای ورودی (کلوین)، A سطح پوشش شیشه‌ای بالایی هواگرمن (مترمربع) و G میزان تابش خورشیدی به سطح هواگرمن است.

جدول ۱ مشخصات سیال عامل و شرایط مرزی

خواص	نوع شرایط مرزی	مکان
—	Velocity Inlet	ورودی
—	Pressure Outlet	خروجی
$\varepsilon_c = 0.1$	Heat Flux	صفحه جاذب
$\rho = 2500 \text{ Kg/m}^3$	Mix Boundary Condition	پوشش بالایی (شیشه)
$C_p = 800 \text{ J/Kg.k}$	$h_f = 20 \text{ W/m}^2\text{K}$	
$\lambda = 0.75 \text{ W/m.k}$	$t_f = 15 \text{ }^\circ\text{C}$	
	$\varepsilon_g = \alpha_g = 0.9$	
—	Adiabatic	بافل
—	Adiabatic	دیواره‌های جانبی



شکل ۳ شرایط مرزی انتخاب شده در این پژوهش

که در آن σ_K و σ_ε اعداد پراوتل برای k ، ε ، C_1 ، C_2 و $C_{3\varepsilon}$ ثابت‌های معادله جریان مغشوش می‌باشد.

در قسمت شبیه‌سازی برای معادلات مومنتوم و انرژی اعمال شده معادلات دیفرانسیلی درجه دو در نظر گرفته شد. برای ارتباط فشار و سرعت از روش سیمپل (SIMPLE) استفاده شد، چرا که در مسائلی که دارای جریان‌های توربولانسی هستند استفاده از این روش منجر به حصول بهینه‌ترین جواب می‌شود [22-23]. برای حل معادلات مومنتوم و پیوستگی از حل‌کننده‌ی مبتنی بر فشار (Pressure Base) استفاده شد. برای الگوریتم حل از الگوریتم کوپل شده (Coupled) استفاده شد. در این الگوریتم معادلات مومنتوم و پیوستگی به صورت ترکیبی حل می‌شوند که این کار باعث تسریع در همگرایی حل می‌شود.

همچنین محدوده مورد نظر برای همگرایی باقیمانده برای معادلات جرم و مومنتوم به میزان 10^{-4} و برای معادله انرژی به میزان 10^{-5} لحاظ گردید.

شرایط مرزی. مشخصات سیال و شرایط مرزی در جدول ۱ و شکل (۳) نشان داده شده است. در این جدول تمامی شرایط مرزی برای میدان حل ذکر شده است. برای شرط مرزی ورودی جریان از شرط مرزی ورودی (Velocity Inlet) استفاده شده است. سرعت‌های مرزی 6.4 و 2 متر بر ثانیه برای جریان هوای ورودی در نظر گرفته می‌شود و برای هرکدام از سرعت‌های ورودی در نظر گرفته شده یکبار مسئله حل شده و کارایی هواگرمن خورشیدی محاسبه و این مقادیر باهم مقایسه می‌شوند. در قسمت ورودی شدت توربولانس 1 درصد در نظر گرفته شده است.

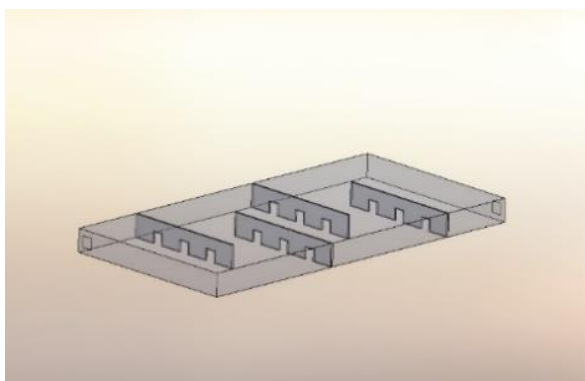
کیفیت مش ایجاد شده توسط نرم‌افزار بر چگونگی حل مسئله بسیار تاثیرگذار است. برای مش بندی میدان حل از پردازشگر انسیس مشینگ (ANSYS Meshing) استفاده شده است. پنج نوع مش بندی مختلف برای هواگرمن طراحی شده است. تعداد گره‌ها و المان‌های به کار برده شده برای انجام مش بندی در جدول ۲ نشان داده شده است. برای هرکدام از این حالت‌ها مسئله حل شد و میزان بازدهی (کارایی) هواگرمن با استفاده از رابطه‌ی ۶ محاسبه شد [25-27].

همکاران [27] در سال ۲۰۱۸ مورد بررسی قرار گرفت. آن‌ها یک هواگرمن صفحه تخت با چهار صفحه با ضخامت ۱۰ میلی‌متر و با فاصله‌های مساوی و طول ۷۰۰ میلی‌متر تعریف کردند که هرکدام از این صفحات دارای سه سوراخ مربعی شکل با ابعاد 60×60 میلی‌متر بوده که با فاصله‌های مساوی از هم (۱۳۰ میلی‌متر) قرار گرفته است. این هواگرمن در شکل (۵) نشان داده شده است.



شکل ۵ هواگرمن صفحه تخت بررسی شده توسط هو و همکاران [27]

همانند مراحل پیشین ابتدا این هواگرمن مدل‌سازی شد که مدل طراحی شده در شکل (۶) نشان داده شده است. برای مش بندی هواگرمن طراحی شده از مش بندی مکعبی استفاده شد. برای این کار فرآیند استقلال مش همانند نمونه‌های پیشین انجام شد که مدل مش بندی شده نهایی در شکل (۷) نشان داده شده است.

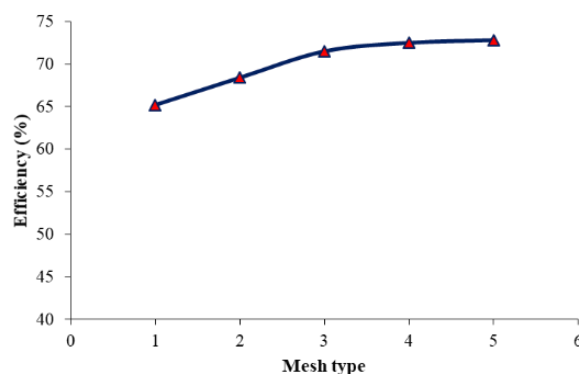


شکل ۶ مدل سه بعدی طراحی شده برای معادل سازی هواگرمن بررسی شده توسط هو و همکاران

جدول ۲ تعداد گره‌ها و المان‌های طراحی شده برای حالت‌های مش بندی مختلف

حالت	حالت اول	حالت دوم	حالت سوم	حالت چهارم	حالت پنجم
تعداد گره	۳۲۱۶۱	۵۱۳۱۶	۳۷۵۸۹۰	۱۵۶۳۲۵۱	۱۸۸۰۱۰۷
تعداد المان	۱۸۷۵۶	۲۶۰۲۳۹	۲۰۵۸۸۴۲	۸۹۵۴۶۲	۱۰۱۷۴۶۹

مقدار بازده هواگرمن برای هرکدام از حالت‌های ذکر شده محاسبه شد، که در شکل (۴) نشان داده شده است.



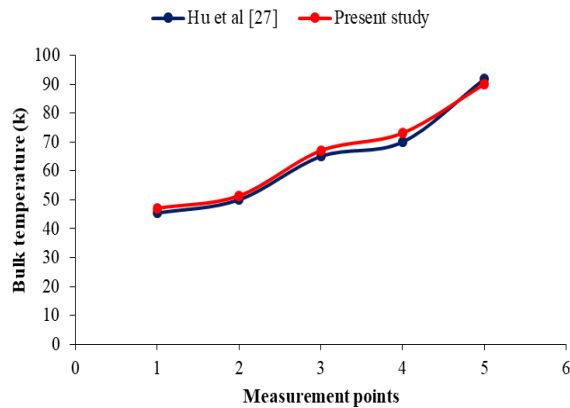
شکل ۴ مقایسه‌ی بازده با پنج نوع مش بندی مختلف

با بررسی شکل (۴) می‌توان دریافت که میزان بازده حرارتی در حالت‌های چهارم و پنجم تغییر چندانی نداشته است. زیرا هرچه مش بندی ریزتر می‌شود نرم‌افزار برای حل ازسری‌های نامتناهی استفاده می‌کند. در این سری‌ها عملیات گرد کردن اعداد صورت می‌گیرد و نرم‌افزار باید حجم محاسبات خود را افزایش دهد. بنابراین با گرد کردن اعداد در حجم محاسبات زیاد خطای بیشتری حاصل می‌شود.

در محاسبات عددی داشتن تعداد گره و المان بیشتر لزومی برداشتن جواب صحیح‌تر نمی‌باشد؛ بلکه احتمال خطا هم افزایش می‌یابد. بنابراین مش بهینه در این شبیه‌سازی، حالت سوم انتخاب شده است.

اعتبار سنجی. برای بررسی اعتبار مدل‌سازی و تأیید نتایج حاصل از این پژوهش، هواگرمن با ابعاد ذکر شده توسط هو و

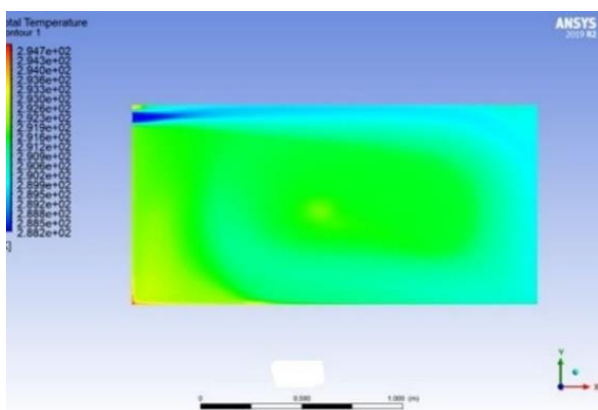
هواگرمن مقدار خیلی کمی می‌باشد. این مقایسه نشان می‌دهد که از نتایج شبیه‌سازی با اطمینان می‌توان برای استخراج کانتور و سایر پارامترهای هواگرمن استفاده کرد.



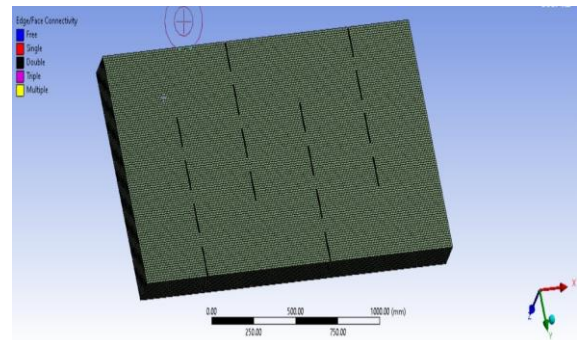
شکل ۹ مقایسه‌ی نتایج حاصل از روش ارائه‌شده در این پژوهش با نتایج آزمایشگاهی هو و همکاران

تحلیل نتایج

نتایج شبیه‌سازی بدون بافل. پس از همگرا شدن مسئله تمامی کانتورهای دما، سرعت و جریان برای سه ورودی سرعت ۲، ۴، ۶ متر بر ثانیه استخراج شدند. شکل (۱۰) مقدار کانتورهای دمای استاتیک برای سرعت‌های مختلف را نشان می‌دهد.

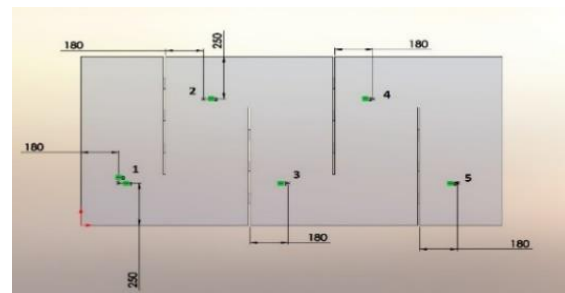


(الف)



شکل ۷ مدل مش بندی نهایی برای هواگرمن طراحی شده با مدل هو و همکاران

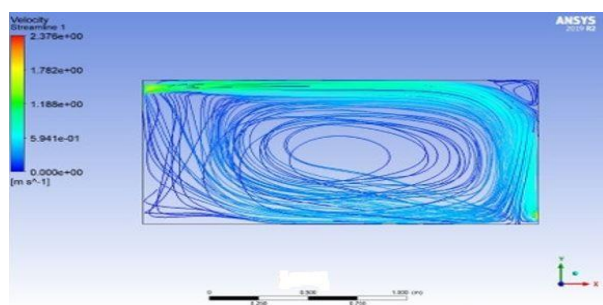
پس از مش بندی مدل و اعمال مقادیر ورودی برای سرعت‌های ۴، ۶ و ۸ متر بر ثانیه و شرایط مرزی مسئله طبق نمونه‌های پیشین، نهایتاً مسئله حل شد و پارامترهای خروجی استخراج شد. برای اعتبارسنجی نتایج به دست آمده ۵ نقطه در موقعیت‌های نشان داده شده در شکل (۸) مشخص شد و میزان دمای بالک (Bulk temperature) برای این نقاط استخراج گردید.



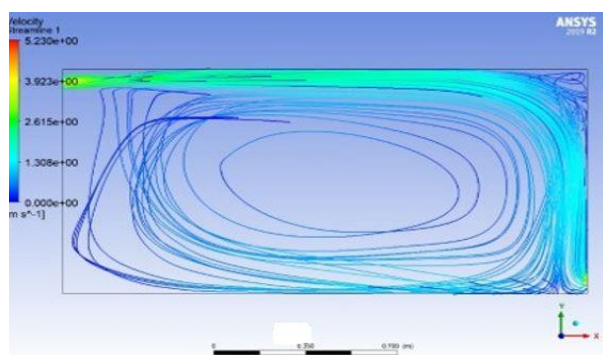
شکل ۸ موقعیت نقاط اندازه‌گیری دمای بالک

دمای بالک استخراج شده با مقادیر تجربی به دست آمده توسط هو و همکاران مقایسه شد که نتایج این بررسی مقایسه‌ای، در نمودار ارائه شده در شکل (۹)، ارائه شده است. همان‌طور که از این نمودار می‌توان مشاهده نمود، این مقادیر اختلاف کمی باهم دارند. نقطه‌ی ۱ همان ابتدای تیغه اول هست که دارای دما در حدود ۴۸ کلوین است و جریان با عبور از تیغه‌ها و رسیدن به انتهای هواگرمن (نقطه‌ی شماره ۵) گرم شده و دمای آن بالا می‌رود که میزان اختلاف دمای خروجی هواگرمن در حالت شبیه‌سازی شده با مقادیر آزمایشگاهی استخراج شده توسط هو و همکاران کمتر از ۵ کلوین اختلاف دارد که با توجه به حجم

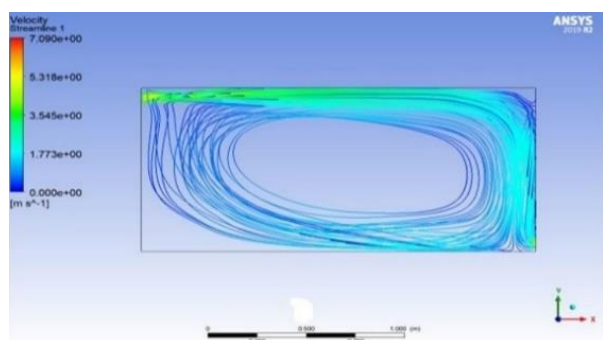
بنابراین با افزایش سرعت جریان ورودی، دمای خروجی و در نهایت بازده هواگرمن افزایش می‌یابد. به این علت که با افزایش سرعت ورودی، توربولانس جریان بیشتر شده و جریان چرخشی خود انرژی جنبشی جریان را بالا برده و در نهایت دمای سیال افزایش می‌یابد.



(الف)



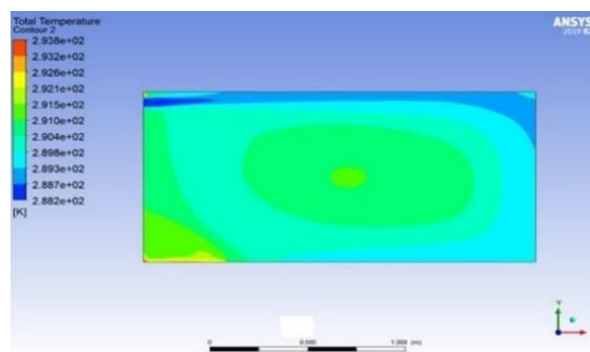
(ب)



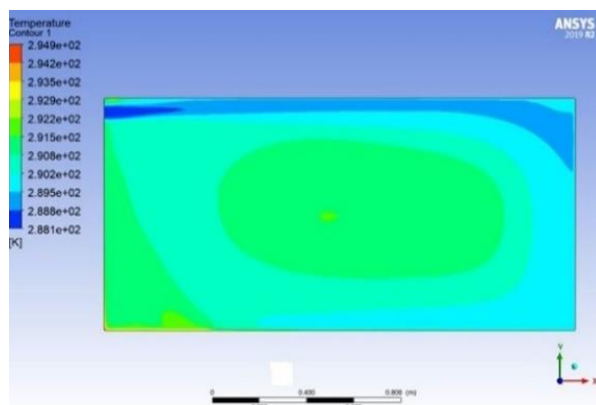
(ج)

شکل ۱۱ کانتورهای سرعت جریان برای سرعت‌های (الف) ۲ m/s، (ب) ۴ m/s و (ج) ۶ m/s

شکل (۱۲) نمودار تغییرات بازده حرارتی برای سرعت‌های مختلف نشان داده شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود، با افزایش سرعت از ۲ به ۳ متر بر ثانیه، تغییرات بازده محسوس و بسیار قابل توجه است، اما افزایش سرعت به مقادیر بیش از ۳ متر بر ثانیه، تأثیری قابل توجه روی میزان بازدهی ندارد.



(ب)



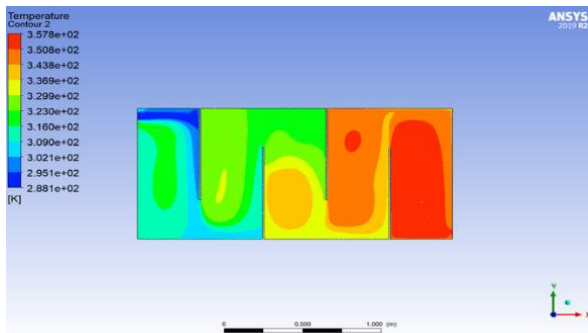
(ج)

شکل ۱۰ کانتورهای دمای استاتیک برای سرعت‌های (الف) ۲ m/s، (ب) ۴ m/s و (ج) ۶ m/s

برای به دست آوردن کانتور دمای استاتیک ابتدا یک صفحه ایزو در وسط میدان حل تعریف شد و کانتورهای دما و سرعت در این صفحه محاسبه شدند. علت تعریف این صفحه این است که تأثیرات کمتری از دیواره‌های جانبی و بالایی و پایینی می‌پذیرد. همان‌طور که در شکل (۱۰) نشان داده شده است، مقادیر دمای استاتیک با تغییر سرعت ورودی تغییر چندانی نداشته است. اما مقادیر دما در سرعت ۶ متر بر ثانیه به نسبت بیشتر است بنابراین با افزایش سرعت، دمای هوای داخل هواگرمن بیشتر می‌شود.

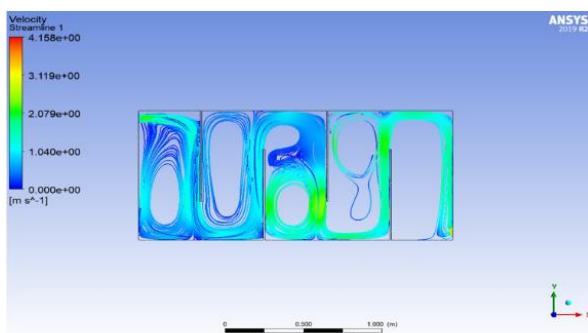
برای بررسی بیشتر این نتایج، کانتورهای سرعت در شکل (۱۱) نشان داده شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود جریان هوا پس از ورود به هواگرمن با سرعت ورودی به انتهای هواگرمن رسیده و پس از برخورد با دیواره شروع به چرخش می‌کند. هوا در ابتدا سمت پایین و قسمت وسط هواگرمن تقریباً ساکن مانده و در نتیجه دمای آن باید بیشتر باشد چراکه این مقدار هوا تحت تأثیر گرمای بیشتری است. این موضوع در کانتورهای دمای استاتیک در شکل (۱۰) نیز آمده است.

چرخش شده و توربولانس ایجاد می‌شود [27-29].



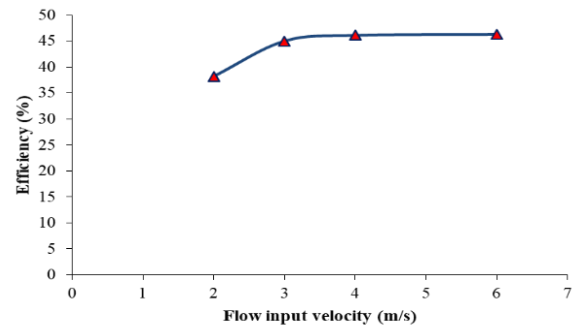
شکل ۱۴ کانتور دما در حالت چهار بافل

شکل (۱۵) کانتور بردار جریان را نشان می‌دهد. با استفاده از کانتور بردارهای جریان می‌توان میزان چرخش جریان و نحوه عبور جریان از بین صفحات را مشاهده کرد. همان‌طور که مشاهده می‌شود، بیشترین سرعت در ورودی و خروجی و بیشترین چرخش جریان در نواحی دور از ورودی صفحات و در پشت صفحات بافل اتفاق افتاده است [۲۷، ۳۰]. در پشت هرکدام از صفحات کمترین سرعت جریان وجود داشته و به اصطلاح سکون جریان اتفاق می‌افتد.



شکل ۱۵ کانتور سرعت جریان در حالت چهار بافل

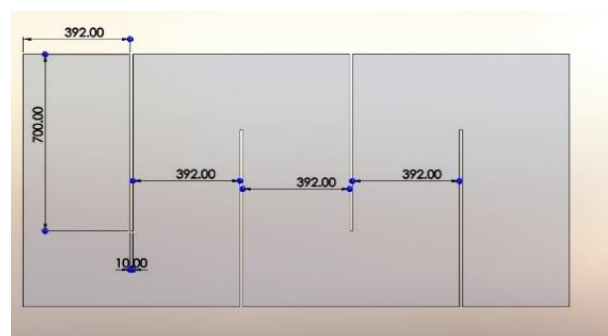
با در نظر گرفتن تغییر در تعداد تیغه‌های بافل و بافل‌هایی به تعداد ۲، ۳، ۴، ۶، ۸ و ۹ در نظر گرفته شد و فرآیندهای استقلال مش برای هرکدام از این حالت‌ها انجام شد و مقادیر خروجی دما و بازده هواگرمکن استخراج شد. شکل (۱۶) کانتورهای دمای استاتیک را برای تعداد بافل‌های متفاوت نشان می‌دهد. با بررسی کانتورها مشاهده می‌شود که در حالت ۹ بافل یا همان حالت (د)، یکنواختی دما بیشتر است یا به اصطلاح جریان یکنواخت‌تر است،



شکل ۱۲ تغییرات بازده نسبت به سرعت ورودی

تغییرهندسی جهت افزایش بازده. در این حالت با ایجاد بافل با تعدادهای متعدد میزان تأثیر این بافل‌ها بر بازدهی و میزان افت فشار هواگرمکن بررسی می‌شود.

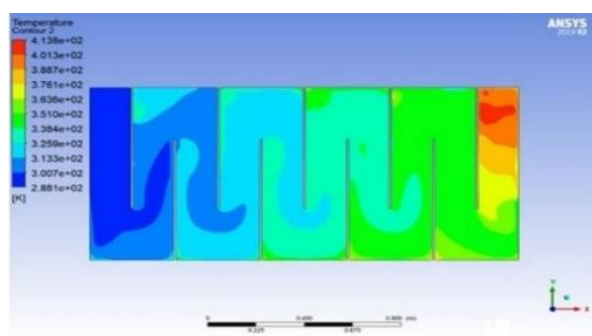
در مرحله اول تعداد ۴ بافل با ضخامت ۱ سانتی‌متر برای هندسه حل در نظر گرفته می‌شود. شکل (۱۳) هندسه طراحی شده را نشان می‌دهد. پس از طراحی بافل‌ها نهایتاً هندسه-ی طراحی شده مش‌بندی شد و فرآیند استقلال مش برای آن انجام گرفت و مش بهینه انتخاب گردید.



شکل ۱۳ طراحی هواگرمکن خورشیدی صفحه تخت با چهار بافل

با در نظر گرفتن سرعت ورودی ۳ متر بر ثانیه برای ورودی و اعمال تمامی شرایط پیشین حل اجرا شد، که در ادامه نتایج استخراج شده ارائه شده‌اند.

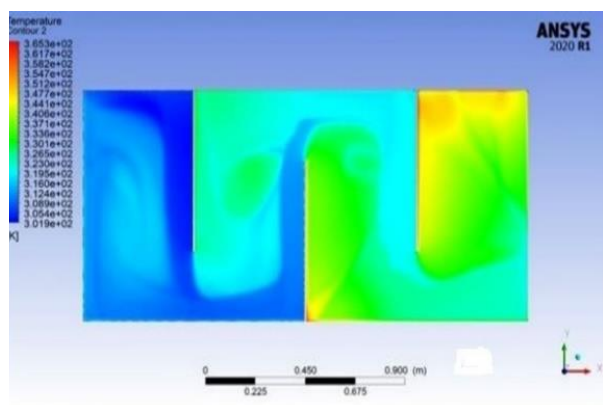
شکل (۱۴) کانتور استخراج شده برای دما را نشان می‌دهد. همان‌طور که مشاهده می‌شود در این حالت دمای هواگرمکن افزایش داشته است. به‌طوری‌که دما نسبت به حالت بدون بافل در حدود ۵۰ درجه افزایش داشته است. دلیل افزایش دما این است که با اضافه کردن تعداد بافل‌ها مقادیر و یک‌های جریان افزایش داشته است؛ و جریان در پشت هرکدام از صفحات دچار



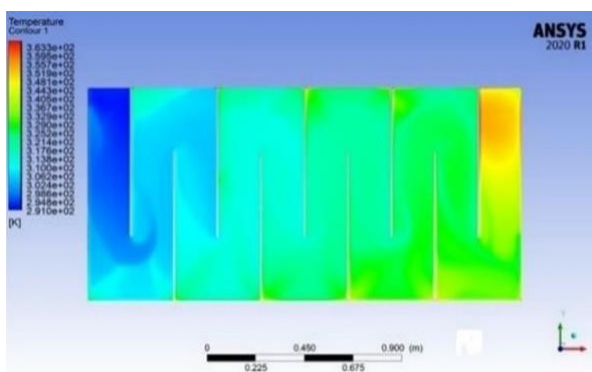
(ه)

شکل ۱۶ کانتورهای دما، (الف) دوبافل، (ب) سه بافل، (ج) شش بافل، (د) هشت بافل و (ه) نه بافل

شکل (۱۷) کانتورهای دما در سطح پوشش شیشه‌ای برای حالت ۳ بافل و ۹ بافل را نشان می‌دهد. همان‌طور که مشخص است در حالت ۹ بافل میانگین دما نسبت به حالت ۳ بافل بیشتر است که علت افزایش دما منجر به اتلاف حرارتی بیشتر ناشی از انتقال حرارت جابه‌جایی می‌شود.



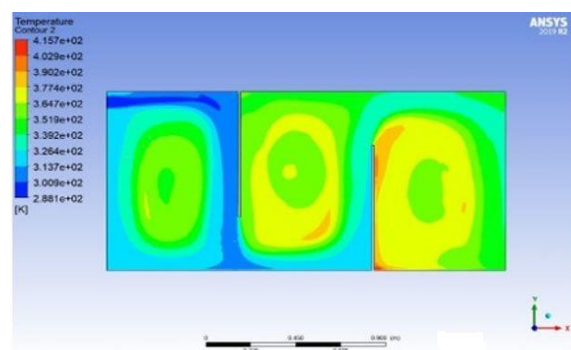
(الف)



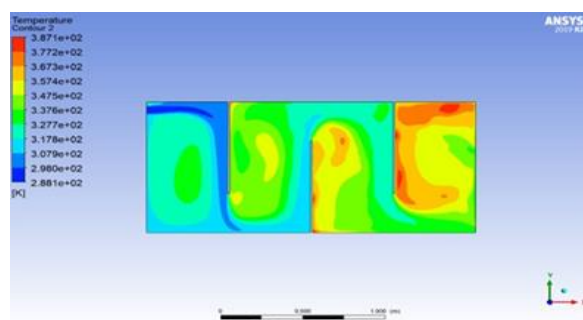
(ب)

شکل ۱۷ دمای استاتیک در سطح پوشش شیشه‌ای برای حالت (الف) سه بافل، (ب) نه بافل

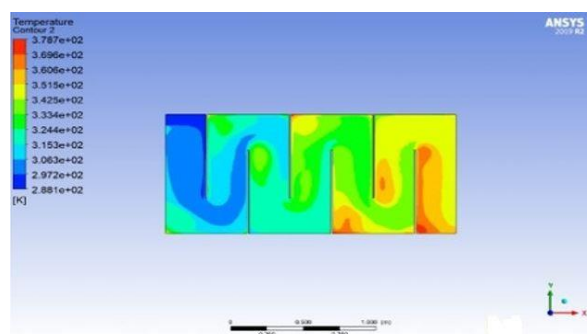
اما در بافل آخر دمای سیال در پشت بافل بالا رفته است که دلیل آن این است که جریان پس از عبور از بافل گرم شده و مقداری از این جریان گرم شده در پشت بافل آخر به دام می‌افتد و شروع به چرخش می‌کند و به مرور دمای آن بالا می‌رود.



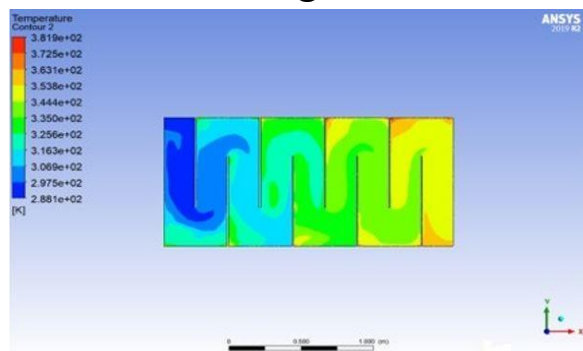
(الف)



(ب)

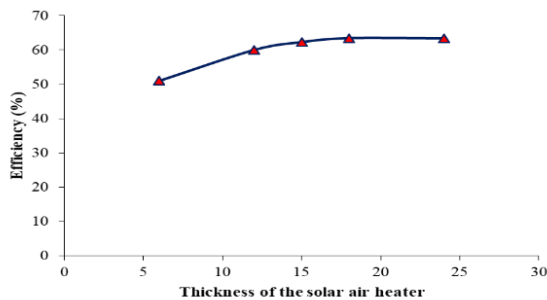


(ج)



(د)

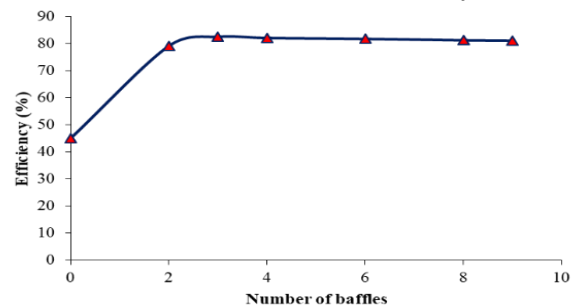
به صورت ۱۸، ۱۵، ۱۲، ۶ و ۲۴ سانتی متر در نظر گرفته شد. معادلات حاکم برای هر یک از این حالت ها در نظر گرفته شد و میزان بازده حرارتی استخراج شد. شکل (۲۰) تغییرات بازده نسبت به تغییر فاصله هوایی را نشان می دهد. همان طور که مشخص است با افزایش ضخامت کلکتور ابتدا بازده افزایش می یابد و سپس به یک مقدار ثابت می رسد. با افزایش ضخامت کلکتور فضای بیشتری برای انتقال حرارت جابه جایی ایجاد می شود و فاصله شیشه و صفحه جاذب هم افزایش می یابد و میزان اتلاف حرارت تشعشعی به میزان ناچیزی کم می شود. با افزایش ضخامت کلکتور و بزرگ تر شدن فضا، مشکل ایزوله کردن این فضا و جلوگیری از اتلاف حرارتی پیش می آید که در این حالت ضخامت هواگر مکن بین ۱۵ تا ۱۸ سانتی متر بهترین گزینه می باشد.



شکل ۲۰ تغییرات بازده نسبت به ضخامت کلکتور

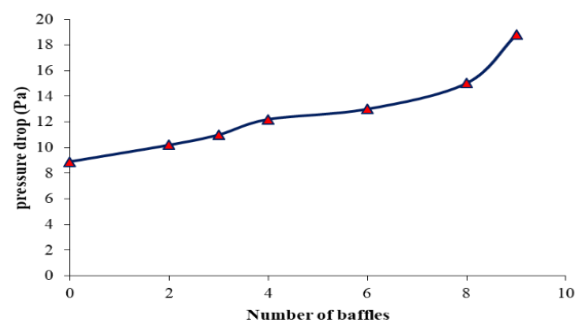
تأثیر تغییر ضخامت شیشه روی بازده. تأثیر ضخامت شیشه و یا به اصطلاح چند جداره کردن شیشه بر روی عملکرد هواگر مکن مورد بررسی قرار گرفت. برای این کار هواگر مکن با ۳ بافل با استفاده از شیشه ی تک جداره و دوجداره شبیه سازی شد. مقادیر کانتورهای استخراج شده برای دما در شکل (۲۱) نشان داده شده است. همان طور که مشخص است میزان افزایش دما در حالت دو جداره بیشتر از حالت تک جداره است [31-32]. بنابراین ضریب هدایت حرارتی در حالت دو جداره خیلی کمتر از حالت تک جداره بوده و میزان اتلاف انتقال حرارت جابه جایی در حالت دو جداره به مراتب کمتر از حالت شیشه ی تک جداره است. همان طور که مشخص است جریان در حالت دو جداره نسبت به حالت تک جداره، مقداری یکنواخت تر است.

شکل (۱۸) بازده حرارتی در تعداد بافل های مختلف را نشان می دهد. همان طور که مشخص است بیشترین بازده مربوط به حالت ۳ بافل است چرا که میانگین دمای سطح شیشه، میانگین دمایی در صفحه میانی و توربولانس جریان در این حالت نسبت به سایر حالت ها عملکرد بهتری داشته است. این نمودار نشان می دهد که راندمان در حالت ۳ بافل به مقدار ۸۲/۴۸ درصد است و در حالت ۴ بافل به مقدار ۸۲/۰۵ درصد و با افزایش تعداد بافل ها از میزان عملکرد هواگر مکن کاسته می شود. دلیل آن را میزان افزایش دما در سطح شیشه، میزان افزایش توربولانس جریان و افت فشار را می توان بیان کرد.



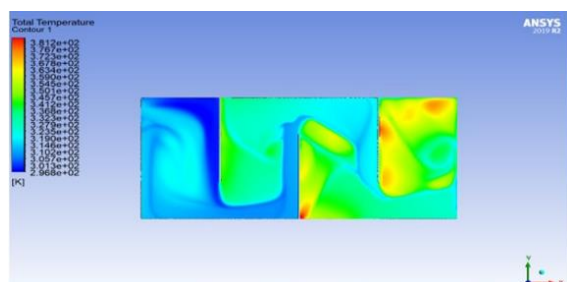
شکل ۱۸ تغییرات بازده در برابر تعداد بافل

نمودار افت فشار نسبت به تعداد بافل در شکل (۱۹) نشان داده شده است. همان طور که مشخص است با افزایش تعداد بافل ها میزان افت فشار افزایش می یابد [27]. به این دلیل که با افزایش تعداد بافل ها میزان مقاومت جریان بیشتر شده و در نتیجه اختلاف فشار ورودی با فشار خروجی افزایش یافته که نتیجه ی آن افزایش افت فشار در هواگر مکن می شود.



شکل ۱۹ تغییرات افت فشار نسبت به تعداد بافل ها

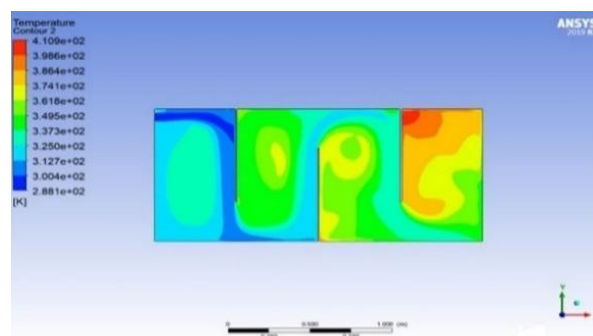
بررسی تغییر فاصله ی هوایی هواگر مکن بر بازده. برای بررسی تأثیر فاصله ی هوایی از شیشه تا صفحه جاذب مقادیر این فاصله



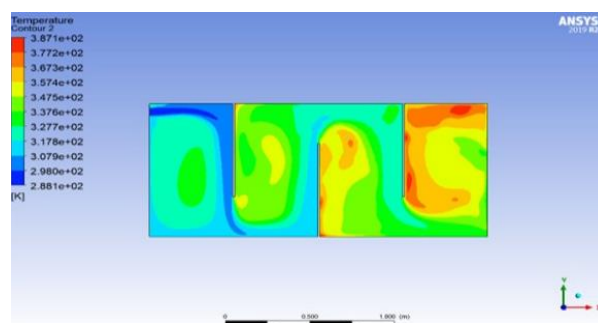
(ب)

شکل ۲۲ کانتور دمای استاتیک در سطح شیشه،

الف) تک جداره و (ب) دو جداره



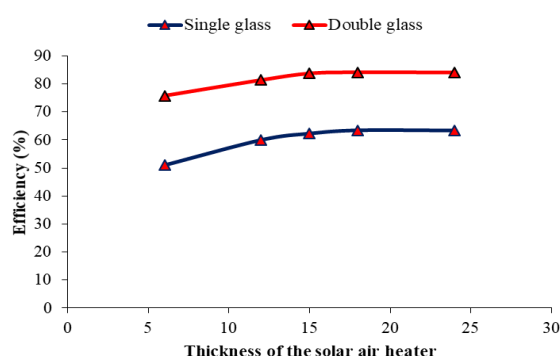
(الف)



(ب)

شکل ۲۱ کانتور دمای استاتیک، الف) شیشه دو جداره، ب) شیشه تک

جداره



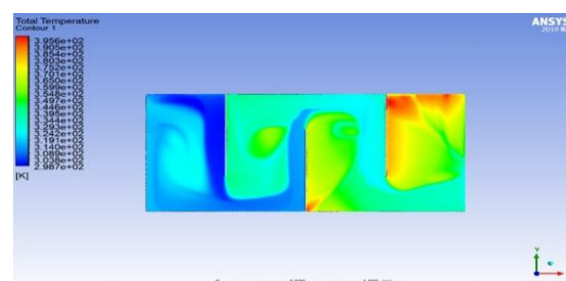
شکل ۲۳ نمودار تغییرات بازده نسبت به فاصله‌ی هوایی برای هواگرمکن با

شیشه تک جداره و دو جداره

نتیجه‌گیری

در این پژوهش هواگرمکن خورشیدی صفحه تخت باهدف بهینه کردن انرژی برداشت‌شده از هواگرمکن با استفاده از آرایش‌های هندسی مختلف و یافتن بهینه‌ترین حالت، با روش دینامیک سیالات محاسباتی مورد بررسی قرار گرفت. مدل‌سازی هندسه با استفاده از نرم‌افزار سالیدورک انجام شد و سپس این مدل جهت ادامه‌ی فرآیند مدل‌سازی و تجزیه و تحلیل، وارد نرم‌افزار آنسیس شد. پس از تعریف شرایط مرزی و شرایط اولیه مناسب و یافتن

کانتور دمای استاتیک در سطح شیشه برای هر دو حالت تک جداره و دو جداره در شکل (۲۲) نشان داده شده است. میزان دما در سطح شیشه در حالت دو جداره مقداری بیشتر از حالت تک جداره است؛ اما از آنجایی که ضریب هدایت حرارتی در این حالت نسبت به حالت تک جداره به مراتب کمتر است؛ بنابراین اتلاف در این حالت به مراتب از حالت تک جداره کمتر می‌باشد. بنابراین بیشتر گرما از طریق تشعشع و جابه‌جایی به سطح جاذب رسیده و نهایتاً دما افزایش می‌یابد.



(الف)

اقتصادی، ارزیابی چرخه عمر و اثرات زیست محیطی مواد و عوامل مورد استفاده در سیستم از دیگر کارهای آینده است.

فهرست علائم و اختصارات

علائم انگلیسی	
مساحت، m^2	A
گرمای ویژه در فشار ثابت، $J/kg \cdot K$	C_p
شدت تابش خورشید، W/m^2	G
هدایت حرارتی، $W/m \cdot K$	K
دبی جریان، kg/s	$\dot{m}$
دما، K	T
زمان، s	t
علائم یونانی	
چگالی، kg/m^3	ρ
لزجت، $kg/m \cdot s$	μ
ضریب استفان بولتزمن $\frac{W}{m^2 K^4}$	σ

واژه نامه

دمای بالک	Bulk temperature
دینامیک سیالات محاسباتی	CFD
الگوریتم کوپل شده	Coupled
مدل مجزا سازی معادلات	DO
هوا گرم کن خورشیدی	FPSAH
صفحه تخت	
حل کننده مبتنی بر فشار	Pressure Base
الگوریتم سیمپل	SIMPLE
نرم افزار سالیدورکس	Solid Works
سرعت ورودی	Velocity Inlet

تقدیر و تشکر

مش بهینه بر اساس بررسی پارامترهای مختلف، مسئله در حالت-ها و هندسه‌های مختلف حل شد. در نهایت پس از ساخت یک مدل معادل با مدل آزمایشی ارائه شده در پژوهش لیو و همکاران، اعتبارسنجی روش ارائه شده، انجام گردید. مهمترین نتایج این پژوهش به صورت خلاصه‌ی زیر حاصل شد:

- با افزایش سرعت جریان ورودی، دمای خروجی و در نهایت، بازده هواگرمکن افزایش یافت.
 - افزایش سرعت جریان ورودی از ۳ متر بر ثانیه به بالا، تغییر قابل توجهی در بازدهی هواگرمکن ایجاد نمی‌کند.
 - برای حالت وجود ۴ بافل، میزان بازدهی هواگرمکن نسبت به حالت بدون بافل، حدود ۵۰ درصد افزایش یافت.
 - در حالت هواگرمکن با حضور بافل، بیشترین سرعت جریان در ورودی و خروجی و کمترین سرعت جریان به علت وجود جریان گردشی، در پشت صفحات اتفاق می‌افتد.
 - یکنواختی دما برای حالت ۹ بافل، بیشتر بوده و جریان در این حالت، یکنواخت تر است. بیشترین میزان بازدهی کلی، مربوط به وجود سه بافل در هواگرمکن بود که بازده حدود ۸۲ درصد حاصل شد.
 - افزایش بیش از ۳ عددی بافل‌ها، منجر به افزایش افت فشار می‌شود. به این دلیل که با افزایش تعداد بافل‌ها میزان مقاومت جریان بیشتر شده و در نتیجه اختلاف فشار ورودی با فشار خروجی افزایش یافته که نتیجه‌ی آن افزایش افت فشار در هواگرمکن می‌شود.
 - بهینه‌ترین ضخامت برای کلکتور، ضخامت حدود ۱۵ الی ۱۸ سانتی متر حاصل شد. میزان بازده در حالت شیشه‌ی دوجداره، بیشتر از حالت تک جداره است.
- بر اساس نتایج و یافته‌های مطالعه و مقایسه با سایر کارهای مشابه، یکی از چالش‌های اصلی سیستم‌های حرارتی مختلف به ویژه هواگرمکن‌های خورشیدی به حداکثر رساندن راندمان حرارتی است. در سیستم حاضر، هوای محیط با برخورد با بافل-های متعدد و استفاده همزمان از شیشه دو جداره دمای خروجی به حداکثر رسیده است.

بنابراین ساخت سیستم حاضر می‌تواند در سیستم‌های خشک‌کن خورشیدی، آب شیرین کن‌های خورشیدی، اجاق خورشیدی مورد استفاده قرار گیرد. همچنین ساخت و بررسی تجربی سیستم حاضر متصل به خشک‌کن خورشیدی، تحلیل

مراجع

- [1] M. S. Barghi Jahromi and M. Iranmanesh, "Experimental investigation on the use of PCM in a pistachio solar dryer by the evacuated heat pipe solar collector," *Journal of Pistachio Science and Technology*, vol. 3, pp. 73-87, 2019.
- [2] M. S. B. Jahromi, V. Kalantar, M. Sefid, H. S. Akhijahani, and M. Iranmanesh, "Energy and exergy analysis of an unglazed transpired collector connected to a dryer with a porous plate and phase change material," *Journal of Energy Storage*, vol. 60, p. 106693, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.est.2023.106693>
- [3] M. Yang, X. Yang, X. Li, Z. Wang, and P. Wang, "Design and optimization of a solar air heater with offset strip fin absorber plate," *Applied Energy*, vol. 113, pp. 1349–1362, Sep, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2013.08.091>
- [4] M. A. Wazed, Y. Nukman, and M. T. Islam, "Design and fabrication of a cost effective solar air heater for Bangladesh," *Applied Energy*, vol. 87, no. 10, pp. 3030–3036, 2010. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2010.02.014>
- [5] N. Varun and N. Siddhartha, "Thermal performance optimization of a flat plate solar air heater using genetic algorithm," *Applied Energy*, vol. 87, no. 5, pp. 1793–1799, 2009. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2009.10.015>
- [6] R. S. Gill, S. Singh, and P. P. Singh, "Low cost solar air heater," *Energy Conversion and Management*, vol. 57, pp. 131–142, 2012. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2011.12.019>
- [7] M. Ahmadi, H. Samimi-Akhijahani, and P. Salami, "Thermo-economic and drying kinetic analysis of Oleaster using a solar dryer integrated with phase change materials and recirculation system," *Journal of Energy Storage*, vol. 68, p. 107351, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.est.2023.107351>
- [8] M. B. Jahromi, V. Kalantar, and M. Abdolrezaie, "Experimental study of effect of storage phase change materials (PCM) on the function of a passive solar ventilator," *Modares Mechanical Engineering*, vol. 20, no. 7, pp. 1709–1717, 2020. (In Persian) <http://dorl.net/dor/20.1001.1.10275940.1399.20.7.23.6>
- [9] M. S. B. Jahromi, V. Kalantar, and H. Samimi-Akhijahani, "Evaluation of performance, energy, and exergy analysis of a solar parabolic dish collector connected to a dryer with nanofluid and PCM," *Journal of Energy Storage*, vol. 98, p. 112969, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.est.2024.112969>
- [10] C. D. Ho, H. M. Yeh, T. W. Cheng, T. C. Chen, and R. C. Wang, "The influences of recycle on performance of baffled double-pass flat-plate solar air heaters with internal fins attached," *Applied Energy*, vol. 86, no. 9, pp. 1470–1478, 2009. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2008.12.013>
- [11] W. Gao, W. Lin, T. Liu, and C. Xia, "Analytical and experimental studies on the thermal performance of cross-corrugated and flat-plate solar air heaters," *Applied Energy*, vol. 84, no. 4, pp. 425–441, 2006. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2006.02.005>
- [12] R. Fattoum, A. Hidouri, M. E. H. Attia, M. Arici, and M. A. Abbassi, "Optimization of solar air heaters performance using parallel porous wire mesh: energy, exergy, and enviro-economic analyses," *Thermal Science and Engineering Progress*, vol. 48, p. 102385, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.tsep.2024.102385>
- [13] V. Singh, V. S. Yadav, V. Trivedi, M. Kumar, and N. Kumar, "Application of response surface methodology for analysing and optimizing the Finned solar air heater," *Journal of Thermal Science*, vol. 33, pp. 985–1009, 2024. <https://doi.org/10.1007/s11630-024-1934-z>

- [14] V. S. Korpale, S. P. Deshmukh, C. S. Mathpati, and V. H. Dalvi, "Numerical simulations and optimization of solar air heaters," *Applied Thermal Engineering*, vol. 180, p. 115744, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2020.115744>
- [15] M. S. B. Jahromi, V. Kalantar, M. Sefid, M. Iranmanesh, and H. Samimi Akhijahani, "Thermofluid Numerical simulation of the flat solar heating transpired collector for drying purposes," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 34, no. 1, pp. 61-80, 2022. (In Persian) <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2020.115744>
- [16] H. Parsa, M. Saffar-Avval, and M. R. Hajmohammadi, "3D simulation and parametric optimization of a solar air heater with a novel staggered cuboid baffles," *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 205, p. 106607, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2021.106607>
- [17] M. S. W. Potgieter, C. R. Bester, and M. Bhamjee, "Experimental and CFD investigation of a hybrid solar air heater," *Solar Energy*, vol. 195, pp. 413-428, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.solener.2019.11.058>
- [18] A. Heydari and M. Mesgarpour, "Experimental analysis and numerical modeling of solar air heater with helical flow path," *Solar Energy*, vol. 162, pp. 278-288, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.solener.2018.01.030>
- [19] M. Akhbari, A. Rahimi, and M. S. Hatamipour, "Modeling and experimental study of a triangular channel solar air heater," *Applied Thermal Engineering*, vol. 170, p. 114902, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2020.114902>
- [20] A. E. A. Abdulmejeed, A. D. Tuncer, A. Khanlari, and A. Gungor, "Investigation of combined parallel and triple-pass v-corrugated solar air heater: A numerical and experimental study," *Process Safety and Environmental Protection*, vol. 185, pp. 1385-1398, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.psep.2024.03.107>
- [21] J. S. Prasad, A. Datta, and S. Mondal, "Flow and thermal behavior of solar air heater with grooved roughness," *Renewable Energy*, vol. 220, p. 119698, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.renene.2023.119698>
- [22] M. Iranmanesh, H. S. Akhijahani, and M. S. B. Jahromi, "CFD modeling and evaluation the performance of a solar cabinet dryer equipped with evacuated tube solar collector and thermal storage system," *Renewable Energy*, vol. 145, pp. 1192-1213, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.renene.2019.06.038>
- [23] M. S. B. Jahromi, V. Kalantar, H. S. Akhijahani, H. Kargarsharifabad, and S. Shoeibi, "Performance analysis of a new solar air ventilator with phase change material: Numerical simulation, techno-economic and environmental analysis," *Journal of Energy Storage*, vol. 62, p. 106961, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.est.2023.106961>
- [24] M. S. Barghi Jahromi, V. Kalantar, and M. Omidpanah, "Numerical Simulation of Indirect Cabinet Solar Dryer by spraying of Water Droplets in Yazd Climate," *Karafan Quarterly Scientific Journal*, vol. 19, no. 1, pp. 523-544, 2022. (In Persian). <https://www.doi.org/10.48301/KSSA.2021.292394.1594>
- [25] M. S. Barghi Jahromi, M. Iranmanesh, and H. S. Akhijahani, "Thermo-Economic evaluation of a solar dryer with evacuated heat pipe collector and energy storage," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 32, no. 1, pp. 39-58, 2021. (In Persian). <https://doi.org/10.22067/jacsm.2021.56640.0>
- [26] H. S. Akhijahani, P. Salami, M. Iranmanesh, and M. S. B. Jahromi, "Experimental study on the solar drying of Rhubarb (*Rheum ribes* L.) with parabolic trough collector assisted with air recycling system, nanofluid and energy

- storage system," *Journal of Energy Storage*, vol. 60, p. 106451, Jan. 2023. <https://doi.org/10.1016/j.est.2022.106451>
- [27] J. Hu, K. Liu, L. Ma, and X. Sun, "Parameter optimization of solar air collectors with holes on baffle and analysis of flow and heat transfer characteristics," *Solar Energy*, vol. 174, pp. 878–887, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.solener.2018.09.075>
- [28] C.-E. Bensaci, A. Moummi, F. J. S. De La Flor, E. A. R. Jara, A. Rincon-Casado, and A. Ruiz-Pardo, "Numerical and experimental study of the heat transfer and hydraulic performance of solar air heaters with different baffle positions," *Renewable Energy*, vol. 155, pp. 1231–1244, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.renene.2020.04.017>
- [29] S. Tamna, S. Skullong, C. Thianpong, and P. Promvonge, "Heat transfer behaviors in a solar air heater channel with multiple V-baffle vortex generators," *Solar Energy*, vol. 110, pp. 720–735, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.solener.2014.10.020>
- [30] S. Sharma, R. K. Das, and K. Kulkarni, "Computational and experimental assessment of solar air heater roughened with six different baffles," *Case Studies in Thermal Engineering*, vol. 27, p. 101350, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.csite.2021.101350>
- [31] A. Subiantoro and K. T. Ooi, "Analytical models for the computation and optimization of single and double glazing flat plate solar collectors with normal and small air gap spacing," *Applied Energy*, vol. 104, pp. 392–399, 2012. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2012.11.009>
- [32] R. Vaziri, M. Ilkan, and F. Egelioglu, "Experimental performance of perforated glazed solar air heaters and unglazed transpired solar air heater," *Solar Energy*, vol. 119, pp. 251–260, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.solener.2015.06.043>

CONTENTS

Effect of Electric Field on the Performance of a Square Cyclone	Mahsa Fathi - Morteza Bayareh	1
Investigation into Brittle Flexural Failure in Composite Laminates by Crack Band Model and Hashin Theory	Ali Reza Nazari - Mehdi Khanzadeh-Moradllo	13
Energy and Exergy-Economic Investigation of a Combined Cycle of Simultaneous Production of Rankine Steam and Ejector Refrigeration Cycle Using Solar Energy	Kourosh Javaherdeh - Shadi Safari Sabet	29
Fixing the Defects of Burn mark and Short Shot by Reducing the Clamping Force in the Production Process of Bushing 63 by Numerical and Statistical Methods	Ali Jafarzadeh - Ghasem Azamirad Roya Soltani - A lireza Mollaei	49
Post-buckling Analysis of Hyperelastic Column under Axial Compressive Loading	Alireza Sedaghat - Javad Porkar	73
Numerical Simulation of Flat Plate Solar Air Heater with Optimal Absorber Effect and Double Glazed Glass	Ali Zanganeh Inalo - Mohammad Sefid Mohammad Saleh Barghi Jahromi	91



Ferdowsi University of Mashhad

JOURNAL OF APPLIED AND COMPUTATIONAL SCIENCES IN MECHANICS

ISSN: 2008-918X

Editor-in-Chief: Dr. Mehran Kadkhodayan

General Director: Dr. Hamid Niazmand

Concessionaire: Ferdowsi University of Mashhad

Editorial Board:

Dr. Akbar Afaghi Khatibi	Associate Professor	RMIT University, Australia
Dr. Kazem Abhary	Associate Professor	University of South Australia, Australia
Dr. Aliakbar Akbarzadeh	Professor	RMIT University, Australia
Dr. Hamed Haddad Khodaparast	Associate Professor	Swansea University, UK
Dr. Masoud Boroomand	Professor	Amirkabir University of Technology
Dr. S.Mohammad Reza Khalili	Professor	K.N. Toosi University of Technology
Dr. Ehsan Roohi	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Mahmoud Shariati	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Ebrahim Shirani	Professor	Isfahan University of Technology
Dr. Masoud Tahani	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Mohammad Reza Kazempour Mofrad	Professor	University of California, United States
Dr. Mehran Kadkhodayan	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Hamid Moeenfar	Associate Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Behdad Moghtaderi	Professor	University of Newcastle, Australia
Dr. Mohammad Reza Mahpeykar	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Simin Nasser	Professor	Kennesaw State University
Dr. Hamid Niazmand	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Mohammad Jonaidi	Assistant Professor	Kennesaw State University
Dr. Mohammad-Reza Pendar	Postdoctoral Fellow	University of Victoria
Dr. S. Mahmood Mousavi	Postdoctoral Fellow	University of Texas at Austin

Text Editor: E. Dehghan

Executive Director: T. Hooshmand

Typesetting: A. Noie

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics
Department of Mechanical Engineering, Ferdowsi University of Mashhad

P. O. Box: 91775-1111, Mashhad, I.R. IRAN

Tel: +98 51 38806024

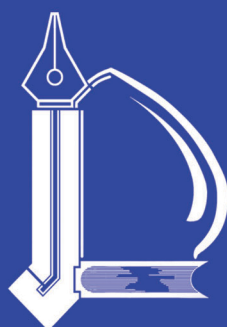
Fax: +98 51 38763301

Email: ejour@um.ac.ir

Web site: <http://mechanic-ferdowsi.um.ac.ir>

Indexed in: ISC, SID, Magiran, EBSCO, DOAJ

ISSN 2008 - 918X



Ferdowsi University
of Mashhad

Journal of
Applied and
Computational Sciences
in Mechanics

Serial No. 40

- Effect of Electric Field on the Performance of a Square Cyclone** 1
Mahsa Fathi - Morteza Bayareh
- Investigation into Brittle Flexural Failure in Composite Laminates by Crack Band Model and Hashin Theory** 13
Ali Reza Nazari - Mehdi Khanzadeh-Moradllo
- Energy and Exergy-Economic Investigation of a Combined Cycle of Simultaneous Production of Rankine Steam and Ejector Refrigeration Cycle Using Solar Energy** 29
Kourosh Javaherdeh - Shadi Safari Sabet
- Fixing the Defects of Burn mark and Short Shot by Reducing the Clamping Force in the Production Process of Bushing 63 by Numerical and Statistical Methods** 49
Ali Jafarzadeh - Ghasem Azamirad
Roya Soltani - A lireza Mollaei
- Post-buckling Analysis of Hyperelastic Column under Axial Compressive Loading** 73
Alireza Sedaghat - Javad Porkar
- Numerical Simulation of Flat Plate Solar Air Heater with Optimal Absorber Effect and Double Glazed Glass** 91
Ali Zanganeh Inalo - Mohammad Sefid
Mohammad Saleh Barghi Jahromi

Vol. 37, No.2
Summer 2025