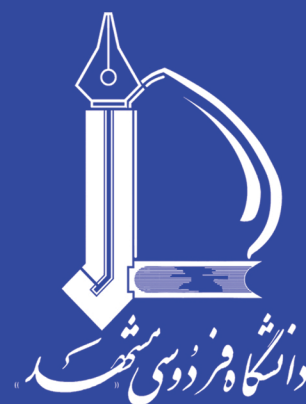


ISSN 2008 - 918X



نشریه علوم کاربردی و محاسباتی

در مکانیک

فصلنامه علمی

شماره پیاپی ۲۷

سال ۳۴، شماره ۱

بهار ۱۴۰۱

- ۱ مطالعه اثرگذاری کنترل-کننده دمشی بر روی جریان
وامانده دینامیکی بالواره ناکا ۰۰۱۲
سامان کسمائی - مهران تاج فر - سیروس کسمائی
- ۲۱ اثر افزودن میکرولوله بر رفتار حرارتی و هیدرودینامیکی میکروکانال چاه
گرمایی برای جریان نانوسیال
اکرم جهان بخشی - افشین احمدی ندوشن - مرتضی بیاره
- ۳۷ بررسی تأثیر عیوب هندسی و تغییرات دما بر رفتار شکست ساختار
مونوکریستال کاربید بور به روش دینامیک مولکولی
علیرضا آلبویه - علی دادرسی - محمد امین رضوی کیا
- ۴۹ تأثیر الگوی گل بر توزیع یک‌نواخت نیروی وارد بر غلتک‌ها
در شکل‌دهی مجدد غلتکی سرد
حسین ارزنده - حسن مسلمی نائینی - مهدی تاجداری
سیامک مزدک - مانابو کیوچی
- ۶۱ شبیه‌سازی عددی حرارتی و سیالاتی هواگرم کن خورشیدی
صفحه تخت مشبک برای اهداف خشک - کردن
محمد صالح برقی جهرمی - ولی کلاتر - محمد سفید - مسعود ایرانمنش
هادی صمیمی اخبجھانی
- ۸۱ تعیین خودکار نیروی ورق گیر غیریک‌نواخت در قالب‌های
شکل‌دهی قطعات ورقی
قاسم اعظمی راد - بهروز آرزو

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 کنسا مریتا، آمریکا	دکتر سیمین ناصری
استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، دانشکده مهندسی، گروه مکانیک	دکتر حمید نیازمند

ویراستار: دکتر یوسف بینا

ویرایش و صفحه آرایی: سیده عاطفه نوعی

کارشناس نشریه: تکتم هوشمند

نشانی: مشهد - دانشگاه فردوسی مشهد - دانشکده مهندسی - دفتر نشریه - صندوق پستی: ۱۱۱۱-۹۱۷۷۵

دورنگار: ۰۵۱-۳۸۷۶۳۳۰۱

تلفن: ۰۵۱-۳۸۸۰۶۰۲۴

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

فهرست مطالب

۱	محمدرضا کلاته- علی کیانی فر محمد سردارآبادی	بررسی آزمایشگاهی و مدل سازی عددی تأثیر استفاده از مانع نوار تائیده متخرب بر عملکرد سیستم فتوولتائیک حرارتی
۲۳	حسن شکراللهی - رضا بیگ پور	خمش غیرخطی تیرهای کامپوزیتی تقویت شده با پلاکت های گرافن با استفاده از روش مربعات دیفرانسیلی هارمونیک
۴۱	محمدجواد رمضانی - میثم محمدی	بررسی عددی و تجربی خیز چندلایه های کامپوزیتی ناشی از ضربه سقوط آزاد پرتابه های مختلف
۵۵	امید دیمی - سید عبدالرضا گنجعلیخان نسب	تأثیر فاصله هوایی بین دو پوشش شیشه ای بر عملکرد هواگرم کن های صفحه ای خورشیدی
۸۳	مهدی نیکنام عضدی - محمد مقیمان	مطالعه عددی تأثیر پارامترهای ساختاری و عملکردی در احتراق غیر پیش آمیخته گاز طبیعی در سه لوله تابشی با هندسه های مختلف
۹۳	پویا مختاری - فرهاد حاجی ابوطالبی حمید بهشتی - محمدرضا اشرف خراسانی	شبیه سازی عددی رشد ترک در لایه شیشه ای سلول خورشیدی گالیوم- آرسناید

Investigating the Impacts of Blowing Jet on the Dynamic Stall of NACA0012*

Saman Kasmaiee¹, Mehran Tadjfar²
Siroos Kasmaiee³

1. Introduction

Dynamic stall is a phenomenon often seen in helicopters and balloons. When flying forward, some areas of the helicopter blade may cause the flow to return to the blade motion path, resulting in a rapid change in the angle of attack. This phenomenon and related issues have always been of interest to researchers. Flow control has always been of interest to researchers and craftsmen, including small changes in configuration that lead to an engineering advantage such as increased lift force, reduced drag force, increased mixing, or reduced noise.

In the present work, the effects of operating parameters of a blowing jet on dynamic stall flow are investigated numerically. It was tried to consider all the parameters in this type of jet, so four parameters of jet location, jet orifice length, jet blowing angle, and jet velocity were selected and the effects of these parameters in controlling the flow of the torsional airfoil were studied. In other studies, the simultaneous effects of one or two parameters have been investigated and in no study has explored the effect of angle on the blowing jet during dynamic stall. In the present work, the effect of this parameter along with other parameters was investigated. The average lift and drag coefficient and aerodynamic performance in a period of airfoil rotation are considered to compare the jets with each other and their effects on the control of the separated flow.

2. Modeling and validation

2.1. Computational domain and boundary conditions

The computational domain is divided into rotating and non-rotating parts. The total computational domain is a circle with a radius of 20 times the length of the chord. The mesh is visible near the leading and trailing edge in Figure 1. In the sample without jet, the wall without slip and the inlet velocity were considered as boundary conditions, and in the sample with the jet, the part of the jet orifice is separated from other parts of the airfoil and the velocity inlet condition is applied to it.

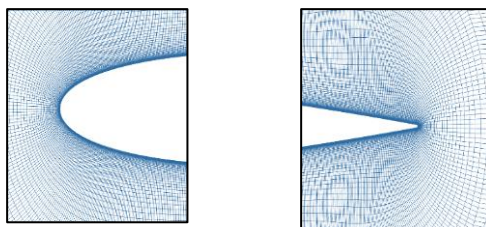


Figure 1. Accumulation of cells near the leading and trailing edge

2.2. Mesh and time step independence

In order to investigate the adequacy of the final mesh and the independence of aerodynamic coefficients from the mesh, the study of mesh independence was performed and also the independence of the results from the time step was examined. Figure 2 shows the results.

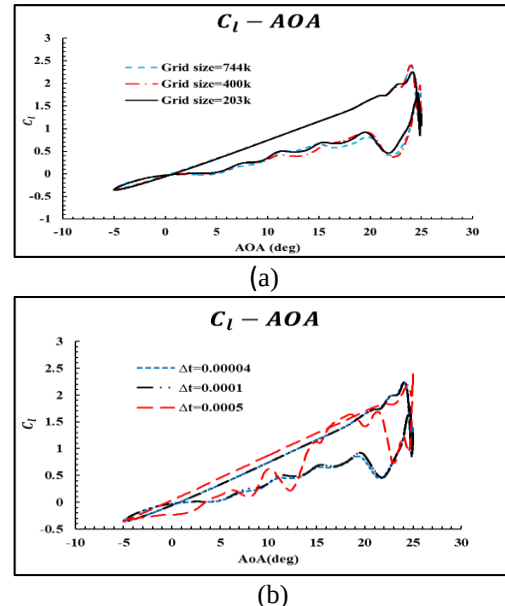


Figure 2. a) Mesh independence, and b) Time step independence

2.3. Validation

The simulation results were compared with the experimental results of Lee et al. and the numerical results of Wong et al.. The result of this comparison can be seen in the lift coefficient curve in Figure 3. Numerical simulation in the upward movement of the upstroke to 24 degrees is in good agreement with the experimental results but has predicted the stall earlier, and also in the downstroke movement, the general trend is maintained, but we have fluctuations in these parts.

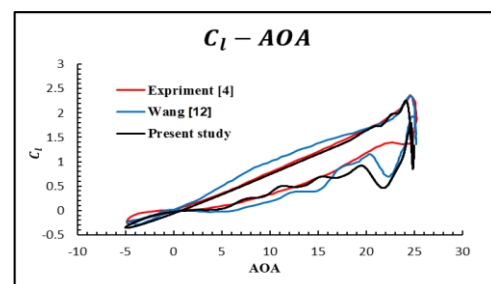


Figure 3. Simulation validation

3. Results and discussion

The effect of the position and angle of the jet is investigated by assuming a constant jet orifice length and

*Manuscript received: December, 04, 2021; Revised, April, 4, 2022, Accepted, April, 19, 2022.

¹ Corresponding author. PhD, Department of Aerospace Engineering, Amirkabir University of Technology, Tehran, Iran.

Email: saman.kasmaiee@aut.ac.ir.

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

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

momentum coefficient. For this purpose, the jet momentum coefficient was considered 0.14. For the opening size, two values of 0.005 and 0.01 chord length were selected. Under these conditions, the jet was put in places 1, 4, 6, 10 and 20% of the chord length with blowing angles of 30, 60 and 90 degrees. The results of this study on aerodynamic performance can be seen in Figure 4.

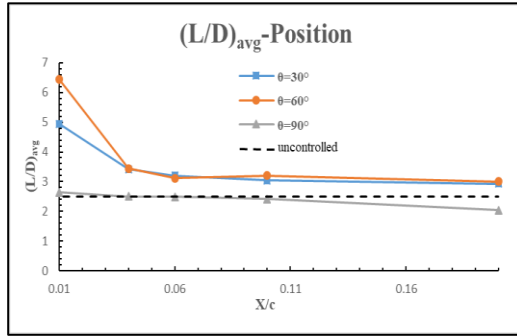


Figure 4. The effect of blowing jet location and angle on the average aerodynamic performance with a momentum coefficient of 0.14 and an orifice length of 0.005

According to Figure 4, increasing the angle to a certain degree increases this quantity, and as can be seen, the best angle between the three angles to improve this parameter is 60 degrees. Another important point is that in this quantity, in all three angles, the optimal location is the same and is 0.01 the length of the chord.

Figure 5 examines the effect of jet momentum coefficient on mean aerodynamic performance. In general, in all cases, with increasing jet momentum coefficient, we see an increasing in this parameter. The closer this place is to 0.01 chord length, the more obvious the parameter

increase. The highest average aerodynamic performance coefficient is related to the jet momentum coefficient of 0.14 and the location is 1% of the chord length and jet angle is 60 °.

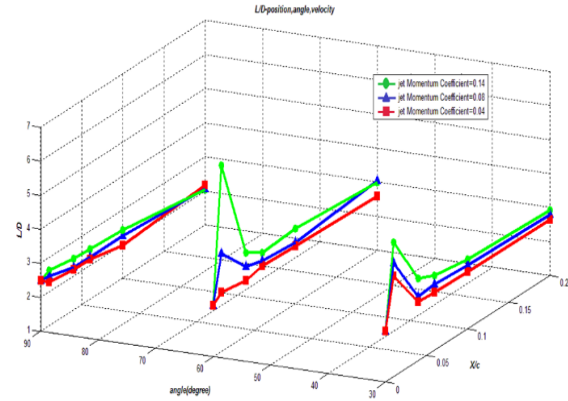


Figure 5. The effect of blowing jet momentum coefficient on the average aerodynamic performance

4. Conclusion

In the present work, the effects of blowing jet performance parameters on the control of dynamic stall flow were investigated numerically. The results showed that the blowing jet had a better effect of 1% of the chord length than in other places. Three spray angles of 30, 60 and 90 degrees were considered to investigate the effect of the jet angle. Studies have shown that a 60-degree angle is better at controlling flow than the other two angles.

مطالعه اثرگذاری کنترل کننده دمشی بر روی جریان وامانده دینامیکی بالواره ناکا ۰۰۱۲*

مقاله پژوهشی

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

چکیده در این مطالعه به بررسی تأثیر پارامترهای جت دمشی که شامل مکان، زاویه، ضریب ممتوم و مساحت دهانه می باشد، در میانگین ضرایب و پارامتر عملکرد آیرودینامیکی بالواره متقارن ناکا ۰۰۱۲ پرداخته شده است. بالواره دارای حرکت نوسانی سینوسی حول یک چهارم وتر می باشد. در اثر این حرکت زاویه حمله بالواره از ۵- تا ۲۵ درجه تغییر می کند. پنج مکان ۱، ۴، ۶، ۱۰ و ۲۰ درصد طول وتر مورد بررسی قرار گرفتند و نتایج نشان دادند که قرارگیری جت در مکان ۱ در صد طول وتر نسبت به سایر مکان ها مناسب تر است و باعث بهبود قابل توجهی در عملکرد و تأثیر بیشتر جت در کنترل جریان می شود. سه زاویه ۶۰، ۳۰ و ۹۰ درجه به عنوان زوایای جت خروجی در نظر گرفته شدند و مشاهده شد که زاویه ۶۰ درجه نسبت به دو زاویه دیگر در کنترل جریان بهتر عمل می کند و این زاویه مؤثر در اثر افزایش اندازه دهانه خروجی، کاهش می یابد. نتایج نشان دادند که یک روند صعودی یا نزولی منظم برای تأثیر زاویه وجود ندارد. برای ضریب ممتوم جت که در واقع هدف از آن بررسی تأثیر سرعت جت دمشی بود، مقادیر ۰/۰۸، ۰/۱۴ و ۰/۱۸ در یک اندازه دهانه ثابت در نظر گرفته شد. نتایج حاکی از آن بود که افزایش سرعت جت خروجی و همچنین افزایش اندازه دهانه جت باعث بهبود عملکرد آیرودینامیکی می شود؛ اگرچه با افزایش اندازه دهانه در ضریب ممتوم ثابت، ضریب برای میانگین کاهش می یابد.

واژه های کلیدی واماندگی دینامیکی، کنترل کننده فعال، جت دمشی پیوسته، جریان ناپایا، عملکرد آیرودینامیکی.

مقدمه

بستگی دارد و نتایج نوسان های سینوسی از لحاظ چگونگی شبیه نتایج حرکت پلکانی می باشد. لی و همکاران [4] مشخصه های لایه مرزی ناپایا و پدیده های رخ داده در واماندگی بالواره دارای نوسان ناکا ۰۰۱۲ را با استفاده از سنسور نوار داغ در رینولدز $10^5 \times 1/35$ مورد بررسی قرار دادند و نیروهای آیرودینامیکی و ممان پیچشی را با اندازه گیری سطوح فشار تعیین کردند. آن ها نقاط جدایش و چسبیدن دوباره جریان را در فرکانس ها و دامنه های مختلف ارتعاشی در هر دو حالت قبل و بعد از واماندگی مورد مطالعه قرار دادند. ویزبل و شانگ [5] به صورت عددی جریان آرام روی بالواره ناکا ۰۰۱۲ دارای پیچش با نرخ ثابت را بررسی کردند و ساختار جریان ناپایدار را توسط چهار عامل (۱) انتشار جدایش از لبه فرار به سمت بالادست جریان، (۲) گردابه های خلاف عقربه های ساعت ریخته شده در دنباله جریان، (۳) شکل گیری گردابه لبه حمله و (۴) گردابه لایه برشی دسته بندی کردند. آن ها متوجه شدند که برهم کنش این گردابه های ریخته شده به شدت پیچیده می باشد و نتیجه آن وقوع واماندگی دینامیکی را رقم می زند. تونر و همکاران [6] به صورت

واماندگی دینامیکی پدیده ای است که اغلب در بالگردها و بالزن ها دیده می شود. هنگام پرواز به سمت جلو بعضی از مناطق پره بالگرد ممکن است موجب برگشت جریان نسبت به مسیر حرکت پره و در نتیجه تغییر سریع در زاویه حمله شوند. بال های ارتعاشی مانند بال حشرات که یکی از معروف ترین آن ها زنبور عسل است، ممکن است برای تولید برا به صورت کامل دچار واماندگی دینامیکی شوند. این پدیده و موضوعات مرتبط با آن همواره مورد توجه پژوهشگران بوده است. هام و گارلیک [1] نشان دادند در نرخ های پیچش متوسط و زیاد، بار آیرودینامیکی وارد بر بال دوبعدی دارای نوسان حول یک-چهارم وتر به شدت گردابه های جدا شده از نزدیکی لبه حمله بستگی دارد. مک کروسکی و همکاران [2] متوجه شدند که ترکیدن حباب در لبه حمله در واماندگی دینامیکی یک پدیده مربوط به یک نمونه خاص نیست بلکه گردابه های جدا شده برای حفظ حالت اولیه خود تلاش می کنند. لوربر و کارتا [3] در تحقیقات تجربی خود نشان دادند که نرخ پیچش پلکانی به شدت به مشخصه های گردابه های لبه حمله

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۰/۹/۱۳ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۱/۱/۱۷ می باشد.

(۱) نویسنده مسئول، دانشجوی دکتری، هوافضا، امیرکبیر، تهران، ایران.

(۲) دانشیار، هوافضا، امیرکبیر، تهران، ایران.

(۳) دانشجوی دکتری، هوافضا، امیرکبیر، تهران، ایران.

Email: saman.kasmaiee@aut.ac.ir

می‌کند. غریلی و جانسون [13] با استفاده از مدل ناپایای میانگین رینولدز به مطالعه و اماندگی دینامیکی روی بالواره ناکا ۰۰۱۲ در رینولدز $10^5 \times 1/35$ با مدل آشفتگی $k-\omega$ SST پرداختند اما به دلیل عدد رینولدزشان مجبور شدند که در مدل آشفتگی از تصحیح رینولدز کم استفاده کنند. چین و بنارد [14] به بررسی جریان و امانده روی بالواره ناکا ۰۰۱۲ در رینولدز 10^6 با مدل آشفتگی اسپارات-آلماراس که مجهز به جت دمنده فعال جریان متقاطع بود پرداختند. آن‌ها نشان دادند که وقتی جت فعال می‌شود ضریب برا به مقدار قابل توجهی افزایش می‌یابد. یو و برمبوی [15] جریان و امانده دینامیکی بالواره اس‌اس‌سی ۰۹ را در رینولدز بالا $10^6 \times 2$ با استفاده از مدل شبیه‌سازی گردابی بزرگ مورد بررسی قرار دادند. آن‌ها مجبور به استفاده از ۲۴ میلیون سلول در شبکه خود برای شبیه‌سازی شدند و یک ترکیب جدید را برای رویه جداسازی و رویه زمانی برای رسیدن به پایداری عددی در رینولدز بالا استفاده کردند؛ با این حال آن‌ها هیچ نتیجه کمی را از بارهای آیرودینامیکی ارائه ندادند و فقط ویژگی‌های جزئی جریان را نشان دادند. رستی و همکاران [16] با استفاده از شبیه‌سازی عددی مستقیم به مطالعه جریان در اطراف یک بالواره ناکا ۰۰۲۰ در رینولدز $10^4 \times 2$ که دست‌خوش حرکت پلکانی روبه‌بالا است، پرداختند. آن‌ها از شبکه‌ای که شامل ۱۷۰ میلیون گره است استفاده کردند. آن‌ها هیچ اطلاعاتی در مورد هزینه‌های محاسباتی خود ارائه ندادند، ولی ذکر کردند که باید از ده شرط مختلف اولیه استفاده کنند. بالدوزی و همکاران [17] با معادلات ناویر-استوکس ناپایای میانگین‌گیری‌شده رینولدز با مدل آشفتگی $k-\omega$ SST به بررسی سه‌بعدی جریان ناپایای آیرودینامیکی یک تیغه روتور با مقطع عرضی بالواره ناکا ۰۰۱۸ پرداختند. آن‌ها از یک شبکه ۶۴ میلیون المانی استفاده کردند و با ۱۶ هزار هسته پردازشی از یک خوشه به مدت ۲۸ روز توانستند شبیه‌سازی را انجام دهند. اسپالارت و ونکاتاکریشا [18] اعلام کردند که نمی‌توانند پیش از سال ۲۰۴۵ با استفاده از محاسبات شبیه‌سازی گردابه‌ای بزرگ پیش‌بینی جریان بر روی یک بال بوئینگ را انجام دهند. آن‌ها سپس بیان کردند که پیشرفت مدل‌های میانگین‌گیری-شده رینولدز در آینده از الویت بالایی برخوردار خواهد بود. شبیه‌سازی‌های عددی و اماندگی دینامیکی با دقت بسیار بالا حتی در اعداد رینولدز کم از لحاظ محاسباتی بسیار گران هستند و چالش‌های خاص خود را دارد. عسگری و تاج‌فر [19] با مطالعه شبیه‌ساز گردابه‌ای بزرگ یک سطح شیب‌دار و بررسی چهار روش مختلف برای فراهم کردن شرایط جریان ورودی به این

عددی جریان ناپایدار مغشوش پیرامون بالواره‌ها با دامنه نوسانی زیاد را مورد مطالعه قرار دادند. آن‌ها نشان دادند که گردابه‌های لبه حمله اثر غالبی در رفتار و اماندگی دینامیکی دارند. نتیجه مهم دیگر آن‌ها این بود که با افزایش فرکانس کاهنده شکل‌گیری گردابه‌های لبه حمله تا رسیدن به بیشترین زاویه حمله به تأخیر می‌افتد. اکاتریناریس و پلاتزر [7] کاملاً به نقد و بررسی روش‌های عددی مورد استفاده برای شبیه‌سازی و اماندگی دینامیکی پرداختند. آن‌ها در این مطالعه به بعضی از جنبه‌های چالش‌انگیز شبیه‌سازی و اماندگی دینامیکی مانند اثرات سه‌بعدی بودن و ناتوانی در پیش‌بینی چسبیدن جریان جداشده در حرکت به سمت پایین بالواره به علت عدم کفایت مدل‌های جاری اشاره کردند. شنگ و همکاران [8] یک مدل جدید بر پایه مدل لیسمان-بدوئوز برای بالواره با و اماندگی دینامیکی کم در ماخ زیر ۰/۳ ارائه دادند. مارتات و همکاران [9,10] به بررسی عددی دینامیک جریان و امانده بالواره ناکا ۰۰۱۲ پرداختند. آن‌ها پاسخ‌های عددی خود را با نتایج تجربی مقایسه کردند. آن‌ها هم شبیه‌سازی دوبعدی و هم سه‌بعدی انجام دادند و نشان دادند که مدل آشفتگی $k-\omega$ انتقال تنش برشی، دقیق‌ترین نتایج را در شبیه‌سازی دوبعدی دارد و پیش‌بینی خوبی از زاویه و اماندگی، ضریب برا و ضریب پسا در طول حرکت روبه‌بالا ارائه می‌دهد. در نمونه سه‌بعدی از مدل ترکیبی شبیه‌سازی گردابه‌ای بزرگ و میانگین‌گیری رینولدز برای درک بهتر فیزیک جریان در حرکت روبه‌پایین استفاده کردند. آن‌ها در نمونه‌های عملی توصیه می‌کنند که از شبیه‌سازی دوبعدی میانگین‌گیری رینولدز به دلیل توانایی آن در رسیدن به بخش‌های قابل توجهی از جریان استفاده شود. وانگ و همکارانش [11] شبیه‌سازی دوبعدی همین بالواره را در رینولدز 10^5 به وسیله دو مدل آشفتگی ناپایای میانگین رینولدز، $k-\omega$ استاندارد و $k-\omega$ SST انجام دادند و نتیجه گرفتند که دومی با نتایج تجربی با دقت قابل قبولی هم‌خوانی دارد. در کاری دیگر، آن‌ها [12] به وسیله شبیه‌سازی دوبعدی و سه‌بعدی به مطالعه جریان دینامیکی و امانده روی بالواره ناکا ۰۰۱۲ در رینولدز $10^5 \times 1/35$ پرداختند و چندین مدل آشفتگی ناپایای میانگین رینولدز شامل $k-\omega$ استاندارد و $k-\omega$ SST را با شبیه‌سازی گردابه‌ای بزرگ با هم مقایسه کردند. آن‌ها گزارش کردند که $k-\omega$ SST داده‌های تجربی را با دقت قابل قبولی برای اکثر زوایا در حرکت روبه‌بالا پیش‌بینی می‌کند و پیش‌بینی کیفی مناسبی از برا در جریان پیچیده جداشده در حرکت روبه‌پایین دارد ولی برخلاف آن در نقطه و اماندگی اتلاف برا را بیش از حد پیش‌بینی

نتیجه رسیدند که اندازه و محل حباب جدایش به شدت تحت تأثیر شرایط ورودی قرار می گیرد.

کنترل جریان همواره مورد توجه پژوهشگران و صنعتگران بوده است که شامل تغییر کوچک در پیکربندی است که منجر به یک مزیت مهندسی مانند افزایش نیروی برا، کاهش نیروی پسا، افزایش اختلاط و یا کاهش نویز می شود. روش های کنترل جریان به دو دسته تقسیم می شود: (۱) غیرفعال که نیازی به صرف انرژی و حلقه کنترلی ندارند و (۲) روش هایی که با مصرف انرژی همراه هستند. تکنیک های غیرفعال شامل شکل دادن به هندسه، استفاده از ژنراتورهای گرداب و قرار دادن شیارهای طولی در سطح هواپیما می باشد. نمونه هایی از روش های کنترل جریان فعال عبارتند از مکش یا دمش ثابت، مکش یا دمش ناگهانی و استفاده از جت های مصنوعی. کراجنویک [20] برای تأخیر جدایش استوانه کوچکی را بر روی بدنه نصب کرد. خلیقی و همکاران [21] با هر دو مکانیزم کنترل جریان فعال و غیرفعال توانستند نیروی پسا را کاهش دهند. آن ها از دو شکل غیرفعال به عنوان دستگاه های افزودنی متصل به پشت یک وسیله نقلیه ساده شده و از یک جت پایای دمشی به عنوان مکانیزم کنترل جریان فعال استفاده کردند. آن ها متوجه شدند که مکانیزم فعال در کاهش پسا و بازیابی فشار خیلی مؤثرتر می باشد. ساسون و گرین بلات [22] توربین باد عمود محوری را که کنترل جریان در آن توسط دمش جت در لبه حمله بود، مورد مطالعه قرار دادند. آن ها نشان دادند با افزایش سرعت جت دمشی برا افزایش و پسا کاهش می یابد. در زمینه واماندگی دینامیکی مولر و همکاران [23] در مطالعه تجربی خود از جت پایای دمشی برای کنترل جریان بر روی بالواره ضخیم و مقارنی که دچار واماندگی دینامیکی عمیق شده است استفاده کردند. آن ها دو مکان را به عنوان محل شکاف در نظر گرفتند و نشان دادند که دمش پایا در ۵٪ وتر در جلوگیری از جدایش لبه حمله در زاویه های حمله بیشتر از زاویه حمله واماندگی بسیار مؤثرتر می باشد در حالی که ۵۰٪ وتر فقط در زاویه های حمله کمتر از زاویه واماندگی مؤثر است. آن ها همچنین نسبت سرعت جت را مورد بررسی قرار دادند و متوجه شدند که وقتی سرعت جت کمتر از مقدار لبه لایه مرزی باشد دمش از شکاف لبه حمله، جدایش را تسریع می کند. در مطالعات جدیدتر، آن ها [24] از مکانیزم دمش قابل تطبیق برای جلوگیری کامل از واماندگی دینامیکی استفاده کردند.

سیفرت و همکاران [25] به صورت تجربی مکانیزم های کنترل جریان فعال را در گستره وسیعی از رینولدز و ماخ در جریان های جدا شده مورد بررسی قرار دادند. آن ها نتایج کارشان را برای

جریان های با رینولدز بین 3×10^4 تا 4×10^7 ، با در نظر گرفتن اثرات تراکم پذیری، گزارش کرده اند. گادارد و همکاران [26-28] با استفاده از لوله پیتوت تنش برشی غشای داغ، تأثیر مکانیزم های فعال و غیرفعال را برای هر دو حالت گردابه های ساعتگرد و پادساعتگرد به منظور کنترل جدایش لایه مرزی در برآمدگی های دوبعدی در تونل باد مورد بررسی قرار دادند. آن ها از مولدهای گردابه، ساخت سوراخ و جت های مدور برای کنترل جدایش لایه مرزی در دست انداز استفاده کردند. آن ها از ضریب شکل لایه مرزی (نسبت ضخامت جابه جایی به ضخامت ممتوم) به عنوان یک مقیاس اندازه گیری تغییر در پروفیل سرعت برای مقاومت در برابر جدایش استفاده کردند. بورگمن و همکاران [29] از سرعت سنج ذره ای برای مطالعه حباب های جدایش گذرا که در سطح مکش بالواره اس دی ۷۰۰۳ در رینولدز 2×10^4 استفاده کردند. آن ها به تشکیل گردابه ها با ساختار شبه تناوبی و حلزونی تحول یافته از فرایند چرخش گردابه اشاره کردند. چن و همکاران [30] به صورت آزمایشگاهی اثر دمش پیوسته از یک شکاف در کنترل جدایش جریان در یک بالواره بیضوی ضخیم با بیشینه نسبت ضخامت به وتر ۳۰ درصد مورد مطالعه قرار دادند. آن ها تأثیر پارامترها مانند عرض شکاف، مکان آن و جهت آن و جرم و تکانه جت دمشی را مورد ارزیابی قرار دادند. آن ها در ادامه کار قبلی خود [31] اثرات مکش پیوسته را بر روی بالواره ضخیم مورد بررسی قرار دادند و با مطالعات قبلی در مورد دمش مقایسه کردند. آن ها گزارش کردند که انتخاب مکان مکش خیلی مهم است. وانگ و گرسول [32] اثر مکان و حجم نرخ جریان مکش برای کنترل جریان بر روی یک صفحه مسطح در رینولدز ۶۷۰۰۰ را مورد بررسی قرار دادند و نشان دادند که بهترین تأثیر در برا به کارگیری مکش در نقطه یک-چهارم وتر است و با نزدیک شدن مکش به لبه حمله حباب های جدایش کوچک تر می شوند و تأثیر کمی بر روی برا دارد. کاتالان و تاگناسینی [33] از ناویر-استوکس ناپایای میانگین گیری شده رینولدز و شبیه ساز گردابه ای بزرگ استفاده کردند و گزارش کردند که k- ω SST-LR نزدیک ترین نتایج را به شبیه سازی گردابه ای بزرگ و داده های تجربی دارد. زینعلی و تاج فر [34] از یک جت مصنوعی برای کنترل جدایش در پره های چرخان توربین باد سه بعدی استفاده کردند. آن ها ناحیه جدایش پره ها را کاهش و توان خروجی توربین باد را افزایش دادند. تاج فر و عسگری [35] از جت دمشی پیوسته مماس بر جریان لایه مرزی (TBL) برای کنترل جدایش در بالواره ناکا ۰۰۱۲ دارای پیچش استفاده کردند. آن ها تأثیر مکان شکاف و سرعت جت را در پژوهش خود بررسی کردند. منیر و

دهانه جت، زاویه دمش جت و سرعت جت انتخاب گردید و تأثیر این پارامترها در کنترل جریان بالواره دارای حرکت پیچشی مورد مطالعه قرار گرفت. در سایر پژوهش‌ها به بررسی تأثیر هم‌زمان یک یا دو پارامتر پرداخته شده بود و در هیچ پژوهشی به تأثیر زاویه در جت دمشی در جریان وامانده دینامیکی پرداخته نشده بود که در کار حاضر تأثیر این پارامتر نیز همراه با سایر پارامترها بررسی شده است. میانگین ضریب برا و پسا و همچنین عملکرد آیرودینامیکی در یک دوره تناوب بالواره به منظور مقایسه جت‌ها با هم و تأثیر آن‌ها در کنترل جریان جدا شده در نظر گرفته شده است.

معادلات حاکم بر جریان سیال و روش حل مسئله

در این پژوهش از معادلات ناویر-استوکس ناپایای میانگین‌گیری شده رینولدز استفاده شده است. با توجه به شرایط مسئله، سیال تراکم‌ناپذیر و نیوتونی فرض شده است. شکل تانسوری معادلات حاکم (بقای جرم و بقای ممنتوم خطی) در معادلات (۱ و ۲) قابل مشاهده می‌باشند:

$$\frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_j} = 0 \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{u}_i \bar{u}_j) = & \\ -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\nu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \right] & \\ + \frac{\partial}{\partial x_j} (-\rho \overline{u'_i u'_j}) & \end{aligned} \quad (2)$$

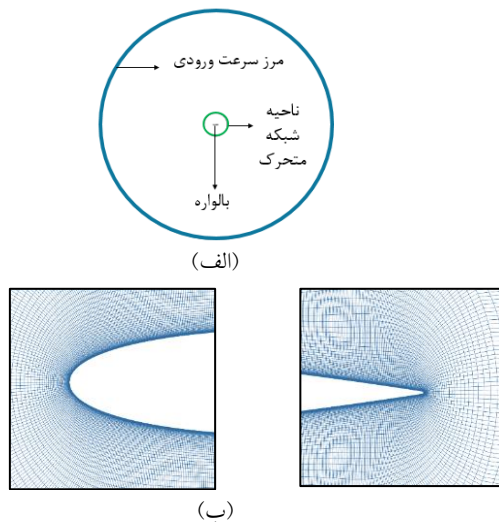
که در آن i, j و k اندیس‌های تانسوری هستند و مقادیر ۱، ۲ و ۳ را می‌پذیرند. قسمت پایانی معادله (۲) تنش رینولدز نامیده می‌شود که به صورت معادله (۳) قابل تعریف می‌باشد:

$$\tau_{ij} = -\rho \overline{u'_i u'_j} \quad (3)$$

این ترم برحسب حاصل ضرب سرعت‌های نوسانی می‌باشد و لذا نیاز به مدل‌شدن دارد. روش‌های زیادی برای مدل کردن این عبارت توسط محققان ارائه شده است و انواع راه‌حل‌های صفر معادله‌ای (جبری)، یک معادله‌ای و چند معادله‌ای پیشنهاد شده است. پژوهشگران زیادی از مدل‌های دو معادله‌ای $k - \varepsilon$ و $k - \omega$ استفاده می‌کنند. مدل آشفتگی $k - \omega$ SST مدل دو معادله‌ای حاصل ترکیب دو مدل ذکر شده می‌باشد که توسط منتر ارائه شد

همکاران [36] جدایش جریان روی بالواره ناکا ۲۳۰۱۲ را با استفاده از جت مصنوعی با شار جرمی خالص صفر کنترل کردند. جت مصنوعی با شار جرمی خالص صفر به سیستم جریان، تکانه خطی بدون تزریق جرم در عرض مرزها منتقل می‌کند. آن‌ها نشان دادند که جت‌های مماسی (TBL) نسبت به جت‌های دارای زاویه با لایه مرزی (CBL) برای کنترل جریان حول بالواره استاتیک (بدون نوسان پیچشی) مؤثرتر می‌باشند. کونال پوری و همکاران [37] به بررسی صحت و درستی نتایج عددی حاصل از شبیه‌سازی کنترل فعال جریان با دمش پایدار هوا در بالواره ناکا ۰۰۱۸ در رینولدز کم پرداختند. آن‌ها از شبیه‌ساز گردابه‌ای بزرگ در دو بعد و سه بعد استفاده کردند و نتایج را با داده‌های تجربی و نتایج حاصل از میانگین رینولدز مقایسه کردند. آن‌ها نشان دادند که حضور یک شکاف در لبه حمله تأثیر قابل توجهی در ضرایب آیرودینامیکی دارد. تاج‌فر و عسگری [38] در ادامه کار قبلی جت‌های مصنوعی مماس بر لایه مرزی را برای کنترل جدایش بالواره ناکا ۰۰۱۲ دارای پیچش به کار بردند و تأثیر حالت‌های مختلف بین نوسان بالواره و فرکانس جت را مورد بررسی قرار دادند. پراکاش و همکاران [39] کنترل فعال جریان استاتیک را در بالواره ناکا ۲۴۱۲ به وسیله مکش و دمش پایا بررسی کردند. آن‌ها به مطالعه پارامترهای تأثیرگذار در شکاف که شامل محل شکاف، نسبت سرعت جت به سرعت مرجع و عرض شکاف و زاویه پاشش یا مکش جریان در هر دو نمونه مکش و دمش جت پرداختند و تأثیر این پارامترها را در ضرایب آیرودینامیکی و جدایش جریان بیان کردند. تودرباری و مغربی [40] به شبیه‌سازی عددی توربین بادی داریوس پرداختند. آن‌ها در شبیه‌سازی خود از مدل آشفتگی $k - \omega$ SST استفاده کردند. نتایج آن‌ها با نتایج تجربی مطابقت قابل قبولی داشته است. اخیراً کسمائی و همکاران [41] پارامترهای جت مکشی در واماندگی دینامیکی را مطالعه کردند و به این نتیجه رسیدند که بهترین زاویه برای مکش جریان ۹۰ درجه است و هر چه جت به این زاویه نزدیک‌تر می‌شود عملکرد جت برای کنترل جریان بهبود می‌یابد.

باتوجه به مطالعات صورت گرفته در زمینه واماندگی دینامیکی کاری که به بررسی تأثیر تمامی پارامترهای کنترلی جت دمشی عبوری از لایه مرزی (CBL) پرداخته باشد یافت نشد؛ لذا در کار حاضر به بررسی تأثیر پارامترهای عملکردی یک جت دمشی در جریان وامانده دینامیکی به صورت عددی پرداخته شده است. سعی شد کلیه پارامترهای موجود در این نوع جت در نظر گرفته شود لذا چهار پارامتر مکان جت، اندازه



شکل ۱ الف) ناحیه محاسباتی و قسمت متحرک شبکه،
ب) تجمع سلول‌ها در اطراف لبه حمله و فرار در نمونه بدون جت

رینولدز جریان $10^5 \times 1/35$ می‌باشد لذا طول وتر بالواره برابر $0/15$ متر و سرعت جریان آزاد $13/146$ متر بر ثانیه در نظر گرفته شد. در نمونه بدون جت، دیوار بدون لغزش و سرعت ورودی به‌عنوان شرایط مرزی در نظر گرفته شد و در نمونه با جت قسمتی از بالواره که قرار است جت دمشی در آنجا قرار گیرد از سایر نقاط بالواره جدا و شرط سرعت ورودی به آن اعمال می‌شود. شرایط مرزی به‌کاررفته در شبیه‌سازی در جدول (۱) بیان شده‌است.

جدول ۱ شرایط مرزی به‌کار گرفته‌شده در مرزهای میدان

نوع مرز	شرط مرزی سرعت	شرط مرزی فشار
ورودی و خروجی میدان (مرز ناحیه ۵ شکل)	مقدار ثابت سرعت ($\vec{U} = [U_x, U_y]$)	شرط گرادیان صفر ($\frac{\partial p}{\partial n} = 0$)
دیواره بالواره	شرط عدم لغزش ($\vec{U} = [0, 0]$)	شرط گرادیان صفر ($\frac{\partial p}{\partial n} = 0$)
جت دمشی	سرعت ثابت نرمال بر مرز ($\vec{U}_j = U_j \cdot \vec{n}$)	شرط گرادیان صفر ($\frac{\partial p}{\partial n} = 0$)

از آنجایی که جریان آشفته شبیه‌سازی شده‌است لذا باید در مرزهای ورودی پارامترهای مربوط به جریان آشفته مشخص گردد که در جدول (۲) این پارامترها بیان شده‌است.

و در پیش‌بینی جدایش جریان در مسائل آیرودینامیکی با گردادیان فشار معکوس بسیار خوب عمل می‌کند.

در این پژوهش از روش حجم محدود برای گسسته‌سازی معادلات استفاده شده‌است. جریان به‌صورت ناپایا (گذرا) و دوبعدی شبیه‌سازی شده‌است. از الگوریتم فشار مبنا برای حل معادلات گسسته و از الگوریتم سیمپل برای جداسازی کوپلینگ سرعت-فشار استفاده شده‌است. در معادلات ناویر-استوکس ناپایای میانگین‌گیری‌شده رینولدز از مدل آشفتگی $k-\omega$ SST برای مدل‌کردن تنش رینولدز استفاده شده‌است. علت استفاده از این مدل، توانایی آن در پیش‌بینی دقیق جدایش جریان و چسبیدن آن در حرکت به‌سمت پایین و سازگاری در جریان‌های مشابه می‌باشد که در بخش مقدمه به آن‌ها اشاره شد. در این شبیه‌سازی، گسسته‌سازی فضایی با دقت مرتبه دو و با روش بالادست برای معادلات فشار، تکانه خطی و معادلات انتقال آشفتگی انجام شد. گسسته‌سازی زمانی نیز به‌صورت ضمنی و با دقت مرتبه دوم صورت گرفت.

از نرم‌افزار تجاری Pointwise برای ساخت شبکه استفاده شد و از نرم‌افزار تجاری Ansys Fluent 18 برای شبیه‌سازی و حل جریان کمک گرفته شد. از آنجایی که لازم بود شبکه همراه بالواره به‌صورت سینوسی حرکت کند و زاویه دمشی نیز باید همواره نسبت به سطح بالواره، ثابت می‌بود، دو مجموعه کد به‌صورت UDF Ansys Fluent به‌نرم افزار اضافه شد.

ناحیه محاسباتی و شرایط مرزی. باتوجه به این‌که بالواره ناکا ۰۰۱۲ در حال نوسان می‌باشد ناحیه محاسباتی به دو بخش دوار و غیردوار تقسیم شده‌است. ناحیه محاسباتی کلی دایره‌ای به شعاع ۲۰ برابر طول وتر است. علت انتخاب این فاصله، اطمینان از عدم تأثیرگذاری شرایط ورودی در مقادیر ضرایب آیرودینامیکی می‌باشد. چین و برنارد [15] در مطالعه خود بر روی همین بالواره با رینولدز بالاتر، فاصله از هر طرف بالواره را ۱۵ برابر طول وتر در نظر گرفتند و یا تاج‌فر و عسگری [35,38] در بررسی واماندگی دینامیکی همین بالواره در رینولدز 10^6 از هر طرف ۲۱ برابر طول وتر فاصله گرفتند. شبکه تولیدشده تماماً با المان‌های چهار گوش ساخته شده‌است. بخش‌های مختلف ناحیه محاسباتی و شبکه در نزدیکی لبه حمله و فرار بالواره به-ترتیب در شکل (۱) قابل مشاهده می‌باشند.

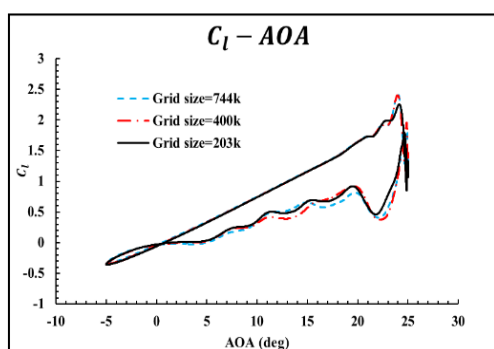
جدول ۲ پارامترهای آشفتگی در مرز ورودی

نوع پارامتر آشفتگی در مرز	مقدار
شدت آشفتگی (%)	۵
نسبت لزجت آشفتگی	۱۰

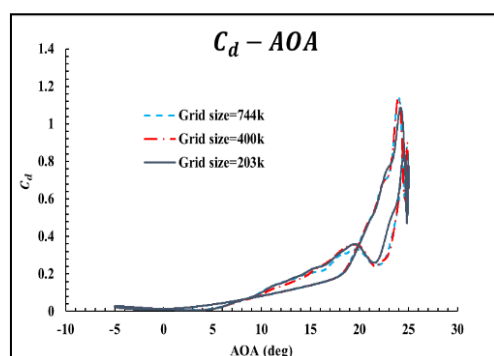
جدول ۳ مشخصات شبکه‌های استفاده‌شده در شبیه‌سازی

تعداد کل المان‌ها	تعداد المان‌ها در ناحیه متحرک شبکه	تعداد المان‌ها در ناحیه ثابت شبکه	
۲۰۳۰۰۰	۱۵۲۰۰۰	۵۱۰۰۰	شبکه ۱
۴۰۰۰۰۰	۳۰۰۰۰۰	۱۰۰۰۰۰	شبکه ۲
۷۴۴۰۰۰	۴۰۵۰۰۰	۳۳۹۰۰۰	شبکه ۳

همان‌طور که مشاهده می‌شود سه شبکه دارای نتایج تقریباً یکسان است لذا می‌توان گفت که شبکه دارای ۲۰۳۰۰۰ سلول از دقت کافی برای شبیه‌سازی برخوردار است و نتایج حاصل، مستقل از اندازه شبکه است. در این شبکه مقادیر Δy^+ در بیشتر مناطق سطح بالواره زیر ۱ می‌باشد و حداکثر مقدار آن ۳ می‌باشد. حداکثر مقدار Δx^+ نیز روی بالواره ۴۰ می‌باشد. چین و برنارد [15] از شبکه‌ای با ۳۰ هزار سلول، تاج‌فر و عسگری [35] از شبکه‌ای با ۱۰۰ هزار سلول در شبیه‌سازی‌های خود استفاده کردند. تأثیر تعداد سلول‌های شبکه در ضرایب آیرودینامیکی در شکل (۳) ارائه شده‌است.



(الف)



(ب)

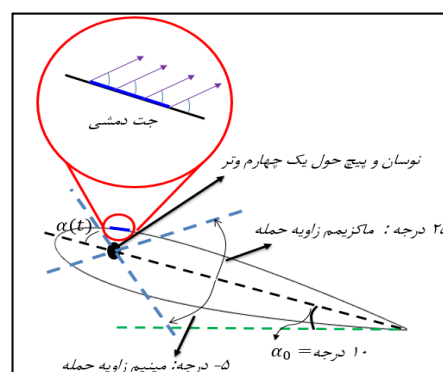
شکل ۳ نمودار تأثیر اندازه شبکه با گام زمانی ۰/۰۰۰۰۴ در (الف) ضریب برا و (ب) ضریب پسا

در این پژوهش، بالواره به‌گونه‌ای نوسان می‌کند که دچار واماندگی دینامیکی عمیق می‌شود. حرکت آن به‌صورت سینوسی حول نقطه یک چهارم طول وتر می‌باشد و باعث تغییر زاویه حمله از ۵- تا ۲۵ درجه می‌شود. رابطه (۴) معادله حرکت بالواره را نشان می‌دهد.

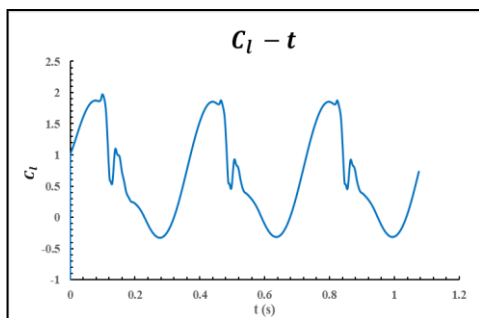
$$\alpha = \alpha_0 + A \sin(2\pi f t) \quad (4)$$

که α_0 زاویه حمله اولیه است که ۱۰ درجه در نظر گرفته شده‌است و لذا A باتوجه به بازه تغییرات زاویه حمله ۱۵ درجه می‌باشد. فرکانس کاهنده نیز $k = \frac{\pi f c}{U_\infty} = 0/1$ انتخاب شد. تمامی پارامترهای مربوط به حرکت بالواره باتوجه به پژوهش لی و همکاران [4] انتخاب شده‌اند تا امکان مقایسه نتایج حاصل از شبیه‌سازی با نتایج تجربی وجود داشته باشد. شماتیکی از حرکت بالواره در شکل (۲) قابل مشاهده است. در این شکل جت دمشی نیز مشخص شده‌است.

بررسی استقلال شبیه‌سازی. به‌منظور بررسی کفایت تعداد سلول‌های شبکه محاسباتی نهایی و به حداقل رساندن آن‌ها، استقلال از شبکه مورد مطالعه قرار گرفت. از سه شبکه ۲۰۳، ۴۰۰ و ۷۴۴ هزار برای بررسی استقلال از شبکه استفاده شده‌است. جزئیات شبکه‌های استفاده شده در جدول (۳) ارائه شده‌است.



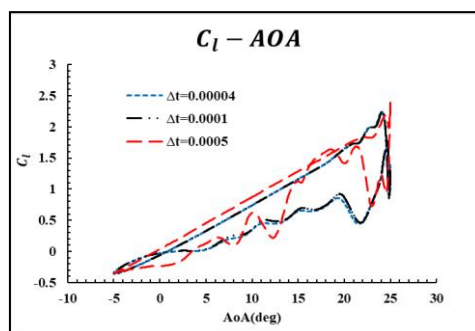
شکل ۲ شماتیکی از حرکت بالواره به‌همراه جت دمشی



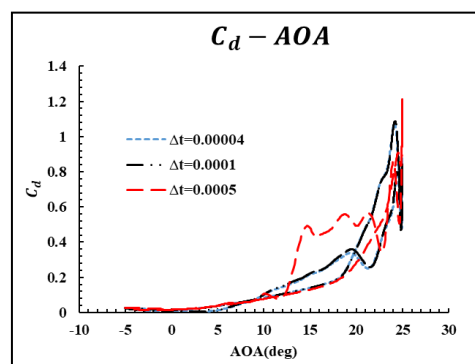
شکل ۵ نمودار ضریب برا بر حسب زمان

اعتبارسنجی شبیه‌سازی. نتایج حاصل از شبیه‌سازی با نتایج تجربی لی و همکاران [4] و نتایج عددی ونگ و همکاران [12] مقایسه شد. نتیجه این مقایسه در منحنی ضریب برا و ضریب پسا در شکل (۶) قابل مشاهده می‌باشد. در نمودار ضریب برا در حرکت به سمت بالا نتایج شبیه‌سازی با نتایج تجربی تا رسیدن به زاویه ۲۴ درجه و پیش‌بینی زود هنگام و اماندگی دینامیکی انطباق مناسبی دارد؛ البته در نزدیکی و اماندگی نوساناتی مشاهده می‌شود. در کار ونگ و همکاران همان‌طور که مشاهده می‌شود مقداری ضریب برا در حرکت روبه‌بالا بیشتر پیش‌بینی شده است و از این لحاظ شبیه‌سازی حاضر در حرکت روبه‌بالا به نتایج تجربی نزدیک‌تر است. نتایج حاصل از شبیه‌سازی در حرکت به سمت پایین روند کلی نتایج تجربی را حفظ کرده است ولی در آن شاهد نوساناتی هستیم که در داده‌های تجربی مشاهده نمی‌شود. در این نوع جریان‌ها، جدایش گردابه و اماندگی دینامیکی و ریخته‌شدن گردابه‌های پیچیده در جریان و پدیده‌هایی مانند انفجار حباب‌های جدایشی، گذار جریان، گردابه‌های ریخته‌شده متعدد به دنباله جریان و اتصال مجدد جریان در حرکت به سمت پایین، رخ می‌دهد [4]؛ لذا امکان شبیه‌سازی بسیار دقیق دشوار می‌باشد. نوسانات در کار ونگ و همکاران نیز به چشم می‌خورد. این عدم انطباق مشاهده‌شده بین نتایج تجربی و شبیه‌سازی در نزدیکی زاویه و اماندگی دینامیکی و حرکت روبه‌پایین بالواره، در کارهای عددی قبلی که در مورد بررسی و اماندگی دینامیکی بوده‌اند گزارش شده است. مارتات و همکاران [9] در شبیه‌سازی دوبعدی خود در شکل‌های (۲ و ۴) به این موضوع اشاره کرده‌اند. تاج‌فر و عسگری [35] نیز در شکل‌های (۹ و ۱۰) به این موضوع اشاره کرده‌اند. تفاوت‌های مشابهی در محاسبات محدودی که از شبیه‌سازی گردابه‌ای بزرگ برای مدل‌سازی و اماندگی دینامیکی استفاده کرده‌اند، دیده می‌شود؛ به‌عنوان مثال شکل (۵) از شبیه‌سازی مارتات و همکاران [10]، شکل (۱۶) از پژوهش کاسیوتلا و تفتی [42] و شکل (۶) از پژوهش راجزخوران و

بررسی استقلال شبکه نهایی از گام زمانی به‌منظور اطمینان از این‌که گام زمانی به اندازه کافی کوچک است و ضرایب آیرودینامیکی مستقل از اندازه گام زمانی می‌باشند، صورت گرفت. مسئله مورد نظر شامل دو مقیاس زمانی مهم یکی زمان عبور کامل جریان آزاد از روی بالواره و دیگری زمان لازم برای تکمیل یک سیکل حرکت بالواره می‌باشد. پس از آزمایش‌های زیاد مشخص شد که انتخاب گام زمانی ۰/۰۰۰۱ برای شبیه‌سازی کفایت می‌کند. با این وجود شبیه‌سازی با گام زمانی ۰/۰۰۰۰۴ تکرار شد و تفاوتی در نتایج مشاهده نشد. نتیجه این بررسی در ضرایب آیرودینامیکی در شکل (۴-الف و ب) ارائه شده است. به‌منظور مشخص کردن زمان شبیه‌سازی نمودار ضریب برا بر حسب زمان بررسی شد که در شکل (۵) ارائه شده است. باتوجه به شکل، در دوره دوم و سوم نتایج مشابه هم شده است؛ لذا از داده‌های دوره دوم استفاده می‌شود و برای بقیه نمونه‌ها تا دوره دوم شبیه‌سازی انجام گرفته است.



(الف)



(ب)

شکل ۴ نمودار تأثیر گام زمانی در شبکه با ۲۰۳ هزار سلول در

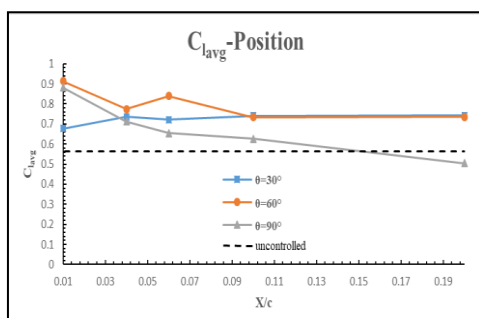
(الف) ضریب برا و (ب) ضریب پسا

$$\psi_{ave} = \frac{\sum_{i=1}^{T/\Delta t} \psi_i}{T/\Delta t} \quad (5)$$

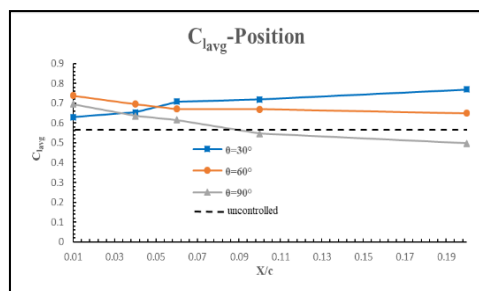
یکی از پارامترهای مورد بررسی در این پژوهش ضریب ممتوم جت می‌باشد که از رابطه (۶) قابل محاسبه می‌باشد:

$$C_{\mu} = 2 \times \frac{A_{jet}}{A} \times \frac{U_{jet}^2}{U_{\infty}^2} \quad (6)$$

تأثیر موقعیت قرارگیری جت و زاویه دمشی با ثابت فرض کردن اندازه دهانه و ضریب ممتوم امکان‌پذیر است. بدین منظور ضریب ممتوم جت ۰/۱۴ در نظر گرفته شد. برای اندازه دهانه نیز دو مقدار ۰/۰۵ و ۰/۰۱ طول وتر انتخاب شد. با این شرایط جت در مکان‌های ۱، ۴، ۶، ۱۰ و ۲۰ درصد طول وتر با زاویه‌های دمشی ۳۰، ۶۰ و ۹۰ درجه قرار داده شد. نتایج حاصل از این بررسی در میانگین ضرایب و عملکرد آیرودینامیکی در شکل‌های (۷-۹) قابل مشاهده هستند.



(الف)

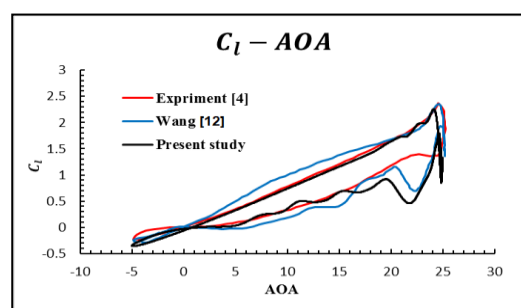


(ب)

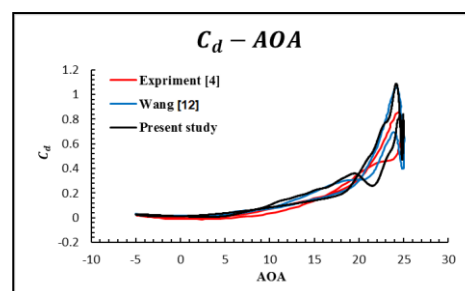
شکل ۷ تأثیر مکان و زاویه جت دمشی در میانگین ضریب برا با ضریب ممتوم ۰/۱۴ و اندازه دهانه (الف) ۰/۰۵ و (ب) ۰/۰۱

شکل (۷-الف) نشان می‌دهد در یک زاویه دمشی ثابت یک مکان بهینه وجود دارد که در این مکان، مقدار متوسط ضریب برا

فرحت [43] استفاده کرده‌اند. مارتات و همکاران [10] این اختلافات را ناشی از اضافه کردن محدود کننده SST در مدل آشفته‌گی دانسته‌اند. آن‌ها بیان کردند که این محدودکننده باعث کاهش ناگهانی ویسکوزیته گردابی می‌شود. هرآنچه را که درباره نمودار ضریب برا به آن اشاره شد، به‌طور مشابه می‌توان برای منحنی ضریب پسا ذکر کرد. پس باتوجه به مطالب فوق شبیه‌سازی ما با نتایج عددی از نظر کیفی و کمی تطبیق قابل قبولی دارد.



(الف)



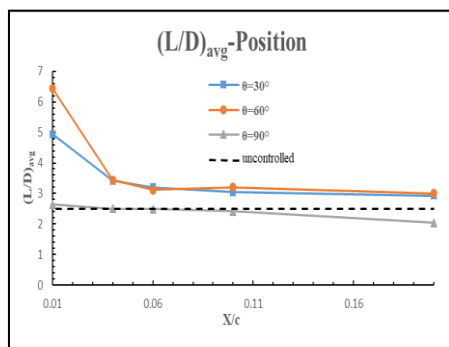
(ب)

شکل ۸ مقایسه نتایج به‌دست‌آمده از شبیه‌سازی عددی با نتایج تجربی و عددی سایر پژوهشگران برای (الف) ضریب برا و (ب) ضریب پسا

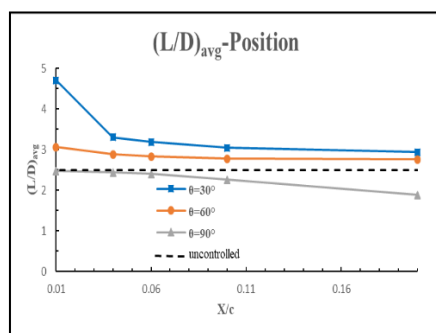
بحث و نتایج

در این قسمت تأثیر جت‌های دمشی مختلف در کنترل جریان مورد بررسی قرار خواهد گرفت. پارامترهای قابل تغییر در جت‌ها عبارتند از مکان جت، زاویه دمشی نسبت به راستای وتر بالواره، ضریب ممتوم جت و اندازه دهانه جت خروجی. به‌منظور ارزیابی عملکرد جت‌های دمشی مختلف از میانگین ضریب برا و پسا و همچنین نسبت میانگین ضریب برا به پسا (عملکرد آیرودینامیکی میانگین) برای مقایسه آن‌ها استفاده شده‌است. مقدار میانگین کمیتی مانند ψ در یک دوره تناوب حرکت، از رابطه (۵) به‌دست می‌آید که در آن، T دوره تناوب Δt گام زمانی است.

زاویه میانگین ضریب پسا همواره کاهش می‌یابد. باتوجه به شکل می‌توان گفت میانگین ضریب پسا با افزایش زاویه دمشی تا زاویه خاصی کاهش می‌یابد و در ادامه با افزایش بیشتر زاویه از این مقدار، این ضریب افزایش می‌یابد؛ به همین دلیل است که در زاویه ۹۰ درجه نموداری تقریباً مشابه با زاویه ۳۰ درجه اما قرینه آن دیده می‌شود. از میان مکان‌های انتخاب‌شده بهترین مکان برای قرارگیری جت دمشی از منظر کاهش ضریب پسا مکان ۰/۰۱ طول وتر با زاویه دمشی ۳۰ و یا ۶۰ درجه می‌باشد. در شکل (۸-ب) مشاهده می‌شود که عملکرد جت‌ها نسبت به قسمت (الف) در بهبود میانگین ضریب پسا کاهش یافته‌است که به علت کاهش سرعت ناشی از افزایش مساحت در ضریب ممتوم ثابت می‌باشد. در این حالت جت دمشی با زاویه ۳۰ درجه و مکان ۰/۰۱ درصد طول وتر نسبت به سایر جت‌ها عملکرد بهتری در کاهش ضریب پسا از خود نشان داده‌است.



(الف)

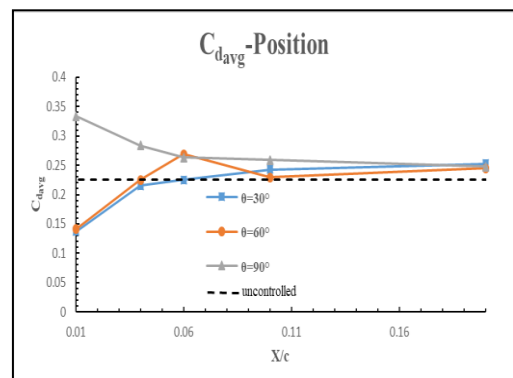


(ب)

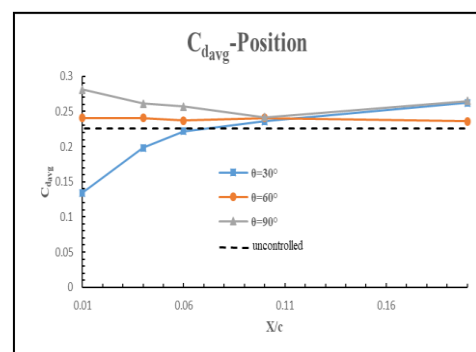
شکل ۹ تأثیر مکان و زاویه جت دمشی در عملکرد آیرودینامیکی میانگین ضریب ممتوم ۰/۱۴ و اندازه دهانه الف) ۰/۰۰۵ و ب) ۰/۰۰۱

باتوجه به شکل (۹-الف) عملکرد آیرودینامیکی میانگین همانند ضریب برا میانگین در زوایای مختلف عمل کرده‌است و

بیشینه می‌شود. این مکان برای زاویه ۳۰ درجه، مکان ۴ درصد طول وتر و برای ۶۰ و ۹۰ درجه، ۱ درصد طول وتر می‌باشد. زاویه دمشی ۶۰ درجه بالاترین میانگین ضرایب برا را ایجاد کرده‌است. بنابراین می‌توان نتیجه گرفت که تا رسیدن به یک زاویه خاص با افزایش زاویه دمشی ضریب برا میانگین افزایش و پس از آن با افزایش زاویه، این ضریب کاهش می‌یابد. در شکل (۷-ب) شاهد کاهش ضریب برا نسبت به حالت قبل می‌باشیم؛ علت این است که در اثر ثابت بودن ضریب ممتوم و افزایش اندازه دهانه، سرعت جت خروجی کاهش یافته‌است. همچنین این افزایش مساحت باعث شده‌است که قبل از ۰/۰۶ طول وتر، ضریب برا میانگین حاصل از دمشی ۶۰ درجه بیشتر نسبت به ۳۰ درجه می‌باشد و پس از این مکان کم‌تر باشد در حالی که در شکل (۶-الف) این گونه نبوده‌است.



(الف)



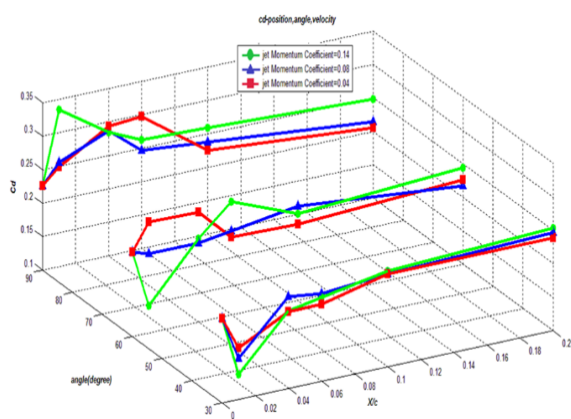
(ب)

شکل ۸ تأثیر مکان و زاویه جت دمشی در میانگین ضریب پسا با ضریب ممتوم ۰/۱۴ و اندازه دهانه الف) ۰/۰۰۵ و ب) ۰/۰۰۱

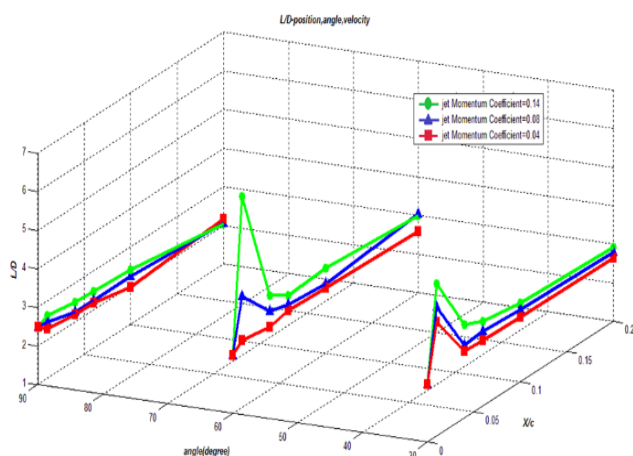
باتوجه به شکل (۸-الف) روند خطی برای تغییرات میانگین پسا با افزایش زاویه وجود ندارد و نمی‌توان گفت که با افزایش

مکان 0.01 طول وتر برای هر سه ضریب ممتوم جت شامل بالاترین ضریب برا میانگین برای آن جت است.

شکل (۱۱) تأثیر ضریب ممتوم جت دمشی را در ضریب پسای میانگین نشان می‌دهد. همان‌طور که مشاهده می‌شود با افزایش ضریب ممتوم، شاهد کاهش مقدار کمیته ضریب پسای میانگین هستیم؛ البته در زاویه 90° در بعضی مکان‌ها این روند برعکس شده‌است یعنی با افزایش ضریب ممتوم جت ضریب پسای میانگین نیز افزایش یافته‌است که در جت 90° در 1 درصد طول وتر شاهد این پدیده هستیم. مینیمم ضریب پسای میانگین نیز برای ضریب ممتوم جت 0.14 در زاویه 60° درجه و مکان 0.01 طول وتر رخ می‌دهد.



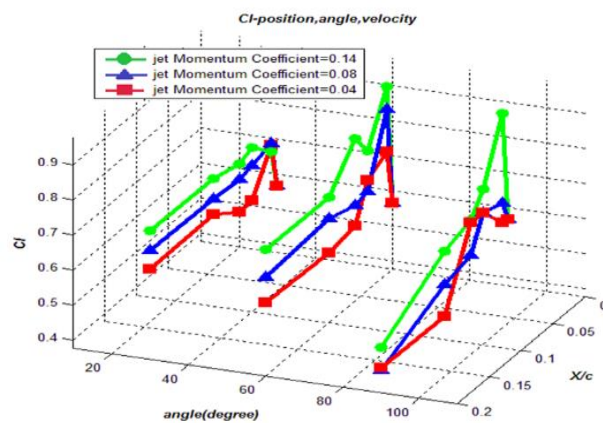
شکل ۱۱ تأثیر ضریب ممتوم جت دمشی در ضریب پسای میانگین



شکل ۱۲ تأثیر ضریب ممتوم جت دمشی در عملکرد آیرودینامیکی میانگین

افزایش زاویه تا اندازه خاصی باعث افزایش این کمیت می‌شود و همان‌طور که مشاهده می‌شود بهترین زاویه از بین این سه برای بهبود این پارامتر 60° درجه است. نکته حایز اهمیت دیگر این است که گرچه در زوایای مختلف شاهد تغییر در مکان میانگین ضریب برا و پسای بهینه بودیم ولی در این کمیت در هر سه زاویه، مکان بهینه، همان 0.01 طول وتر است. در شکل (۹-ب) مشاهده می‌شود که عملکرد جت‌ها نسبت به قسمت (الف) در بهبود عملکرد آیرودینامیکی میانگین کاهش یافته‌است که به علت کاهش سرعت ناشی از افزایش مساحت در ضریب ممتوم ثابت می‌باشد. هم‌چنین جت با زاویه 90° درجه بدترین عملکرد را دارد به گونه‌ای که از حالت بدون جت نیز عملکرد آیرودینامیکی میانگین کمتری دارد.

برای مشاهده تأثیر ضریب ممتوم جت، مساحت جت را ثابت و برابر 0.005 طول وتر و موقعیت و زاویه جت دمشی را همان مقادیر قسمت قبل در نظر گرفتیم و مقادیر 0.04 ، 0.08 و 0.14 برای ضریب ممتوم جت در نظر گرفته شد. نتایج حاصل از این بررسی در ضرایب عملکرد آیرودینامیکی میانگین در شکل‌های (۱۰-۱۲) ارائه شده‌است.



شکل ۱۰ تأثیر ضریب ممتوم جت دمشی در ضریب برا میانگین

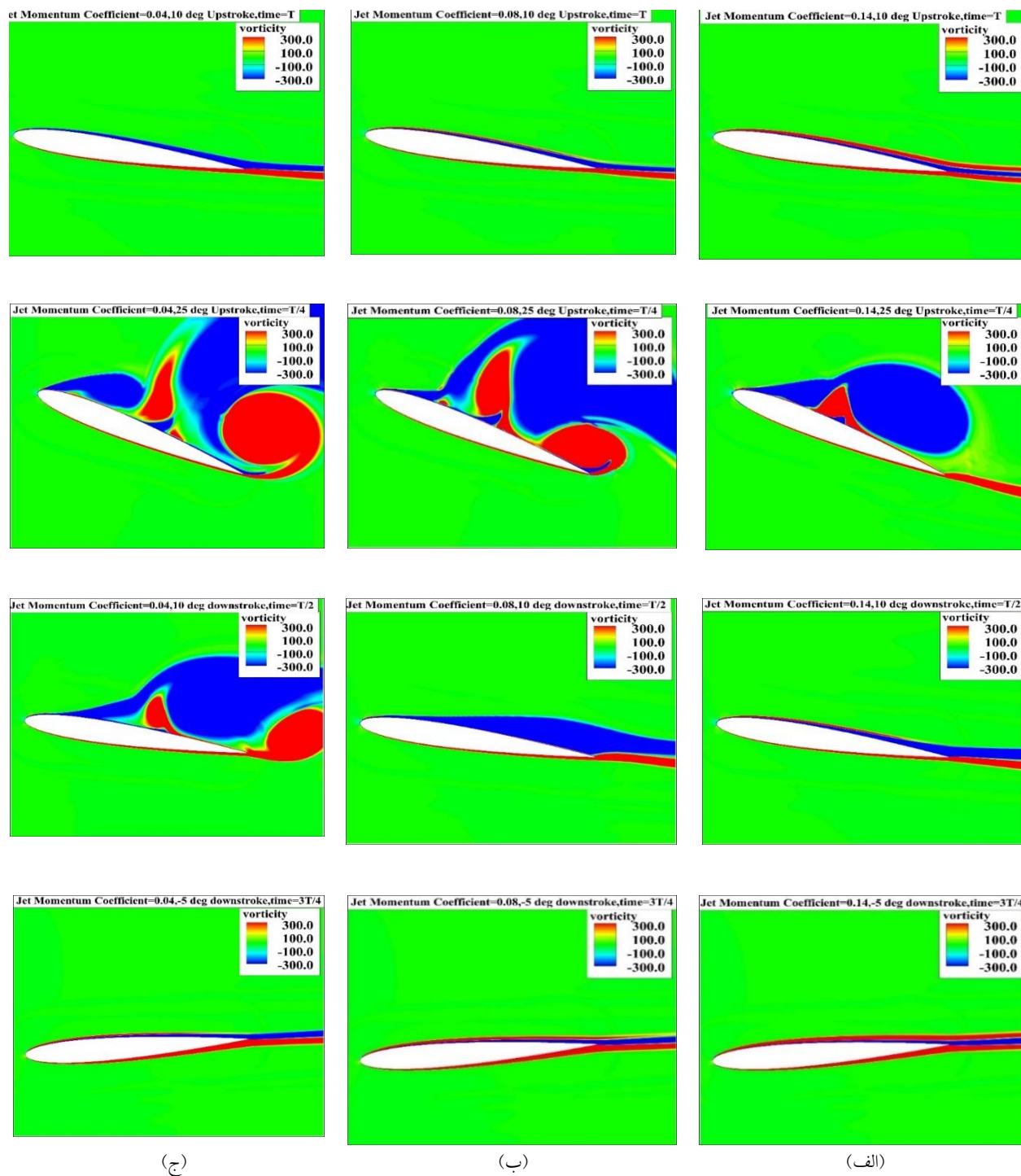
شکل (۱۰) تأثیر ضریب ممتوم جت دمشی در ضریب برا میانگین را نشان می‌دهد. باتوجه به شکل (۹)، به‌طور کلی در هر زاویه و در هر مکانی، هر چه ضریب ممتوم جت بیشتر می‌شود، ضریب برا (ی) میانگین نیز افزایش یافته‌است. بیشترین ضریب برا (ی) میانگین برای ضریب ممتوم جت 0.14 در زاویه 60° درجه و مکان 0.01 طول وتر مشاهده شد. زاویه 60° درجه و

ندارند و فقط هر چه ضریب ممتوم جت بیشتر می‌شود سرعت روی سطح بالایی بالواره بیشتر می‌شود و چرخش با افزایش ضریب ممتوم جت در سطح بالایی مثبت‌تر می‌شود.

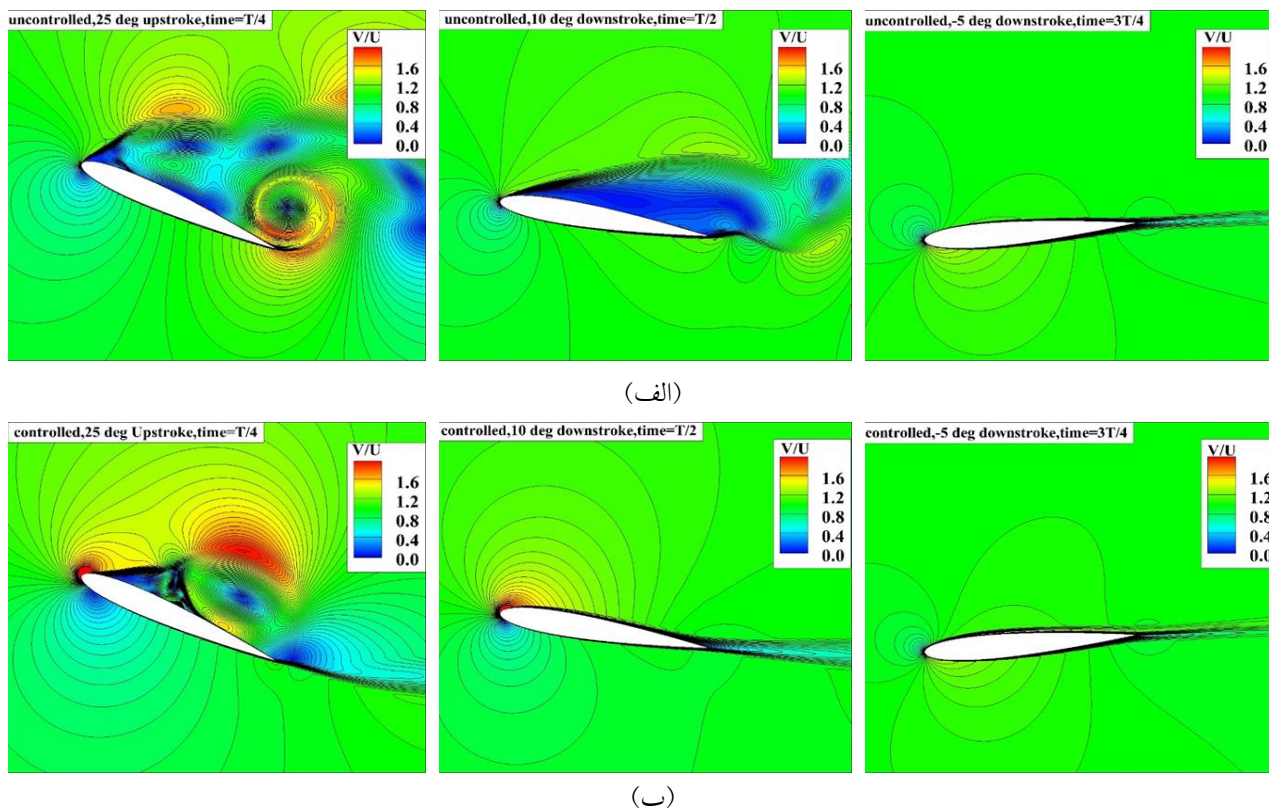
در شکل (۱۴)، به بررسی رفتار جریان از طریق رسم کانتورهای بی‌بعد شده سرعت در سه زمان مشخص پرداخته شده‌است. جت دمشی مؤثر که شامل جت در مکان ۱ درصد طول وتر و دمش ۶۰ درجه با ضریب ممتوم $0/14$ است برای این بررسی انتخاب شده‌است و کانتور بی‌بعد شده سرعت برای این جت با حالت کنترل‌نشده (بدون جت) مقایسه شده‌است. در زاویه ۲۵ درجه حرکت به سمت بالا در حالت کنترل‌نشده جریان به‌طور کامل از لبه حمله جدا شده و یک گردابه در نزدیکی لبه فرار شکل گرفته‌است که این گردابه در مراجع نیز مشاهده شده‌است و در خلاف جهت گردابه و اماندگی دینامیکی است؛ درحالی‌که در حالت کنترل‌شده جریان هنوز از لبه حمله به‌طور کامل جدا نشده و گردابه و اماندگی دینامیکی هنوز به‌طور کامل در جریان پایین‌دست پخش نشده‌است و جت باعث تأخیر در و اماندگی دینامیکی شده‌است. در زاویه ۱۰ درجه روبه‌پایین در حالت کنترل نشده جریان از بالواره کاملاً جدا شده ولی در حالت کنترل‌شده جت باعث چسبیده شدن جریان به بالواره شده که باعث افزایش قابل توجه ضریب برا و کاهش ضریب پسا نسبت به حالت کنترل نشده می‌شود. در زاویه ۵- حرکت به سمت پایین نیز جریان برای حالت کنترل نشده به بالواره چسبیده است و تفاوت قابل توجهی بین نمونه کنترل‌شده و کنترل‌نشده وجود ندارد و فقط به‌علت افزایش سرعت در سطح بالایی بالواره مقدار اندکی ضریب برا در حالت کنترل‌شده بیشتر است.

در شکل (۱۲) به بررسی تأثیر ضریب ممتوم جت در عملکرد آیرودینامیکی میانگین پرداخته شده‌است. باتوجه به شکل، روند منظمی در عملکرد آیرودینامیکی میانگین مشاهده می‌شود. به‌طور کلی در همه موارد با افزایش ضریب ممتوم جت شاهد افزایش این پارامتر هستیم که این افزایش هرچه مکان به $0/1$ طول وتر نزدیک‌تر باشد مشهودتر است و تأثیر ضریب ممتوم جت در بهبود عملکرد آیرودینامیکی در زاویه جت ۶۰ درجه بیشتر نسبت به دو زاویه دیگر است. بالاترین ضریب عملکرد آیرودینامیکی میانگین مربوط به ضریب ممتوم جت $0/14$ و مکان ۱ درصد طول وتر و زاویه ۶۰ درجه می‌باشد. همان‌طور که بیان شد این مکان و این مقدار ضریب ممتوم جت شامل بیشترین ضریب برا و کمترین ضریب پسا نیز بوده‌است.

رفتار جریان را از طریق بررسی کانتور چرخش برای سه حالت جت مطلوب در ضریب ممتوم‌های مختلف که شامل جت در مکان ۱ درصد طول وتر و زاویه جت دمشی ۶۰ درجه بود، بررسی شد که در شکل (۱۳) قابل مشاهده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود. در ۱۰ درجه به سمت بالا تفاوت زیادی در سه جت مشاهده نمی‌شود و فقط هرچه ضریب ممتوم افزایش یابد سرعت روی سطح بالایی افزایش می‌یابد که در نتیجه باعث ضریب برا (ی) بیشتر آن می‌شود و هم‌چنین در این حالت هر چه ضریب ممتوم جت افزایش می‌یابد سطح بالایی بالواره دارای چرخش مثبت بیشتری می‌شود که سبب می‌شود جریان دیرتر جدا شود. در ۲۵ درجه روبه‌بالا، همان‌طور که مشاهده می‌شود، هرچه ضریب ممتوم جت افزایش یافته‌است جدایش کمتری مشاهده می‌شود به‌طوری‌که در ضریب ممتوم $0/04$ جریان کاملاً جدا شده ولی این جدایش در $0/14$ به این شدت رخ نداده‌است و هم‌چنین گردابه خلاف جهت عقربه ساعت لبه فرار در ضریب ممتوم جت $0/04$ دیده می‌شود درحالی‌که در ضریب ممتوم $0/14$ این گردابه به چشم نمی‌خورد. در ۱۰ درجه حرکت به سمت پایین هر چه ضریب ممتوم جت بیشتر می‌شود جریان چسبیده‌تر و جدایش آن کمتر است که برای ضریب ممتوم جت $0/14$ جریان به‌جز در بخش کوچکی اطراف لبه فرار در بقیه چسبیده باقی مانده و جدایشی نداریم و در زاویه ۵- حرکت به سمت پایین جریان در هر سه جت چسبیده و تفاوت خیلی زیادی باهم



شکل ۱۳ کانتور چرخش برای جت مطلوب در ضریب ممتوم الف) ۰/۱۴، ب) ۰/۰۸ و ج) ۰/۰۴



شکل ۱۴ کانتور بی‌بعد شده سرعت برای حالت (الف) کنترل نشده، (ب) کنترل شده با مؤثرترین جت دمشی

نتیجه‌گیری

زاویه جت در نظر گرفته شد. بررسی‌ها حاکی از آن بود که زاویه ۶۰ درجه نسبت به دو زاویه دیگر در کنترل جریان بهتر عمل می‌نماید که در حقیقت نشان می‌دهد که در جت دمشی یک روند صعودی یا نزولی برای تأثیر زاویه وجود ندارد و در واقع پارامتر زاویه نیز مانند مکان دارای یک نقطه بهینه می‌باشد. تأثیر سرعت جت دمشی در قالب ضریب ممتوم جت دیده شده است و سه ضریب ممتوم ۰/۰۴، ۰/۰۸ و ۰/۱۴ برای مطالعه تأثیر این پارامتر انتخاب گردید. نتایج حاکی از آن بود که هر چه ضریب ممتوم بیشتر شود جت عملکرد بهتری از خود برای کنترل جریان نشان می‌دهد. با افزایش مساحت در ضریب ممتوم جت ثابت، ضریب برا و پسای میانگین هر دو کاهش می‌یابد و هم‌چنین پارامتر آیرودینامیکی میانگین نیز کاهش خواهد یافت. افزایش مساحت در ضریب ممتوم جت ثابت باعث می‌شود که زاویه دمش بهینه نیز کاهش یابد.

در کار حاضر تأثیر پارامترهای عملکردی جت دمشی در کنترل جریان دینامیکی وامانده به صورت عددی بررسی شد. از حلگر مبتنی بر حجم محدود و شبیه‌سازی دو بعدی برای این کار استفاده شده است. بالواره ناکا ۰۰۱۲ دارای حرکت نوسانی سینوسی بین ۵- تا ۲۵ حول یک چهارم وتر خود است و فرکانس کاهنده آن ۰/۱ در نظر گرفته شد تا دچار واماندگی عمیق شود. تأثیر پارامترهای جت بر مقادیر میانگین ضریب برا و پسا و عملکرد آیرودینامیکی در یک دوره تناوب حرکت بررسی شد. سعی شد تمامی پارامترهای عملکردی جت دمشی عبوری از لایه مرزی بررسی شود لذا چهار پارامتر مکان، زاویه پاشش، سرعت جت و اندازه دهانه جت برای این مطالعه در نظر گرفته شد. پنج مکان ۱، ۴، ۶، ۱۰ و ۲۰ درصد طول وتر برای قرارگیری جت دمشی انتخاب شدند. نتایج حاکی از آن بود که جت دمشی ۱ درصد طول وتر نسبت به بقیه مکان‌ها تأثیر بهتری دارد. سه زاویه پاشش ۳۰، ۶۰ و ۹۰ درجه برای بررسی تأثیر

واژه‌نامه		علائم یونانی	
عملکرد آیرودینامیکی	Aerodynamic performance	Δt	گام زمانی، S
جت دمشی	Blowing jet	T	دوره تناوب، S
وتر	Chord	c_μ	ضریب ممتوم جت
واماندگی دینامیکی	Dynamic stall	c_l	ضریب برا
کنترل جریان	Flow control	c_d	ضریب پسا
گردابه‌ای بزرگ	LES (Large Eddy)	L/D	ضریب عملکرد آیرودینامیکی
گردابه لبه حلقه	LEV (Leading Edge Vortex)	n	عمود بر سطح
بالواره نوسانی	Oscillating airfoil		
میانگین‌گیری رینولدز	RANS (Reynolds Average Navier Stocks)		
جت مصنوعی	Synthetic jet	ρ	چگالی، $\frac{kg}{m^3}$
لبه فرار	Trailing edge	ν	لزجت سینماتیکی، $\frac{m^2}{s}$
گردابه	Vortex	τ	تنش، Pa
		α	زاویه حمله، درجه
		θ	زاویه مکش نسبت به راستای وتر بالواره، درجه
فهرست علائم		زیرنویس	
علائم انگلیسی			
x	بردار مکان، m	x	مؤلفه در راستای طولی
u	بردار سرعت، $\frac{m^2}{s}$	y	مؤلفه در راستای عرضی
p	فشار، Pa	i	اندیس تانسوری
$\bar{u}$	سرعت متوسط، $\frac{m^2}{s}$	j	اندیس تانسوری
u'	سرعت نوسانی، $\frac{m^2}{s}$	k	اندیس تانسوری
f	فرکانس، Hz	∞	شرایط جریان آزاد
c	طول وتر، m	avg	میانگین‌گیری
A	مساحت دهانه، m^2		

مراجع

1. Ham, N. D. and Garelick, M. S., "Dynamic Stall Considerations in Helicopter Rotors", *Journal of the American Helicopter Society*, Vol. 13, No. 2, Pp. 49–55, (1968).
2. McCroskey, W. J., Carr, L. W. and McAlister, K. W., "Dynamic Stall Experiments on Oscillating Airfoils", *AIAA Journal*, Vol. 14, No. 1, Pp. 57–63, (1976).
3. Lorber, P. F. and Carta, F. O., "Airfoil Dynamic Stall at Constant Pitch Rate and High Reynolds Number", *Journal of Aircraft*, Vol. 25, No. 6, Pp. 548–556, (1988).

4. Lee, T. and Gerontakos, P., "Investigation of Flow over an Oscillating Airfoil", *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 512, Pp. 313–341, (2004).
5. Visbal, M. R. and Shang, J. S., "Investigation of the Flow Structure Around a Rapidly Pitching Airfoil", *AIAA journal*, Vol. 27, No. 8, Pp. 1044–1051, (1989).
6. Tuncer, I. H., Wu, J. C. and Wang, C. M., "Theoretical and Numerical Studies of Oscillating Airfoils", *AIAA journal*, Vol. 28, No. 9, Pp. 1615–1624, (1990)
7. Ekaterinaris, J. A. and Platzer, M. F., "Computational Prediction of Airfoil Dynamic Stall", *Progress in Aerospace Sciences*, Vol. 33, No. 11–12, Pp. 759–846, (1998).
8. Sheng, W. R., Galbraith, F. Coton, "A Modified Dynamic Stall Model for Low Mach Numbers", *Journal of Solar Energy Engineering*, Vol. 130, No. 3, (2008).
9. Martinat, G., Braza, M., Hoarau, Y. and Haran, G., "Turbulence Modelling of the Flow Past a Pitching NACA0012 Airfoil at 105 and 106 Reynolds Numbers", *Journal of Fluids and Structures*, Vol. 24, No. 8, Pp. 1294–1303, (2008).
10. Martinat, G., Hoarau, Y., Braza, M., Vos, J. and Haran, G., "Numerical Simulation of the Dynamic Stall of a NACA 0012 Airfoil Using DES and Advanced OES/URANS Modelling", *Conference Advances in Hybrid RANS-LES Modelling*, Springer, Pp. 271–278, (2008).
11. Wang, S. Ingham, D. B., Ma, L., Pourkashanian, M. and Tao, Z., "Numerical Investigations on Dynamic Stall of Low Reynolds Number Flow around Oscillating Airfoils", *Computers and Fluids*, Vol. 39, No. 9, Pp. 1529–1541, (2010).
12. S. Wang, D. B. Ingham, L. Ma, M. Pourkashanian, and Z. Tao, "Turbulence modeling of deep dynamic stall at relatively low Reynolds number," *Journal of Fluids and Structures*, Vol. 33, Pp. 191–209, (2012).
13. Gharali, K. and Johnson, D. A., "Dynamic Stall Simulation of a Pitching Airfoil under Unsteady Freestream Velocity", *Journal of Fluids and Structures*, Vol. 42, Pp. 228–244, (2013).
14. Chapin, V. and Bénard, E., "Active Control of a Stalled Airfoil through Steady or Unsteady Actuation Jets", *Journal of Fluids Engineering*, Vol. 137, No. 9, (2015).
15. You, D. and Bromby, W., "Large-eddy Simulation of Unsteady Separation over a Pitching Airfoil at High Reynolds Number", in: *Seventh International Conference on Computational Fluid Dynamics (ICCFD7)*, Big Island, HI, July, Pp. 9-13, (2012).
16. Rosti, M.E., Omidyeganeh, M., Pinelli, A., "Direct Numerical Simulation of the Flow around an Aerofoil in Ramp-up Motion", *Physics of Fluids*, Vol. 28, No. 2, (2016).
17. Balduzzi, F., Drofelnik, J., Bianchini, A., Ferrara, G., Ferrari, L., Campobasso, M.S., "Darrieus Wind Turbine Blade Unsteady Aerodynamics: A Three-Dimensional Navier-Stokes CFD Assessment", *Energy*, Vol. 128, Pp. 550-563, (2017).
18. Spalart, P., Venkatakrishnan, V., "On the Role and Challenges of CFD in the Aerospace Industry", *The Aeronautical Journal*, Vol. 120, (2016).
19. Asgari, E. and Tadjfar, M., "Assessment of Four Inflow Conditions on Large-Eddy Simulation of a Gently Curved Backward-Facing Step", *Journal of Turbulence*, Vol. 18, No. 1, Pp. 61–86, (2017).

20. Krajnović, S., "Large Eddy Simulation Exploration of Passive Flow Control around an Ahmed Body", *Journal of Fluids Engineering*, Vol. 136, No. 12, (2014).
21. Khalighi, B., Chen, K.-H., and Iaccarino, G., "Unsteady Aerodynamic Flow Investigation around a Simplified Square-Back Road Vehicle with Drag Reduction Devices", *Journal of Fluids Engineering*, Vol. 134, No. 6, (2012).
22. Sasson, B. and Greenblatt, D., "Effect of Leading-Edge Slot Blowing on a Vertical Axis Wind Turbine", *AIAA Journal*, Vol. 49, No. 9, Pp. 1932–1942, (2011)..
23. Müller-Vahl, H. F., Strangfeld, C., Nayeri, C. N., Paschereit, C. O. and Greenblatt, D., "Control of Thick Airfoil, Deep Dynamic Stall Using Steady Blowing", *AIAA Journal*, Vol. 53, No. 2, Pp. 277–295, (2015).
24. Müller-Vahl, H. F., Nayeri, C. N., Paschereit, C. O. and Greenblatt, D., "Dynamic Stall Control Via Adaptive Blowing", *Renewable Energy*, Vol. 97, Pp. 47–64, (2016).
25. Seifert, A., Greenblatt, D. and Wygnanski, I. J., "Active Separation Control: An Overview of Reynolds and Mach Numbers Effects", *Aerospace Science and Technology*, Vol. 8, No. 7, Pp. 569-582, (2004).
26. Godard, G. and Stanislas, M., "Control of a Decelerating Boundary Layer. Part 1: Optimization of Passive Vortex Generators", *Aerospace Science and Technology*, Vol. 10, No. 3, Pp. 181-191, (2006).
27. Godard, G., Foucaut, J.-M. and Stanislas, M., "Control of a Decelerating Boundary Layer. Part 2: Optimization of Slotted Jets Vortex Generators", *Aerospace Science and Technology*, Vol. 10, No. 5, Pp. 394-400, (2006).
28. Godard, G. and Stanislas, M., "Control of a Decelerating Boundary Layer. Part 3: Optimization of Round Jets Vortex Generators", *Aerospace Science and Technology*, Vol. 10, No. 6, Pp. 455-464, (2006).
29. Burgmann, S., Dannemann, J. and Schröder, W., "Time-Resolved and Volumetric PIV Measurements of a Transitional Separation Bubble on an SD7003 Airfoil", *Experiments in Fluids*, Vol. 44, No. 4, Pp. 609-622, (2008).
30. Chen, C., Seele, R. and Wygnanski, I., "Separation and Circulation Control on an Elliptical Airfoil by Steady Blowing", *AIAA Journal*, Vol. 50, No. 10, Pp. 2235–2247, (2012).
31. Chen, C., Seele, R., and Wygnanski, I., "Flow Control on a Thick Airfoil Using Suction Compared to Blowing", *AIAA Journal*, Vol. 51, No. 6, Pp. 1462–1472, (2013).
32. Wang, Z. and Gursul, I., "Lift Enhancement of a Flat-Plate Airfoil by Steady Suction", *AIAA Journal*, Vol. 55, No. 4, Pp. 1355–1372, (2017).
33. Catalano, P. and Tognaccini, R., "RANS Analysis of the Low-Reynolds Number Flow around the SD7003 Airfoil", *Aerospace Science and Technology*, Vol. 15, No. 8, Pp. 615–626, (2011).
34. Zeynali Khameneh, N. and Tadjfar, M., "Improvement of Wind Turbine Efficiency by Using Synthetic Jets", in: *Fluids Engineering Division Summer Meeting*, American Society of Mechanical Engineers, (2016).
35. Tadjfar, M. and Asgari, E., "Active Flow Control of Dynamic Stall by Means of Continuous Jet Flow at Reynolds Number of 1×10^6 ", *Journal of Fluids Engineering*, Vol. 140, No. 1, (2018).
36. Monir, H. E., Tadjfar, M. and Bakhtian, A., "Tangential Synthetic Jets for Separation Control", *Journal of Fluids and Structures*, Vol. 45, Pp. 50-65, (2014).
37. Puri, K., Laufer, M., Müller-Vahl, H., Greenblatt, D. and Frankel S. H., "Computations of Active Flow Control Via Steady Blowing over a NACA-0018 Airfoil: Implicit LES and RANS Validated against Experimental Data", in: 2018

- AIAA Aerospace Sciences Meeting*, Pp. 0792, (2018).
38. Tadjfar, M. and Asgari, E., "The Role of Frequency and Phase Difference between the Flow and the Actuation Signal of a Tangential Synthetic Jet on Dynamic Stall Flow Control", *Journal of Fluids Engineering*, Vol. 140, No. 11, (2018).
 39. Prakash, B., Elstein, F. M. and Granyó J. M. B., "Parametric Analysis of Active Flow Control Using Steady Suction and Steady Blowing", in: *Proceedings of the 17th International Conference on Computational and Mathematical Methods in Science and Engineering*, Spain, July 4-8, Pp. 1712-1721, (2017).
 40. Toudarbari, S. and Maghrebi, M., "Numerical Investigation of Darrieus Wind Turbine Near a One-Way Highway", *Journal Of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, Vol. 32, No. 1, Pp. 1-16, (2021).
 41. Kasmaiee, S., Tadjfar, M. and Kasmaiee, S., "Investigation of Suction Jet Parameters in Flow Control of Dynamics Stall", *Journal Of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, Vol. 32, No. 2, Pp. 181-200, (2021).
 42. Kasibhotla, V. R. and Tafti, D., "Large Eddy Simulation of the Flow Past Pitching NACA0012 Airfoil at $1e5$ Reynolds Number", in: *Fluids Engineering Division Summer Meeting, American Society of Mechanical Engineers*, (2014).
 43. Rajasekharan, A. and Farhat, C., "Applications of a Variational Multiscale Method for Large Eddy Simulation of Turbulent Flows on Moving/Deforming Unstructured Grids", *Finite Elements in Analysis and Design*, Vol. 45, No. 4, Pp. 272-279, (2009).

The Effects of Microtube Addition on Thermal and Hydrodynamic Behavior of Microchannel Heatsink for Nanofluid Flow*

Akram Jahanbakhshi¹, Afshin Ahmadi Nodooshan²,
Morteza Bayareh³

1. Introduction

One of the most important challenges in designing electronic systems with high processing power is their thermal management and keeping them at an allowed operating temperature to prevent damages to the equipment. The heatsink is metal equipment with high thermal conductivity such as copper and aluminum, used to cool parts that need to lose a large amount of heat flux. Studies in this field may be classified analytically, numerically, and experimentally. The main purpose of most studies have been to investigate design methods based on changing the geometry of heatsinks to achieve maximum efficiency in their thermal management.

2. Description of the model and boundary conditions

Figure 1 illustrates the geometry of the desired heatsink. In this geometry, a microtube is added between the two channels.

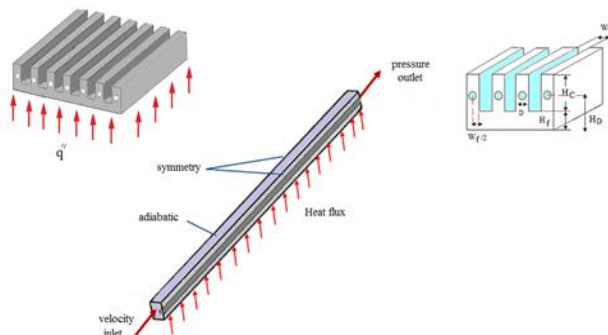


Figure 1. The problem geometry and boundary conditions

It is assumed that the heatsink is located on a CPU and only a heat flux of 50 W/cm² enters the system from the bottom surface.

3. Properties of nanofluids

$$\rho_{nf} = (1 - \phi)\rho_{bf} + \phi\rho_p \quad (1)$$

$$\rho_{nf}C_{p,nf} = (1 - \phi)\rho_{bf}C_{p,bf} + \phi\rho_pC_{p,p} \quad (2)$$

$$\mu_{nf} = \mu_{bf}(1 + 2.5\phi) \quad (3)$$

$$k_{nf} = k_{bf}[0.981 + 0.00114T(^{\circ}C) + 30.661\phi(vol\%)] \quad (4)$$

4. Governing equations

$$\nabla \cdot (\rho_{nf}\vec{u}) = 0 \quad \text{Continuity equation} \quad (5)$$

$$\nabla \cdot (\rho_{nf}\vec{u}\vec{u}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\mu_{nf}\nabla\vec{u}) \quad \text{Momentum equation:} \quad (6)$$

$$\nabla \cdot (\rho_{nf}\vec{u}C_{p,nf}T) = \nabla \cdot (k_{nf}\nabla T) \quad \text{Energy equation for the fluid region:} \quad (7)$$

$$\nabla \cdot (k_s\nabla T) = 0 \quad \text{Energy equation for rigid part:} \quad (8)$$

The total heat transfer coefficient of the heatsink (h) and the PEC parameter are expressed as follows:

$$h = \frac{q''}{T_{CPU,Mean} - T_{in}} \quad (9)$$

$$PEC = \frac{h_{nf}/h_{bf}}{\Delta p_{nf}/\Delta p_{bf}} \quad (10)$$

Table 1. Dimensional parameters of the heatsink

Value	Parameter
10 mm	L _x
350 μm	L _y
15 mm	L _z
120 μm	W _f
80 μm	W _c
70 μm	D
100 μm	H _f
250 μm	H _c
175 μm	H _d

5. Numerical method, grid study, and validation

The grid with 6,000,000 cells is selected. By comparing the experimental results of Azizi et al. and the numerical results shown in Figure 2, one can see that the maximum error of the present study is approximately 6%.

6. Results

According to Figure 3, it is clear that the channel wall is hotter than its central part. At high Reynolds numbers, the temperature changes of the fluid along the microchannel and tube are less than those at lower Reynolds numbers. In Figure 4, the heat transfer coefficient for the two states with and without microtubes shows that the increase of nanoparticles and the addition of microtubes cause a significant increment in the overall heat transfer coefficient of the system. Figure 5 reveals that the increase in nanoparticles leads to an enhancement in system efficiency. At all nanofluid concentrations, the PEC is greater than one.

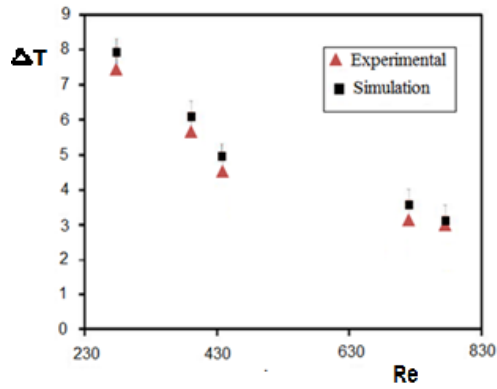


Figure 2. Validation

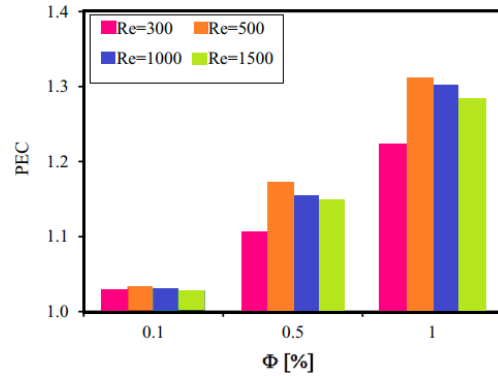


Figure 5. PEC diagram

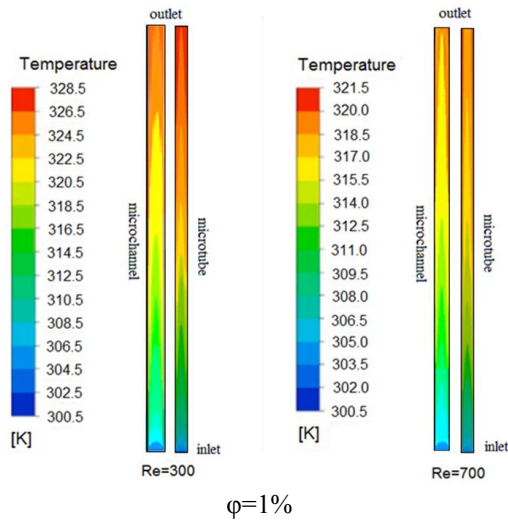


Figure 3. Temperature distribution along the microtube and microchannel

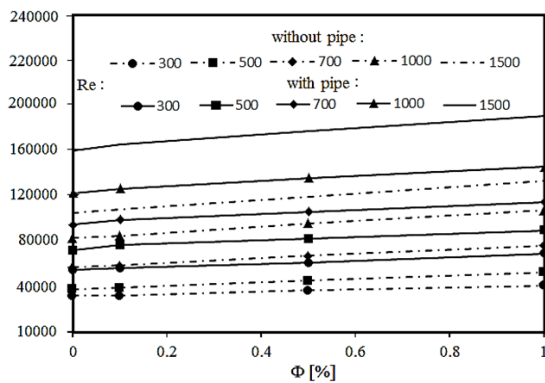


Figure 4. Comparison of overall heat transfer coefficient of heatsink

7. Conclusion

The addition of microtubes to the system improves its thermal performance. The convective heat transfer coefficient for nanofluids with a volume fraction of 1% at $Re = 300$ for a system with microtubes is approximately 50.52% higher than that for the one without microtubes. The enhancement for $Re = 1500$ is 48.87%. Moreover, the pumping power consumption of the system is significantly increased.

اثر افزودن میکرولوله بر رفتار حرارتی و هیدرودینامیکی میکروکانال چاه گرمایی برای جریان نانوسیال *

مقاله پژوهشی

مرتضی بیاره^(۳)افشین احمدی ندوشن^(۲)اکرم جهان بخشی^(۱)

چکیده در پژوهش حاضر، در یک چاه حرارتی از دو هندسه میکرولوله و میکروکانال به صورت هم زمان استفاده شده است و هدف، بهبود عملکرد میکروچاه حرارتی در خنک کاری پردازنده های دیجیتال است. هم چنین از نانوسیال نقره- (آب- اتیلن گلیکول ۵۰٪) استفاده شده است. به منظور حل معادلات موجود از نرم افزار آنسیس- فلونت استفاده شده است. برای حل معادله مونتوم از روش UPWIND مرتبه دوم و برای کوپل میدان سرعت و فشار، روش سیمپل با شبکه فشار جابه جا شده به کار رفته است. نتایج به دست آمده بیان می کند که با افزایش رینولدز جریان به دلیل بالا بودن دبی، دمای جریان سیال در طول میکروچاه حرارتی تغییر کمتری دارد. هم چنین با افزایش غلظت نانوذرات و بهبود عملکرد انتقال حرارت، دمای سطح پردازنده کاهش قابل توجهی می یابد؛ به طوری که در رینولدز ۷۰۰ و کسر حجمی ۵٪ میانگین دمای خروجی از سیستم برابر ۳۱۶/۱ درجه کلوین است و در کسر حجمی ۱٪، برابر ۳۱۹/۰۳ درجه کلوین است. هم چنین افزودن میکرولوله موجب افزایش قابل توجهی در ضریب حرارتی کلی سیستم می شود؛ به طور مثال ضریب انتقال حرارت برای جریان سیال پایه در رینولدز ۳۰۰، برای سیستم دارای میکرولوله تقریباً ۵۸/۴٪ بیشتر از حالت بدون میکرولوله است. برای رینولدزهای ۷۰۰ و ۱۵۰۰ این افزایش به ترتیب برابر ۶۳/۳٪ و ۵۰/۹٪ است. این امر بیانگر آن است که وجود میکرولوله باعث ارتقای عملکرد چاه حرارتی و بهبود دسترسی انتقال حرارت در قسمت های مختلف تجهیز به جریان سیال خنک کننده و کاهش مقاومت حرارتی نقاط دور دست پردازنده شده است و در نهایت، میزان گرمای بیشتری از سطح پردازنده جذب می شود.

واژه های کلیدی میکروکانال چاه حرارتی، میکرولوله چاه حرارتی، مدل سازی عددی، نانوسیال.

مقدمه

دفع گرمای بیشتری را ایجاد نماید [3]. چاه های گرمایی امروزه به دلیل عدم نیاز یا نیاز حداقلی به مصرف انرژی و هندسه ساده- ایی که دارند جز پر کاربردترین وسایل انتقال گرما در خنک کاری تجهیزات الکتریکی به شمار میروند. اصولاً به منظور مطالعه و تحلیل دقیق رفتار جریان سیال و مشخصه های انتقال حرارت در یک میکروچاه گرمایی، استفاده از شبیه سازی های عددی اجتناب ناپذیر است [4]. مهم ترین عاملی که در طراحی و تحلیل عملکرد این میکروسیستم ها به آن توجه می شود میزان توانایی خروج گرما از سامانه هایی با شار گرمایی بالا است [5]. در این تجهیزات سیال خنک کننده به طور گسترده برای جلوگیری از گرمایش بیش از حد اجزای الکترونیکی و مدارها مورد استفاده قرار می گیرد. میکروکانال ها می توانند با تثبیت جریان آرام در این سیستم های خنک کاری، ضرایب انتقال حرارت بالایی را نتیجه دهند [6]. امروزه با رشد و توسعه سریع تکنولوژی میکروالکترونیک، ساختارهای متنوعی از میکروکانال ها و مینی کانال ها ارائه شده است. مواردی از قبیل کاهش فضای در دسترس،

امروزه فناوری خنک سازی از طریق جریان سیالات در بسیاری از صنایع هم چون سامانه های میکروالکترومکانیکی مورد توجه محققان و مهندسان است و مدیریت گرمایی تجهیزات میکروالکترونیک بر قدرت در یک حجم کوچک، یک زمینه پژوهشی جذاب برای پژوهشگران است [1]. در واقع یکی از مهم ترین چالش های پیش رو در طراحی سیستم های الکترونیکی با توان پردازش بالا، مدیریت حرارتی و نگهداری آن ها در دمای مناسب کاری، برای جلوگیری از آسیب به این تجهیزات است. میکروکانال های چاه حرارتی یکی از کارآمدترین راه حل ها به منظور دفع حرارت تولیدی و خنک کاری این تجهیزات است [2]. چاه حرارتی یک تجهیز از جنس فلزاتی با رسانای گرمایی بالا مثل مس و آلومینیوم است که در خنک کاری قطعاتی که لازم است شار گرمایی زیادی از آن ها دفع شود، مورد استفاده قرار می گیرد، تا سطح تماس را با محیط اطراف افزایش داده و امکان

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۰/۱۱/۲۶ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۱/۲/۵ می باشد.

(۱) دانشجوی دکتری، مهندسی مکانیک، دانشگاه شهرکرد.

(۲) نویسنده مسئول: دانشیار، مهندسی مکانیک، دانشگاه شهرکرد.

(۳) دانشیار، مهندسی مکانیک، دانشگاه شهرکرد.

آهنگ انتقال حرارت، اندازه چاه‌های گرمایی و بهبود کارایی (نسبت متوسط ضریب انتقال حرارت به افت فشار کلی داخل چاه گرمایی) عواملی هستند که در سال‌های اخیر پژوهش‌های زیادی را متوجه چاه‌های گرمایی کرده‌اند [7]. مطالعات و پژوهش‌های انجام گرفته در این زمینه به صورت تحلیلی، عددی و آزمایشگاهی (تجربی) می‌توانند دسته‌بندی شوند [8]. هدف اصلی بیشتر مطالعات انجام گرفته در این زمینه بررسی روش‌های طراحی بر مبنای تغییر هندسه چاه گرمایی برای رسیدن به حداکثر بازده در مدیریت حرارتی این تجهیزات است [9].

در پژوهش توکرمن و پیز [10] در سال ۱۹۸۱ مفهوم چاه حرارتی میکروکانال برای نخستین بار ارائه شد و در ادامه تحقیقات متعددی پیرامون جریان سیال و مشخصات انتقال حرارت در میکروکانال‌ها انجام گرفت؛ از آن جمله می‌توان به مقاله عزیزی و همکاران [11] اشاره کرد. در این مطالعه تجربی انتقال حرارت جابه‌جایی در یک میکروکانال گرماگیر استوانه‌ای، با استفاده از نانوسیال آب-اکسید مس بررسی شده‌است و نانوذرات مس با قطر ۲۵ نانومتر در نظر گرفته شده‌است. این چاه گرمایی شامل ۸۶ میکروکانال مستطیلی با قطر هیدرولیک ۵۶۰ میکرومتر است که در یک هندسه استوانه‌ای مونتاژ شده‌اند. تعدادی ترموکوپل نیز در امتداد میکروکانال‌ها تعبیه شده بود تا امکان اندازه‌گیری دمای محلی را فراهم کند. شارهای حرارتی بررسی شده نیز برابر ۳۵ و ۵۰ کیلووات بر متر مربع است. در نهایت عزیزی و همکاران به این نتیجه رسیدند که افزایش قابل ملاحظه‌ای از ضریب انتقال حرارت نانوسیال نسبت به سیال پایه (آب) حاصل می‌گردد. ایشان هم‌چنین بیان کردند که افزایش عدد رینولدز در یک مقدار مشخص منجر به ضعیف شدن عملکرد حرارتی می‌شود. هو و همکاران [12] به بررسی آزمایشگاهی انتقال حرارت جابه‌جایی اجباری نانوسیال آب-اکسید آلومینیوم در یک میکروکانال گرماگیر و محدوده رینولدز ۲۲۶ تا ۱۶۷۶، پرداختند. هیت سینک میکروکانالی ساخته شده در این بررسی، از ۲۵ میکروکانال مستطیلی موازی به طول ۵۰ میلی‌متر با سطح مقطع عرضی ۲۸۳ میکرومتر و ارتفاع ۸۰۰ میکرومتر برای هر میکروکانال تشکیل شده‌است. ایشان نتیجه گرفتند که میانگین انتقال حرارت در میکروکانال گرماگیر با استفاده از نانوسیال در مقایسه با آب به‌طور چشم‌گیری افزایش می‌یابد. چن و همکاران [13] در مطالعه خود نشان دادند که رفتار

حرارتی و عملکرد خنک‌کاری نانوسیال Al_2O_3 با کسر حجمی نانوذرات مختلف در میکروکانال گرماگیر، به پارامترهایی هم‌چون اینرسی سیال، مقاومت حرارتی کل، اختلاف دمای بین دیواره‌های میکروکانال و فاز سیال بستگی دارد. در این مطالعه مشخص شد که توزیع دمای دیواره کانال عملاً به اثر اینرسی حساس نیست، درحالی‌که توزیع دمای سیال و مقاومت حرارتی کل به دلیل اثر نیروی اینرسی به‌طور قابل توجهی تغییر می‌کند. ایشان بیان کردند که به‌طور کلی اثر اینرسی سیال کاهش مقاومت حرارتی کل و اختلاف دما بین دیواره کانال و فاز سیال است. بررسی جریان و انتقال حرارت آب-آلومینیوم اکسید در یک میکروکانال گرماگیر توسط دورین [14] انجام شد. در این مطالعه رژیم جریان آرام و همراه با اثر اتلاف ویسکوز در نظر گرفته شده‌است. چاه حرارتی میکروکانالی نیز دارای میکروکانال‌های مربعی با قطر هیدرولیکی $Dh=50$ میکرومتر است و شار حرارتی معادل $50 (W/cm^2)$ به آن وارد می‌شود. وی نتیجه گرفت که بر خلاف تحلیلی که بر پایه ثابت بودن عدد رینولدز انجام گرفت، انتقال حرارت، در حین عبور نانوسیال از میکروکانال گرماگیر افزایش می‌یابد. او هم‌چنین ثابت کرد که با افزایش قطر نانوذرات، روند افزایش انتقال حرارت کاهش می‌یابد. پور مهران و همکاران [15] عملکرد چاه گرمایی میکروکانالی مستطیلی متخلخل را با استفاده از نانوسیال‌های آب-مس و آب-آلومینا در حالت دویعدی و به صورت عددی و تحلیلی بررسی کردند. نتایج آن‌ها نشان داد که با افزایش کسر حجمی نانوذرات و پارامتر نیروی اینرسی باعث افزایش عدد ناسلت می‌شود. چین و هوانگ [16] عملکرد گرمایی جریان نانوسیال‌های مختلف را در میکروکانال‌ها به صورت عددی و تجربی مورد مطالعه قرار دادند. آن‌ها در مدل‌سازی‌های عددی، نانوسیال را به صورت تک‌فاز در نظر گرفتند و در مطالعات تجربی، پراکندگی حرارتی ناشی از حرکت تصادفی ذرات را مورد توجه قرار دادند. در این پژوهش عملکرد چاه حرارتی میکروکانال برای دو هندسه خاص، یکی با $W_{ch}=W_{fin}=100$ میکرومتر که W_{ch} عرض میکروکانال و W_{fin} عرض فین هستند و عمق میکروکانال برابر $L_{ch}=300$ میکرومتر، و هندسه دیگر با ابعاد $57 W_{ch}=W_{fin}$ میکرومتر و $L_{ch}=365$ میکرومتر، مورد بررسی قرار گرفت. به دلیل افزایش رسانایی حرارتی و اثرات پراکندگی حرارتی، مشخص شد که عملکرد این دو هندسه خاص زمانی که از نانوسیال‌ها به عنوان سیال خنک‌کننده استفاده می‌شود

بسیار بهبود یافته است. ایشان بیان کردند که علاوه بر افزایش انتقال حرارت، وجود نانوذرات در سیال به دلیل کوچک بودن اندازه ذرات و کسر حجمی کم، افت فشار اضافی چشم گیری ایجاد نمی کند. هم چنین توسط لی و همکاران [17] عملکرد خنک کاری یک میکروکانال با استفاده از نانوسیال آب/اکسید مس و کاربرد مدل های گوناگون برای هدایت گرمایی مؤثر به صورت عددی بررسی شده است. در این میکروکانال حرارتی، ابعاد عرض بالا W_t ، عرض پایین W_b و عمق کانال H به ترتیب ۵۰۰ میکرومتر، ۳۵۸/۴ و ۱۰۰ میکرومتر است. طول کانال L نیز برابر ۲۷ میلی متر است. این بررسی برای دو مقدار شار حرارتی ثابت ۴۳۱ و ۴۶۶ (W/m^2) که از ضلع پایینی اعمال می شود، صورت گرفته است. در سایر مرزها نیز شرایط آدیاباتیک در نظر گرفته شده است. در مطالعه ایشان از رژیم جریان بدون لغزش در شبیه سازی های عددی استفاده شده است؛ به عنوان مثال، برای نانوسیال آب/CuO، با کسر حجمی ۱٪ و ۴٪ و ذرات CuO با قطر برابر ۲۸/۶ نانومتر، نتایج نشان می دهد که نانوسیال ها عملکرد حرارتی میکروکانال را با افزایش اندکی در قدرت پمپاژ، به طور قابل توجهی افزایش می دهند. به طور کلی عملکرد حرارتی با کسر حجمی افزایش می یابد اما، افت فشار اضافی، یا قدرت پمپاژ، تا حدودی اثرات مفید استفاده از نانوسیال ها را کاهش می دهد. قاسمی و همکاران [18] به مطالعه عددی انتقال حرارت ترکیبی برای جریان سه بعدی و آرام نانوسیال آب/آلومینا در یک چاه گرمایی میکروکانالی با مقطع مثلثی پرداختند. در این شبیه سازی، چاه حرارتی با طول و عرض ۵۰ میلی متر و ارتفاع کل ۱۵ میکرومتر مدل سازی شده است. قطر هیدرولیک کانال مثلثی ۵/۹۵ میلی متر در نظر گرفته شده است. به منظور شبیه سازی تولید گرما در تراشه های الکترونیکی، شار حرارتی یک نواخت دیواره روی دیواره پایینی که تراشه های مولد گرما متصل شده اند، اعمال می شود. قطر نانوذرات استفاده شده نیز برابر ۲۰ نانومتر است. نتایج این مطالعه نشان داد که افزایش غلظت نانوذرات موجب افزایش ضرایب انتقال حرارت و اصطکاک می شود در حالی که مقاومت حرارتی کاهش می یابد. تفرجی و همکارانش [19]، با استفاده از شبکه عصبی مصنوعی، ضریب انتقال حرارت و عدد ناسلت جریان نانوسیال آب/TiO₂ را برای یک میکروکانال مدل سازی کردند. میکروکانال مورد نظر از ۴۰ کانال تشکیل شده است که طول هر کانال ۴ سانتی متر، عرض آن ۵۰۰ میکرومتر

و ارتفاع آن ۸۰۰ میکرومتر است. این مطالعه در چهار کسر حجمی ۰، ۰،۵، ۱ و ۲ درصد، دو مقدار رینولدز ۴۰۰ و ۱۲۰۰ و سه نرخ گرمایش مختلف شامل ۶۰/۷، ۶۹/۱ و ۷۹/۱ وات انجام شده است. در نهایت نتایج ایشان نشان داد که یک شبکه آموزش دیده، می تواند به عنوان یک روش مناسب برای آزمایش های پرهزینه و وقت گیر نانوسیال در میکروکانال به کار رود. در سال ۲۰۱۱ رشیدی و همکارانش [20]، به مطالعه عددی جریان لغزشی در یک مینی کانال با طول مشخص برابر ۲H پرداختند، که توزیع سرعت در ورودی آن یک نواخت است. این مدل سازی به صورت دوبعدی و برای جریان آرام انجام گرفته است و از اثر تراکم پذیری و گرمایش ویسکوزیته صرف نظر شده است. در ادامه آن ها با استفاده از یک روش تغییراتی مناسب، میدان جریان در داخل مینی کانال را شبیه سازی کردند و نتایج به دست آمده را با نتایج حاصل از روش های عددی محققان دیگر مقایسه کردند و اعلام داشتند که مطابقت قابل قبولی در نتایج ارائه شده وجود دارد. از آن جا که شکل سطح مقطع و اندازه کانال ها می تواند تأثیر چشم گیری بر عملکرد حرارتی و هیدرودینامیکی جریان مبدل های حرارتی داشته باشد، در پژوهشی مشتاق و همکارانش [21] به بررسی شکل های مختلف سطح مقطع میکروکانال ها برای یک مبدل حرارتی شامل ۱۶ کانال، پرداختند. آن ها یک مبدل حرارتی با جریان مخالف شبیه سازی کردند و تأثیر شکل سطح مقطع و اندازه کانال را مورد ارزیابی قرار دادند. آن ها نتیجه گرفتند که سطح مقطع دایره ای در بین دیگر هندسه های مورد بررسی، بهترین عملکرد را دارد. هم چنین بیان کردند که افزایش تعداد میکروکانال ها بازدهی مبدل و افت فشار آن را افزایش می دهد. به طور کلی چاه حرارتی میکروکانالی به دلیل نسبت بالای انتقال حرارت سطح به حجم، ثابت کرده است که در دفع گرما از سیستم های صنعتی، کارآمد است [10]. اغلب دو روش برای ارتقای عملکرد میکروچاه های حرارتی استفاده می شود. در روش اول این هدف، با تغییر در هندسه این تجهیزات دنبال می شود و در روش دوم اصلاح خواص حرارتی سیال کاری مورد توجه قرار می گیرد. این پژوهش بر ارزیابی عملکرد خنک کنندگی چاه حرارتی میکروکانال در کنار میکرولوله، با مدل سازی عددی جریان و انتقال حرارت می پردازد. نوآوری این مطالعه کاربرد دو هندسه میکروکانال و میکرولوله در کنار یکدیگر در یک چاه حرارتی است که با هدف ارتقای عملکرد میکروچاه های حرارتی

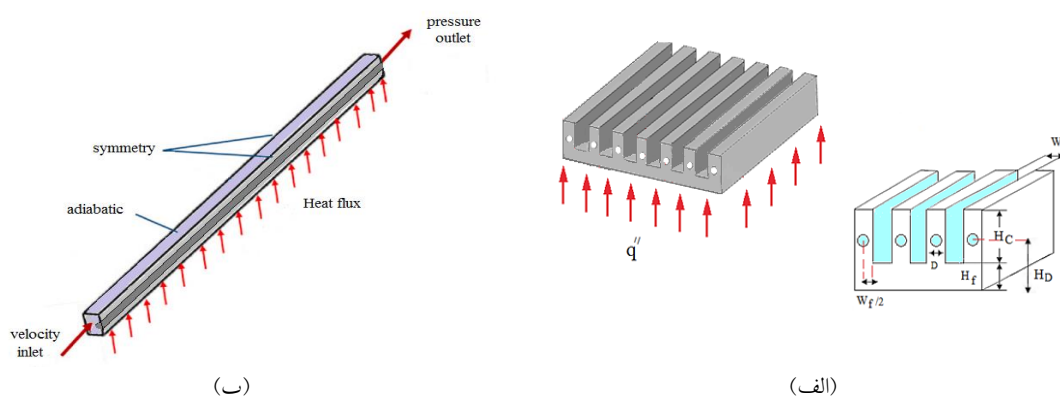
شده است.

اشاره شد که اصلی ترین هدف این پژوهش ارتقای عملکرد حرارتی میکروکانال چاه حرارتی با تغییر در هندسه آن است. در ادامه باتوجه به جدول (۱) پارامترهای ابعادی هندسی مسئله مبتنی بر شکل (۱-الف) ارائه شده است. فرض شده است که چاه حرارتی بر روی یک CPU قرار گرفته است و تنها از سطح زیرین آن شار حرارتی (50 W/cm^2) به مجموعه وارد می شود. تمامی دیواره های خارجی به جز دیواره پایینی نیز عایق در نظر گرفته شده اند. از آنجایی که معادلات ناویر-استوکس در درون دامنه محاسباتی حل خواهد شد، یک ترکیب مناسب از شرایط مرزی ورودی، خروجی، دیوار و تقارن در ناحیه محاسباتی برای ارائه شرایط فیزیکی جریان و انتقال گرما در بین کانال ها و لوله ها در نظر گرفته می شود که در شکل (۱-ب) نشان داده شده است. در ورودی جریان شرط مرزی سرعت ثابت (با مقادیر مختلف عدد رینولدز) و دمای ورودی $300/5$ کلین و در خروجی جریان شرط صفر بودن گرادیان تمامی پارامترهای جریان به جز فشار (شرط فشار خروجی ثابت) اعمال می شود. در طرفین میکرولوله های گرمایی از شرط مرزی تقارن استفاده شده است.

به منظور خنک کاری پردازنده ها، انجام شده است. نانوسیال خنک کننده نیز در این سیستم تراکم ناپذیر است و رژیم جریان، آرام در نظر گرفته شده است، زیرا جریان میکروکانال ها، باتوجه به سرعت جریان بسیار کم، با عدد رینولدز بسیار پایین مشخص می شوند. در این مطالعه نانوسیال نقره- (آب- اتیلن گلیکول ۵٪) با غلظت های صفر تا ۱٪ در نظر گرفته شده است. در ادامه ضریب انتقال حرارت، افت فشار، متوسط دمای سطح پردازنده و پارامتر PEC به عنوان پارامترهای عملکردی برای مقایسه عملکرد نانوسیال و میکرولوله، در محدوده اعداد رینولدز ۳۰۰ تا ۱۵۰۰ بررسی شده است. هم چنین عملکرد میکروکانال چاه حرارتی با وجود میکرولوله و بدون آن مقایسه شده است.

تشریح مدل

هندسه و شرایط مرزی. شکل (۱) هندسه میکروچاه حرارتی مورد نظر را نشان می دهد. در این هندسه بین هر دو کانال یک میکرولوله افزوده شده است. در ادامه با توجه به تقارن مسئله تنها یک نوار شامل یک کانال و دو نیم لوله از هندسه مسئله حل



شکل ۱ الف) هندسه مسئله و ب) شرایط مرزی

جدول ۱ پارامترهای ابعادی هندسه چاه حرارتی

پارامتر	مقدار
L_x	۱۰mm
L_y	۳۵۰μm
L_z	۱۵mm
W_f	۱۲۰μm
W_c	۸۰μm
D	۷۰μm
H_f	۱۰۰μm
H_c	۲۵۰μm
H_d	۱۷۵μm

خواص نانوسیال

افزایش قابل توجه انتقال حرارت در میکروکانالها باعث شده است که از آنها به عنوان تجهیزات دفع گرما در بسیاری از سیستمها هم چون میکروالکترونیکها استفاده شود. انتقال حرارت زیاد، اندازه کوچک، نیاز به حجم کم سیال خنک کننده از مهم ترین ویژگی میکروکانالها است. انتقال حرارت در میکروکانالها ممکن است به دلیل محدودیت در هدایت گرمایی آنها محدود شود. از این رو برای بهبود انتقال حرارت، افزودن نانوذره به یک سیال پایه مفید است. همچنین با گسترش صنعت و تجهیزات الکترونیکی در مقیاسهای کوچک که نیاز به دفع شار حرارتی بالا دارند و باتوجه به لزوم بالا بودن بازده حرارتی در چاههای حرارتی، ضرورت استفاده از نانوسیال که به تعبیری سیالات هوشمند نیز نامیده می شوند، اهمیت می یابد. از این رو در مطالعه حاضر از مخلوط آب- اتیلن گلیکول ۵۰٪ به عنوان سیال پایه در کنار نانوذرات نقره استفاده شده است و محاسبات خواص مخلوط نانوسیال براساس پژوهش سرفرازی و همکارانش [22] صورت گرفته است. چگالی، ظرفیت گرمایی ویژه، لزجت و رسانش حرارت نانوسیال بر اساس درصد حجمی نانوذرات موجود در نانوسیال توسط معادلات زیر محاسبه شده است [22].

$$\rho_{nf} = (1 - \phi)\rho_{bf} + \phi\rho_p \quad (۱)$$

$$\rho_{nf}C_{p,nf} = (1 - \phi)\rho_{bf}C_{p,bf} + \phi\rho_pC_{p,p} \quad (۲)$$

$$\mu_{nf} = \mu_{bf}(1 + 2.5\phi) \quad (۳)$$

$$k_{nf} = k_{bf}[0.981 + 0.00114T(^{\circ}C) + 30.661\phi(vol\%)] \quad (۴)$$

در این معادلات ρ چگالی، C_p ظرفیت گرمایی ویژه، μ لزجت، k رسانش حرارتی، T دما و ϕ کسر حجمی نانوذره هستند و زیرنویس bf به سیال پایه، p به نانوذرات و nf به نانوسیال اشاره دارند. در این مطالعه جریان در محدوده آرام قرار دارد. در جریان داخل میکروکانال به دلیل جریان سیال، انتقال وجود خواهد داشت که باعث تبادل گرما بین کانال و محیط اطراف (سیال کاری) می شود و این فرایندها توسط معادلات پیوستگی، مومنتوم و انرژی به صورت زیر مدل شده اند [23].

معادله پیوستگی:

$$\nabla \cdot (\rho_{nf}\vec{u}) = 0 \quad (۵)$$

معادله مومنتوم:

$$\nabla \cdot (\rho_{nf}\vec{u}\vec{u}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\mu_{nf}\nabla\vec{u}) \quad (۶)$$

معادله انرژی برای

$$\nabla \cdot (\rho_{nf}\vec{u}C_{p,nf}T) = \nabla \cdot (k_{nf}\nabla T) \quad (۷)$$

ناحیه سیال:

معادله انرژی برای

$$\nabla \cdot (k_s\nabla T) = 0 \quad (۸)$$

قسمت صلب:

در معادلات بالا $\vec{u}$ بردار سرعت و p فشار هستند. زیرنویس s نیز به خواص ناحیه جامد اشاره می کند.

ضریب انتقال حرارت کلی چاه حرارتی (h) باتوجه به این که کل عملکرد خنک کاری آن توسط فرایند جابه جایی صورت می گیرد به صورت رابطه (۹) تعریف می شود. به منظور تحلیل عملکرد کلی نانوسیال در میکروچاه حرارتی مورد نظر پارامتری تحت عنوان PEC (Performance Evaluation Criterion) به فرم ارائه شده در رابطه (۱۰) تعریف شده است که بهبود نسبی در انتقال حرارت به افت فشار را به صورت زیر نشان می دهد [23]. زیرنویس bf به سیال پایه و nf به نانوسیال اشاره دارند. متوسط دمای سطح پردازنده نیز با $T_{CPU,Mean}$ بیان شده است.

$$h = \frac{q''}{T_{CPU,Mean} - T_{in}} \quad (۹)$$

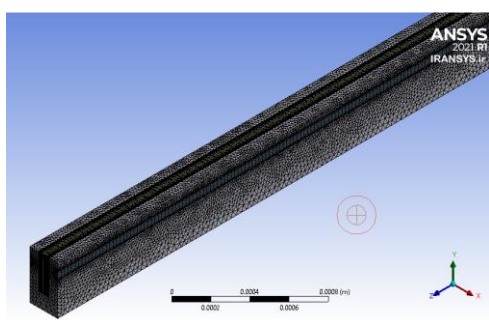
$$PEC = \frac{h_{nf}/h_{bf}}{\Delta p_{nf}/\Delta p_{bf}} \quad (۱۰)$$

فرایند حل، استقلال نتایج از شبکه، اعتبارسنجی

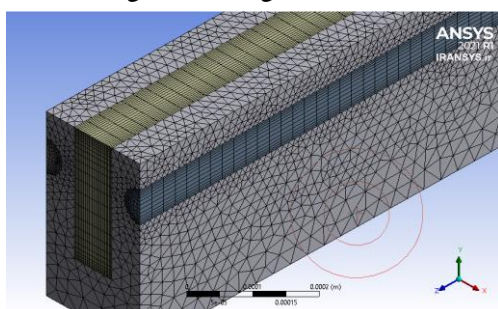
در این مقاله به منظور حل معادلات بیان شده، از متد UPWIND مرتبه دوم برای حل معادله مومنتوم و همچنین روش سیمپل با شبکه فشار جابه جا شده برای کوپل میدان سرعت و فشار استفاده شده است. قید هم گرایی نیز مقدار 10^{-8} برای معادله انرژی و 10^{-6} برای دیگر معادلات بر اساس باقی مانده مقیاس شده تنظیم شده است. در تحقیق حاضر، برای بررسی استقلال نتایج از شبکه بندی هندسه، چندین شبکه با ابعاد مختلف (درشت و ریز) انتخاب شده و پارامتر افت فشار و اختلاف دمای ورودی و خروجی سیال، به عنوان پارامترهای معیار در نظر گرفته شده اند.

جدول ۲ نتایج تحلیل استقلال شبکه

ΔT [K]	تعداد شبکه ($\times 10^5$)
۲/۵	۱۰
۳/۱	۱۴
۳/۴	۲۰
۳/۶	۴۰
۳/۸	۶۰
۳/۸	۸۰
۳/۸	۱۰۰

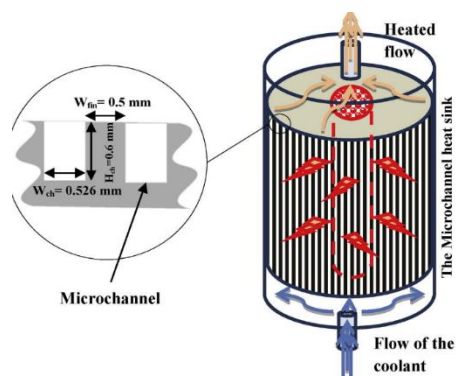


الف) نمای کلی شبکه محاسباتی



ب) نمای بزرگ شده از شبکه محاسباتی

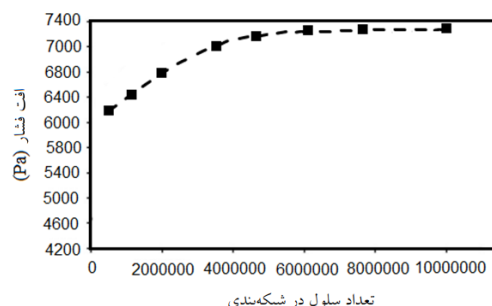
شکل ۳ نمایی از شبکه محاسباتی استفاده شده



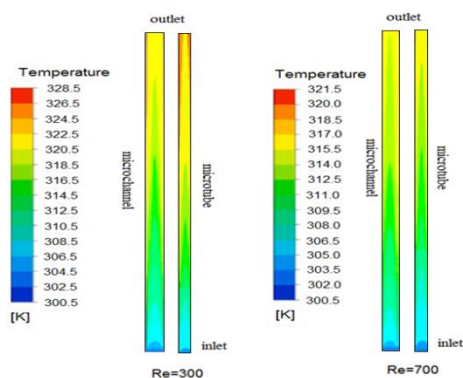
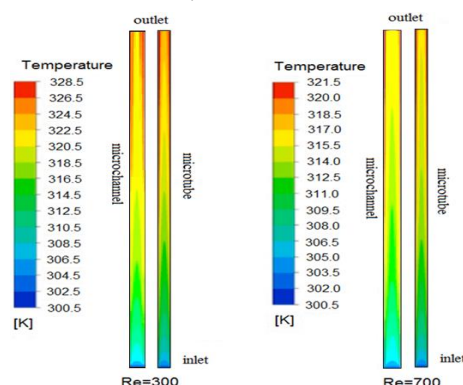
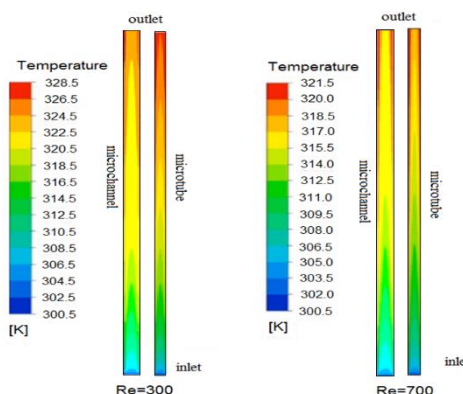
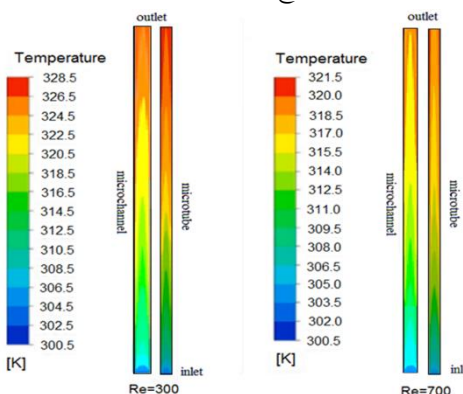
شکل ۴ هندسه مرجع [11]

شکل (۲) افت فشار در طول کانال را برحسب تعداد سلول‌های شبکه‌بندی، نشان می‌دهد. در جدول (۲) نیز نتایج تحلیل استقلال شبکه‌بندی، براساس اختلاف دمای سیال خنک‌کننده در ورودی و خروجی (ΔT) ارائه شده‌است. در این بخش، عدد رینولدز برابر ۷۰۰ و سیال نیز نانو سیال ۰/۱٪ است. همان‌طور که مشخص است با ریز شدن شبکه، نتایج به یک مقدار معین هم‌گرا می‌شوند. مطابق با این نتایج، برای شبکه‌بندی کمتر از ۸۰۰۰۰ سلول نتایج کاملاً وابسته به تعداد شبکه است، اما برای تعداد بیشتر از ۶۰۰۰۰۰ سلول، نتیجه تقریباً ثابت است و لذا سرانجام شبکه با تعداد ۶۰۰۰۰۰ سلول انتخاب شد. به‌منظور گسسته‌سازی میدان حل در روی سطح، شبکه به‌صورت شبکه بی‌سازمان و در درون حجم میکروکانال و لوله شبکه به‌صورت شبکه با سازمان استفاده شده‌است. شکل (۳) نمای کلی و نمای بزرگ‌شده از شبکه محاسباتی برای هندسه مسئله را نشان می‌دهد.

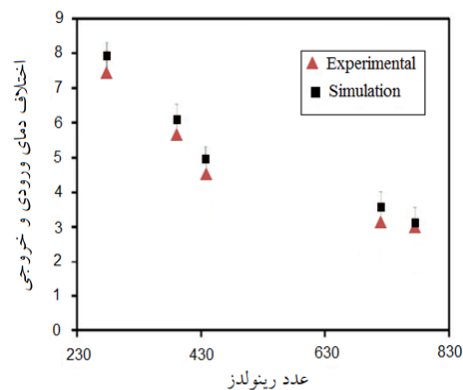
به‌منظور بررسی صحت داده‌های حاصل از شبیه‌سازی حاضر، نتایج حاصل با نتایج کار تجربی عزیزی و همکاران [11] مقایسه شد. برای این منظور شار حرارتی ثابت ۵۰ کیلو وات بر متر مربع اعمال شد و برای اعداد رینولدز متفاوت، داده‌های مربوط به دمای ورودی و خروجی میکروکانال برای سیال خالص (آب) استخراج شد. در شکل (۴) هندسه کار عزیزی، و در نمودار شکل (۵) اختلاف دمای ورودی و خروجی به‌دست آمده از میکروکانال برای اعداد رینولدز مختلف و شار حرارتی $50 \text{ (Kw/m}^2\text{)}$ طبق اطلاعات مرجع [11] ارائه شده‌است. باتوجه به این نمودار مشاهده می‌شود که نتایج آزمایشگاهی این مرجع و شبیه‌سازی حاضر، رفتار مشابهی دارند و حداکثر خطا در مطالعه حاضر تقریباً برابر ۶ درصد است.



شکل ۲ بررسی افت فشار در طول کانال برحسب تعداد سلول در شبکه‌بندی هندسه

(الف) $\phi=0\%$ (ب) $\phi=0.1\%$ (ج) $\phi=0.5\%$ (د) $\phi=1\%$

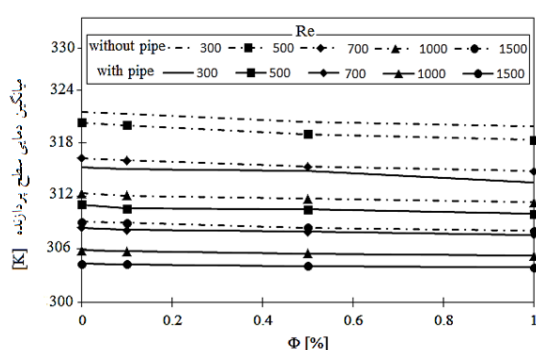
شکل ۶ توزیع دما در طول میکرولوله و میکروکانال

شکل ۵ مقایسه نتایج شبیه سازی حاضر با نتایج آزمایشگاهی
مرجع [11]

تحلیل نتایج

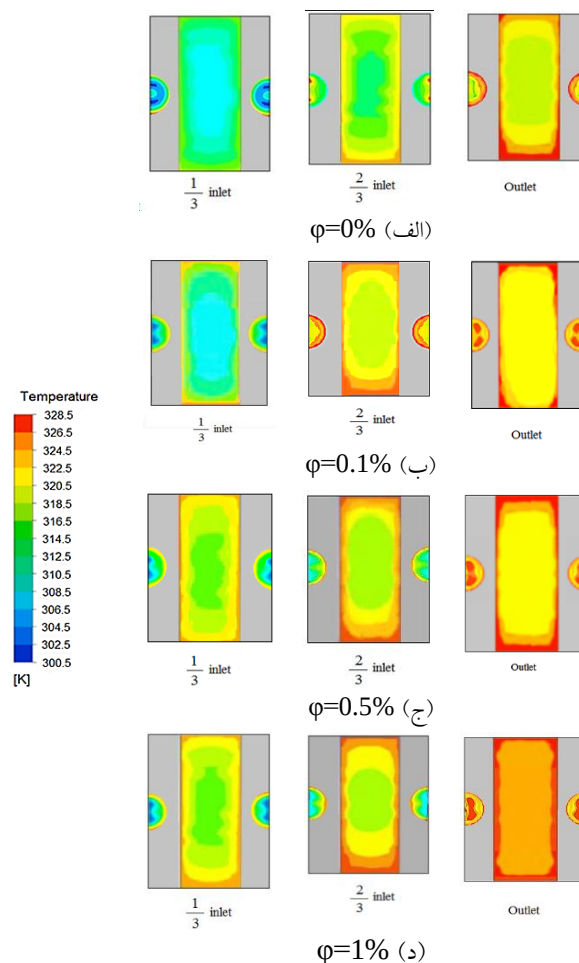
در شکل های (۶ و ۷) به منظور بررسی فیزیک جریان داخلی میکروچاه گرمایی، کانتور دما در دامنه محاسباتی کانال و لوله، برای کسر حجمی و رینولدزهای متفاوت، ارائه شده است. بدیهی است که جریان سیال خنک ورودی، در امتداد مجراها و در معرض شار حرارتی، گرم تر می شود و باتوجه به شکل (۷) در تمامی حالت ها دیواره جریان داغ تر از قسمت مرکزی آن است. مشخص است که برای رینولدز ۷۰۰ در مقایسه با رینولدز ۳۰۰ تغییرات دمایی سیال در طول میکروکانال و لوله، کمتر است که علت آن را می توان بالا بودن سرعت جریان و قوی تر بودن قدرت جابه جایی جریان در راستای خود نسبت به قدرت پخش رسانش حرارتی در مسیر عمود بر جریان دانست. به طور کلی در رینولدزهای کوچک تر به دلیل پایین تر بودن قدرت جابه جایی جریان، پخش حرارتی در مسیر عمود بر جریان، بهتر اتفاق می افتد. و افزایش غلظت نانو ذرات این پدیده را سرعت می بخشد. از طرفی در رینولدزهای بزرگ تر به دلیل بالا بودن دبی، دمای جریان در طول مجراها تغییر کمتری دارد و در نتیجه توزیع دمای یکنواخت تری را خصوصاً در نیمه انتهایی مجراها نشان می دهد؛ به طور مثال در رینولدز ۷۰۰ با کسر حجمی ۱٪، میانگین دمای خروجی از میکروکانال و میکرولوله تقریباً برابر ۳۱۹ درجه کلوین است و در رینولدز برابر ۳۰۰ برابر ۳۲۷/۲ درجه است و برای کسر حجمی ۰/۵٪ این مقادیر به ترتیب برابر ۳۱۶/۱ و ۳۲۵/۶ درجه کلوین است، که در حالت بدون میکرولوله برای رینولدز ۷۰۰ با کسر حجمی ۱٪، دمای خروجی سیال برابر با ۳۱۶/۵ و در رینولدز ۳۰۰ برابر ۳۲۲/۳ درجه کلوین است.

روند کاهش دمای متوسط سطح را در اثر افزایش نانوذرات نشان می‌دهد. مشخص است که عملکرد نانوذرات در رینولدزهای پایین بهتر است و افزودن غلظت نانوذرات در رینولدزهای پایین‌تر موجب شده که دمای سطح پردازنده تغییر بیشتری داشته باشد. از سوی دیگر افزودن شدن میکرولوله دارای عملکرد بسیار قوی‌تری است. به‌طور کلی در این سیستم خنک-سازی شامل میکرولوله و میکروکانال، جریان نانوسیال از طریق میکروکانال و میکرولوله‌های تعبیه شده عبور می‌کند و در یک حجم کوچک توانایی خنک‌کاری بالایی دارد.



شکل ۸ میانگین دمای سطح پردازنده برای دو حالت چاه حرارتی دارای میکرولوله و بدون میکرولوله

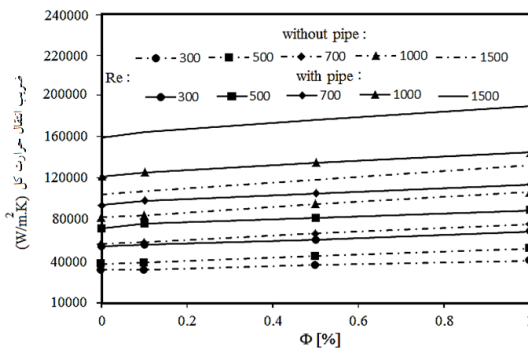
در نمودار شکل (۹) مشاهده می‌شود که ضریب انتقال حرارت نانوسیال آب اتیلن گلیکول ۵۰٪ از سیال خالص بیشتر است به این‌صورت که میزان افزایش ضریب انتقال حرارت جابه‌جایی برای کسر حجمی ۱٪، ۵٪، ۱۰٪ و ۱٪ در رینولدز ۱۰۰۰ به ترتیب ۴/۴٪، ۸/۸٪، ۱۲/۳٪ افزایش داشته‌است که این میزان افزایش برای رینولدز ۳۰۰ به ترتیب ۶/۶٪، ۴/۴٪، ۱۰٪ و ۱۴/۶٪ است. علت آن‌که نانوسیال بهترین عملکرد را از خود نشان می‌دهد این است که ضریب هدایت حرارتی و ظرفیت گرمایی ویژه دو عامل اصلی در تعیین قابلیت انتقال حرارت نانوسیال است که باعث افزایش قابلیت حمل حرارت نسبت به سیال پایه می‌گردد. همچنین با افزایش عدد رینولدز یا به عبارتی دیگر، با افزایش نرخ دبی جریان عبوری از میکروکانال می‌توان ضریب انتقال حرارت را افزایش داد و گرمای بیشتری از سطح پردازنده دفع کرد. ضریب انتقال حرارت در اعداد رینولدز مختلف و مقادیر مختلف نانوذرات برای دو حالت دارای میکرولوله و بدون آن در شکل (۱۰) مقایسه شده‌است. خطوط خط‌چین مربوط به



شکل ۷ توزیع دما در مقاطع عرضی میکرولوله و میکروکانال برای رینولدز ۳۰۰

بنابراین وجود میکرولوله به دلیل بهبود دسترسی انتقال حرارت در قسمت‌های مختلف تجهیز به جریان سیال خنک-کننده و کاهش مقاومت حرارتی نقاط دور دست پردازنده، باعث شده‌است که میزان گرمای بیشتری از سطح پردازنده جذب گردد. همچنین در میکرولوله به دلیل کوچک‌تر بودن سطح مقطع جریان، انتقال حرارت در راستای عمودی بسیار قوی‌تر عمل کرده‌است و در نتیجه تغییرات دمایی بسیار بیشتری مشاهده می‌شود.

اثر افزایش نانوذرات و میکرولوله را می‌توان براساس میانگین دمایی سطح پردازنده نیز بررسی کرد. با افزایش غلظت نانوذرات و بهبود عملکرد انتقال حرارت در سیستم دمای سطح پردازنده نیز کاهش می‌یابد. زیرا نیاز به گرادیان دمایی کمتری برای انتقال حرارت تولید شده در پردازنده به سیال جاری وجود دارد. این نتیجه در نمودار شکل (۸) ارائه شده‌است. این شکل



شکل ۱۰ مقایسه ضریب انتقال حرارت کلی چاه حرارتی برای دو هندسه دارای میکرولوله و بدون میکرولوله

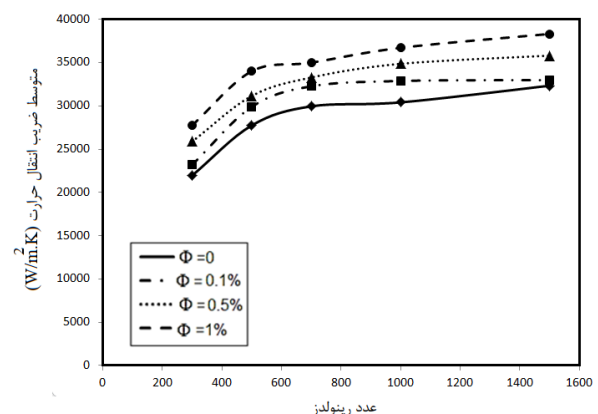
جدول ۳ درصد افزایش ضریب انتقال حرارت کلی سیستم دارای میکرولوله

رینولدز	سیال پایه	$\Phi=1\%$
۳۰۰	۵۸٪/۴	۵۰٪/۵
۵۰۰	۷۲٪/۵	۶۸٪/۷
۷۰۰	۶۳٪/۳	۵۷٪/۳
۱۰۰۰	۵۰٪/۱	۴۵٪
۱۵۰۰	۵۰٪/۹	۴۸٪/۹

در بررسی عملکرد میکروچاه‌های حرارتی باید به افت فشار نیز توجه داشت. زیرا افت فشار جریان در یک کانال باعث می‌شود که توان بالاتری برای پمپ کردن سیال جاری در مجاری مورد نیاز باشد. به‌طور کلی لازمه کارایی بهینه یک مبدل حرارتی وجود افت فشار کم و نرخ انتقال حرارت بالا است. در شکل (۱۱) مقایسه میزان افت فشار کلی میکروچاه حرارتی در رینولدزهای مختلف و بعد از افزودن میکرولوله ارائه شده است.

به‌طور کلی اضافه کردن یک نانوذره به سیال پایه باعث افزایش ویسکوزیته آن می‌شود. افزایش ویسکوزیته، افت فشار جریان سیال را به دنبال خواهد داشت. هرچه کسر حجمی نانوذره در سیال افزایش پیدا کند میزان ویسکوزیته و به دنبال آن افت فشار نیز بیشتر می‌شود. از طرفی با افزایش سرعت سیال نیز افت فشار افزایش پیدا می‌کند که در شکل (۱۱) مشخص است. از این نمودار می‌توان نتیجه گرفت که با زیاد شدن کسر حجمی نانوذرات، افت فشار افزایش می‌یابد. همچنین با زیاد شدن عدد رینولدز نیز افت فشار افزایش پیدا کرده است؛ به‌طور

حالت فاقد میکرولوله و خطوط ممتد مربوط به حالت دارای میکرولوله هستند. این تصویر نشان می‌دهد که افزایش نانوذرات و بالا بردن غلظت نانوسیال در تمامی حالات موجب افزایش ضریب انتقال حرارت می‌گردد. از سوی دیگر هر چه مقدار رینولدز جریان درون سیستم بالاتر باشد اثر افزایش غلظت نانوذرات نیز بیشتر است. مقایسه دو حالت دارای میکرولوله و حالت فاقد آن نشان می‌دهد که افزودن میکرولوله موجب افزایش قابل توجهی در ضریب انتقال حرارت کلی سیستم می‌شود، به‌طوری‌که ضریب جابه‌جایی جریان برای سیال پایه دارای رینولدز ۳۰۰، در سیستم دارای میکرولوله تقریباً ۵۸/۴٪ بیشتر از حالت بدون میکرولوله است و یا در رینولدز ۱۵۰۰ برای سیال پایه این افزایش تقریباً برابر ۵۰/۹٪ است، زیرا وجود میکرولوله در کنار کانال موجب می‌شود تبادل حرارت میان بدنه و سیال افزایش یابد و از سوی دیگر مجزا بودن مسیر میکروکانال و لوله و ایجاد اختلاط دمایی بیشتر در جریان سیال، موجب می‌شود که دمای سیال در طول دیواره مسیر کمتر افزایش یابد و اختلاف حرارت بین سیال و جامد حفظ شود که این خود موجب افزایش نرخ انتقال حرارت می‌گردد و با افزایش کسر حجمی ذرات نانو نیز افزایش می‌یابد. در جدول ۳ درصد افزایش ضریب انتقال حرارت کلی سیستم برای حالت دارای میکرولوله نسبت به حالت بدون آن، برای کمترین و بیشترین درصد کسر حجمی بررسی شده در این پژوهش ارائه شده است.



شکل ۹ تغییرات ضریب انتقال حرارت جابه‌جایی برای مجموعه چاه گرمایی روی دیواره تحت شار حرارتی برحسب عدد رینولدز و کسر حجمی نانوذرات

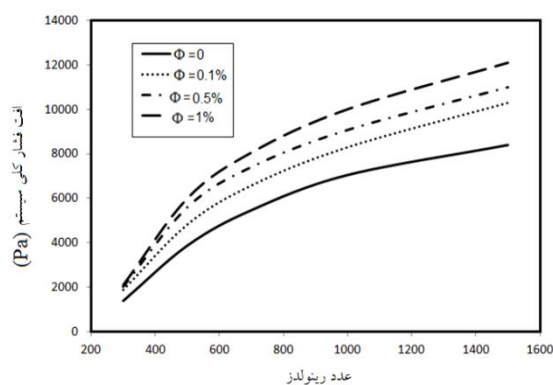
بیشتر به انرژی، برای به جریان در آوردن سیال خنک کننده می-گردد. از این رو باید در بررسی راندمان عملکرد تأثیر افزایش انتقال حرارت و افت فشار به صورت هم زمان مورد توجه قرار گیرد.

همان طور که مشخص است، همه غلظت های نانوسیال آب/اتیلن گلیکول ۵۰٪-، دارای مقدار PEC بزرگ تر از ۱ هستند که با افزایش غلظت ذرات نانو نیز افزایش می یابد و اشاره به برتری نانوسیال در مقایسه با سیال خالص دارد. نتایج نشان می دهد که PEC با افزایش کسر نانوافزودنی افزایش می یابد، اما در تمامی غلظت ها، افزایش عدد رینولدز در ابتدا منجر به افزایش و سپس کاهش PEC می شود. حداکثر PEC برابر ۱/۳ است که در رینولدز برابر ۵۰۰ و کسر حجمی ۱٪ رخ می دهد. همچنین حداقل PEC برابر ۱/۰۱ است و برای رینولدز ۱۵۰۰ و کسر حجمی ۰/۱٪ است. اما به طور کلی افزودن نانوسیال باعث ارتقای عملکرد حرارتی سیستم شده است.

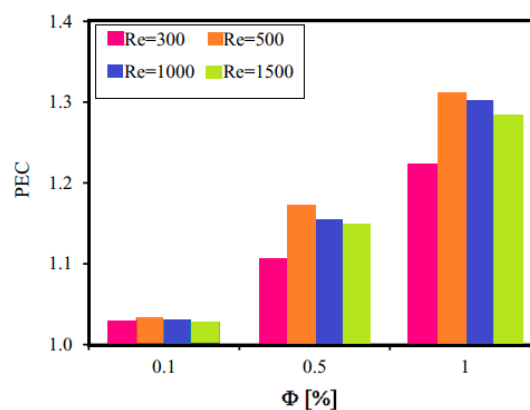
نتیجه گیری کلی

باتوجه به حساسیت عملکرد قطعات الکترونیکی به افزایش دما، طراحی گرمایی مناسب این تجهیزات، برای دفع شار حرارتی بالا، مورد نیاز است و از آن جایی که سیستم های مورد استفاده روزبه روز در حال کوچک شدن در مقیاسشان هستند، محققان در حوزه های مختلف را به تحلیل جریان سیال در مینی و میکروکانال ها علاقه مند کرده است. میکروکانال های چاه گرمایی به دلیل دارا بودن ضریب انتقال حرارت جابه جایی بالا و دفع شار حرارتی بالا در حجم کوچک، به عنوان یکی از جدی ترین گزینه های خنک کاری تجهیزات الکترونیکی پرمصرف، مطرح می شوند. در پژوهش حاضر، چاه حرارتی میکروکانالی شامل تعدادی میکروکانال موازی است که برای کنترل دما بر روی یک منبع گرم مانند CPU کامپیوتر قرار گرفته است. جریان درون کانال ها آرام، دائمی و سیال تراکم ناپذیر است. در این مطالعه به بررسی اثر مثبت افزودن میکرولوله به یک هیت سینک دارای میکروکانال و نیز اثر استفاده از نانوسیال زیستی نقره- (آب-اتیلن گلیکول ۵۰٪) در غلظت های مختلف پرداخته شد. مشاهده شد که افزوده شدن میکرولوله به سیستم، عملکرد حرارتی آن را بسیار بهبود می بخشد به طوری که که ضریب

مثال درصد افزایش افت فشار در نانوسیال برای درصدهای نانوذره ۱/۰۵، ۰/۵ و ۱٪ در رینولدز برابر ۱۵۰۰ به ترتیب ۱۱/۰۹، ۲۳/۴ و ۳۵/۶ درصد است. نتایج نشان می دهد که این افزایش افت فشار در رینولدزهای مختلف تقریباً نسبت یکسانی دارد. برای مقایسه کلی بین بهبود عملکرد حرارتی و هزینه پمپاژ افزوده شده به سیستم پارامتر PEC تعریف شده است که با مبنا قرار دادن یک حالت، اثر تأثیرات حرارتی و هیدرولیکی را به صورت هم زمان در نظر می گیرد. در این جا با تعریف حالت سیال پایه به عنوان حالت مبنا، در شکل (۱۲) حالات مختلف با یکدیگر مقایسه شده اند. این نمودار نشان می دهد که افزوده شدن نانو سیال به سیستم در حالت های مختلف اثر یکسانی ندارد.



شکل ۱۱ مقایسه میزان افت فشار کلی سیستم در رینولدز و غلظت های مختلف



شکل ۱۲ نمودار PEC

افزودن نانوذرات به سیال پایه از یک سو باعث افزایش انتقال حرارت می شود و از سوی دیگر سبب افزایش افت فشار و نیاز

فاصله میکروکانال از کف	H_f	جابه جایی جریان برای نانوسیال با کسر حجمی ۱٪ در رینولدز
ضریب انتقال حرارت کلی چاه حرارتی	h	۳۰۰، برای سیستم دارای میکرولوله تقریباً ۵۰/۵۲٪ بیشتر از
طول میکروچاه حرارتی در راستای X	L_x	حالت بدون میکرولوله است و برای رینولدز ۱۵۰۰ در همین
طول میکروچاه حرارتی در راستای Y	L_y	شرایط این افزایش برابر ۴۸/۸۷٪ است اما در مقابل به طور قابل
طول میکروچاه حرارتی در راستای Z	L_z	توجهی توان پمپاژ مصرفی سیستم را افزایش می دهد. از دیگر
فشار	p	نتایج به دست آمده از این پژوهش می توان به اثر افزایش انتقال
معیار ارزیابی عملکرد	PEC	حرارت با افزوده شدن غلظت نانوسیال اشاره کرد همچنین
دما	T	حضور میکرولوله باعث کاهش چشم گیر دمای متوسط سطح
بیشینه دمای سطح پردازنده	$T_{CPU,Max}$	پردازنده می شود و افزایش نانوذررات افزایش کارایی سیستم را
متوسط دمای سطح پردازنده	$T_{CPU,Mean}$	به دنبال دارد زیرا همه غلظت های نانوسیال آب اتیلن گلیکول
کمینه دمای سطح پردازنده	$T_{CPU,min}$	۵۰٪ - نقره، دارای مقدار $PEC > 1$ هستند.
عرض میکروکانال	W_c	
بردار سرعت	$\vec{u}$	واژه نامه
رسانش حرارتی	k	CPU پردازنده
نمادهای یونانی		Heat sink چاه گرمایی
چگالی	ρ	Heat transfer coefficient ضریب انتقال حرارت
لزجت	μ	Micro channel میکروکانال
کسر حجمی نانوذر	ϕ	Micro tube میکرولوله
		Nano fluid نانو سیال
زیر نویس		particles Nano نانوذررات
بدنه چاه حرارتی	s	
سیال پایه	bf	فهرست نمادها
نانوسیال	nf	Cp ظرفیت گرمایی ویژه
		D قطر میکرولوله
		H_D فاصله میکرولوله از کف
		H_C طول میکروکانال

مراجع

1. Sohel, M. R., Saidur, R., Sabri M. F., Kamalisarvestani, M., Elias, M. M., Ijam, A., "Investigating the Heat Transfer Performance and Thermophysical Properties of Nanofluids in a Circular Micro-Channel", *International Communications in Heat and Mass Transfer*, Vol. 42, Pp. 75-81, (2013).
2. Kim, S. M., Mudawar, I., "Review of Databases and Predictive Methods for Heat Transfer in Condensing and Boiling Mini/Micro-Channel Flows", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 77, Pp. 627-652, (2014).
3. Dehghan, M., Mahmoudi, Y., Valipour, M. S, Saedodin, S., "Combined Conduction-Convection-Radiation Heat Transfer of Slip Flow inside a Micro-Channel Filled with a Porous Material", *Transport in Porous Media*, Vol. 108,

- Pp. 413-436, (2015).
4. Keepaiboon, C., Wongwises, S., "Two-Phase Flow Patterns and Heat Transfer Characteristics of R134a Refrigerant during Flow Boiling in a Single Rectangular Micro-Channel", *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 66, Pp. 36- 45, (2015).
 5. Gamrat, G., Favre-Marinet, M., Asendrych, D., "Conduction and Entrance Effects on Laminar Liquid Flow and Heat Transfer in Rectangular Microchannels", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 48, No. 14, Pp. 2943-2954, (2005).
 6. Bar-Cohen, A., "Gen-3 Thermal Management Technology: Role of Microchannels and Nanostructures in an Embedded Cooling Paradigm", *Journal of Nanotechnology in Engineering and Medicine*, Vol. 4, No. 2: 020907 (3 pages), (2013).
 7. Colgan, E. G., Furman, B., Gaynes, M., Graham, W.S., LaBianca, N.C., Magerlein, J.H., Polastre, R.J., Rothwell, M.B., Bezama, R.J., Choudhary, R., Marston, K.C., "A Practical Implementation of Silicon Microchannel Coolers for High Power Chips", *IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies.*, Vol. 30, No. 2, Pp. 218-225, (2007).
 8. Lee, J., Mudawar, I., "Low-Temperature Two-Phase Microchannel Cooling for High-Heat-Flux Thermal Management of Defense Electronics", *IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies.* Vol. 32, No. 2, Pp. 453-465, (2009).
 9. Solovitz, S.A., Stevanovic, L.D., Beaupre, R.A., "Micro-Channel Thermal Management of High Power Devices", *In Twenty-First Annual IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition. APEC'06*, Mar 19 (2006).
 10. Tuckerman, D.B., Pease, R.F., "High-Performance Heat Sinking for VLSI", *IEEE Electron Device Letters.* Vol. 2, No. 5, Pp. 126-129., (1981).
 11. Azizi, Z., Alamdari, A., Malayeri, M.R., "Convective Heat Transfer of Cu–Water Nanofluid in a Cylindrical Microchannel Heat Sink", *Energy Conversion and Management*, Vol. 101, Pp. 515-524, (2015).
 12. Ho, C.J., Wei, L.C., Li, Z.W., "An Experimental Investigation of Forced Convective Cooling Performance of a Microchannel Heat Sink with Al₂O₃/Water Nanofluid", *Applied Thermal Engineering.* Vol. 30, No. 2-3, Pp. 96-103, (2010).
 13. Chen, C.H., Ding, C.Y., "Study on the Thermal Behavior and Cooling Performance of a Nanofluid-Cooled Microchannel Heat Sink", *International Journal of Thermal Sciences.* Vol. 50, No. 3, Pp. 378-384., (2011).
 14. Lelea, D., "The Performance Evaluation of Al₂O₃/Water Nanofluid Flow and Heat Transfer in Microchannel Heat Sink", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 54, No. 17-18, Pp. 3891-3899, (2011).
 15. Pourmehran, O., Rahimi-Gorji, M., Hatami, M., Sahebi, S.A., Domairry, G., "Numerical Optimization of Microchannel Heat Sink (MCHS) Performance Cooled by KKL Based Nanofluids in Saturated Porous Medium", *Journal of the Taiwan Institute of Chemical Engineers*, Vol. 55, Pp. 49-68, (2015).
 16. Chein, R., Huang, G., "Analysis of Microchannel Heat Sink Performance Using Nanofluids", *Applied Thermal Engineering.* Vol. 25, No.17-18, Pp. 3104-3114, (2005).
 17. Li, J., Kleinstreuer, C., "Thermal Performance of Nanofluid Flow in Microchannels", *International Journal of Heat*

- and Fluid Flow*, Vol. 29, No. 4, Pp. 1221-1232, (2008).
18. Ghasemi, S.E., Ranjbar, A.A., Hosseini, M.J., "Thermal and Hydrodynamic Characteristics of Water-Based Suspensions of Al_2O_3 Nanoparticles in a Novel Minichannel Heat Sink", *Journal of Molecular Liquids*, Vol. 230, Pp. 550-556., (2017).
 19. Tafarroj, M.M., Mahian, O., Kasaeian, A., Sakamatapan, K., Dalkilic, A.S., Wongwises, S., "Artificial Neural Network Modeling of Nanofluid Flow in a Microchannel Heat Sink Using Experimental Data", *International Communications in Heat and Mass Transfer*. Vol. 86, Pp. 25-31., (2017).
 20. Rashidi, M.M., Ganji, D.D., Shahmohamadi, H., "Variational Iteration Method for Two-Dimensional Steady Slip Flow in Micro-Channels", *Archive of Applied Mechanics*, Vol. 81, No. 11, Pp. 1597-1605, (2011).
 21. Hasan, M.I., Rageb, A.A., Yaghoubi, M., Homayoni, H., "Influence of Channel Geometry on the Performance of a Counter Flow Microchannel Heat Exchanger", *International Journal of Thermal Sciences*, Vol. 48, No. 8, Pp. 1607-1618, (2009).
 22. Sarafraz, M.M., Hormozi, F.J., "Intensification of Forced Convection Heat Transfer Using Biological Nanofluid in a Double-Pipe Heat Exchanger", *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 66, Pp. 279-289, (2015).
 23. Al-Rashed, A.A., Shahsavar, A., Rasooli, O., Moghimi, M.A., Karimipour, A., Tran, M.D., "Numerical Assessment into the Hydrothermal and Entropy Generation Characteristics of Biological Water-Silver Nano-Fluid in a Wavy Walled Microchannel Heat Sink", *International Communications in Heat and Mass Transfer*, Vol. 104, Pp. 118-126, (2019).

Investigating the Effects of Geometric Defects and Temperature Changes on the Fracture Behavior of Boron Carbide Monocrystalline Structure by Molecular* Dynamics

Alireza Albooyeh^{*1}, Ali Dadrasi²

Mohammadamin Razavikia³

1. Introduction

The discovery of graphene with a hexagonal structure in 2004 attracted the attention of researchers to two-dimensional structures such as boron nitride, phosphorus, silica, graphene, etc. Boron carbide (BC_3), with low density and special mechanical properties, has applications in industry such as the production of abrasives, armor, thermoelectrics, and neutron detectors. This two-dimensional structure was identified by Tanaka et al. through epithelial growth at NbB_2 levels. This structure has been introduced as the hardest material after diamond and cubic boron nitride. Moreover, the composites of this ceramic have high strength, low hardness, and low specific gravity. The mentioned properties make BC_3 a suitable option for experimental studies and simulations.

This is a numerical study on the two-dimensional structure of BC_3 based on molecular dynamics simulations. Mechanical properties including Young modulus, stress, and strain at break point were calculated. The effects of circular defect position with a fixed radius at different locations of the structure were studied. Moreover, the influence of increasing the temperature from 100 to 1000 K on the mechanical properties of the structure was investigated.

2. Calculation methods

In this study, molecular dynamics simulations in Lamps software were used to measure the mechanical properties of BC_3 . The zigzag and armature directions were considered along the X

and Y axes, and the Tressof potential was used to depict the interactions between boron and carbon atoms, as well as the interaction of bonds. Moreover, the circular defects and temperatures changes as two effective elements on the mechanical properties were investigated. During the simulation, structures were balanced under NPT conditions and an integrated plate with dimensions of $200A \times 200A$ with 13376 atoms was formed and put under axial tensile loading.

3. Results and discussion

The effect of circular defect position

A circular defect with a radius of 15 angstroms was created in five positions on the structure containing 33, 66, 100, 133 and 166 angstroms. Figure 1 shows a schematic of the circular defect and its position at the center of the boron carbide structure.

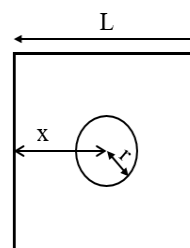


Figure 1. A schematic of the circular defect and its location at the center of the BC_3 structure

The structure was put under tensile loading at 300K. Figure 2 shows the stress-strain diagram in the presence of a defect in five positions. The results showed that the lowest amount of mechanical properties occurred in the case of a circular defect at the center of the BC_3 plate (X_{100}) and the highest amount happened in the X_{166} position. The value of the Young modulus has risen from 741.01 GPa in the X_{66} position to 749.04 GPa in the X_{166} position, indicating an increase of 1.08%. This increasing behavior is also observed for stress and strain properties at the breaking point. It should be noted that at high stresses, defects with energy gain cause the atoms to become out of their steady state and the growth of the defect occurs.

* Manuscript received: Junery,10 , 2022; Revised, April , 4 , 2022, Accepted, April, 27 , 2022.

¹ Corresponding author. Assistant Professor, School of Engineering, Damghan University, Damghan, Iran.

Email: a.albooyeh@du.ac.ir

² Assistant Professor, Mechanical Engineering, Azad Shahrood University, Shahrood, Iran.

³ BSc. Student, School of Engineering, Damghan University, Damghan, Iran.

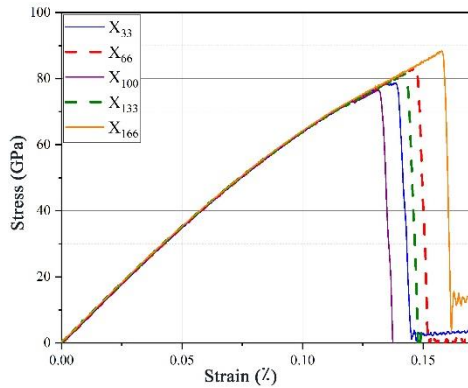


Figure 2. Stress-strain diagram of BC₃ on zigzag direction and five circular defect position

The influence of temperature with fixed position of circular defect

Given that in the previous section, the best results were observed in the X₁₆₆ position, the structure with this defect position was examined at five temperatures of 100, 200, 300, 700, and 1000 K. Figure 3 shows the changes in stress and Young modulus with respect to temperature.

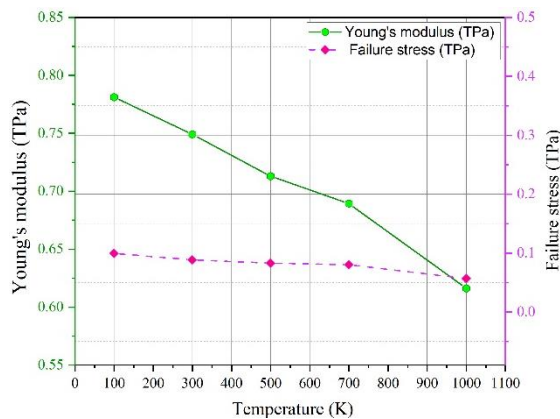


Figure 3. The changes in Young modulus and stress at the breaking point of BC₃ structure for different temperatures

The results showed that the mechanical properties decreased with increasing temperature. The values of Young modulus has risen from 781.21 GPa for temperature of 100K to 749.49, 712.98, 689.33 and 616.19 GPa for temperatures of 300, 500, 700 and 1000 K, which shows a decrease of 4.11%, 8.73%, 11.76%, and 21.12%, respectively. The value of stress at break point decreased from 99.59 GPa at temperature of 100 K to 56.71 GPa at 1000 K, which indicated a decreasing percentage of 57.61%.

Figure 4 shows the failure process of a carbide structure with a defect in the X₁₆₆ position at three different temperatures. It can be seen that with increasing strain, the concentration of stress around the defect increases, which causes failure in the structure.

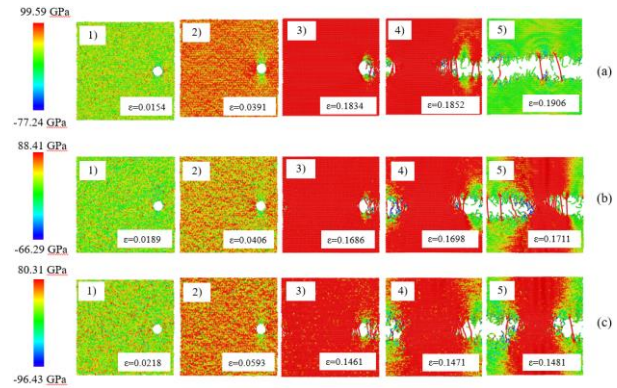


Figure 4. Crack propagation scenarios theoretically captured for BC₃ structure at (a) 100K, (b) 300K, (c) 700K for constant circular defects on X₁₆₆

4. Conclusion

In this study, the mechanical properties of two-dimensional structure of BC₃ in the zigzag direction were investigated. Circular defect position and temperature changes as two affecting elements on the Young modulus, failure stress, and strain were studied. The results showed that the presence of a circular defect changes the mechanical properties. As its location approached the center of the structure from the edges, the mechanical properties decreased. The effect of five different temperatures of 100 K to 1000 K was investigated. The results showed a decrease of 21.12% in the Young modulus. Moreover, the amount of failure stress and strain of 1000 K was reduced by 43.05% and 46.19% compared to 100 K, respectively.

بررسی تأثیر عیوب هندسی و تغییرات دما بر رفتار شکست ساختار مونوکریستال کاربید بور به روش دینامیک مولکولی*

مقاله پژوهشی

علیرضا آلبویه^(۱) علی دادرسی^(۲) محمد امین رضوی کیا^(۳)

چکیده کاربید بور (BC_3) یکی از مواد دوبعدی نوظهور می باشد که خواص شیمیایی، مکانیکی و حرارتی منحصر به فردی را به نمایش گذاشته است. در این مقاله، خواص مکانیکی ساختار کاربید بور با بهره گیری از شبیه سازی دینامیک مولکولی مورد بررسی قرار گرفت. با استفاده از پتانسیل ترسوف و شرایط مرزی دوره ای، دو آلمان جایگاه نقص دایروی و تغییرات دما بر ساختار کاربید بور مورد تجزیه و تحلیل قرار گرفتند. نتایج به دست آمده از شبیه سازی تست کشش بر ساختار کاربید بور نشان داد که کم ترین مقدار مدول یانگ و نیز تنش و کرنش در نقطه شکست در نمونه دارای نقص در مرکز ساختار اتفاق افتاد. همچنین با تغییر جایگاه نقص به سمت لبه ها، خواص مکانیکی افزایش یافت. با تغییر جایگاه نقص از مرکز ساختار به لبه ها، مقادیر مدول یانگ، تنش و کرنش در نقطه شکست و راستای زیگزاگ به ترتیب $1/29\%$ ، $15/1\%$ و 20% افزایش یافت. بررسی تغییرات دما از 100 کلوین تا 1000 کلوین نشان داد که افزایش دما باعث کاهش خواص مکانیکی شد، به طوری که مقدار مدول یانگ از $781/21$ گیگاپاسکال در دمای 100 کلوین به $616/19$ گیگاپاسکال در دمای 1000 کلوین کاهش یافت. همچنین، مقدار تنش و کرنش در نقطه شکست برای تغییرات دما، نسبت به دمای 100 کلوین ذکر شده به ترتیب $43/04\%$ و $45/88\%$ کاهش یافت.

واژه های کلیدی دینامیک مولکولی، خواص مکانیکی، شبیه سازی، کاربید بور، نقص مکانیکی.

مقدمه

با کشف مواد دوبعدی، مانند مواد تک لایه ای که ضخامت آن ها اندازه یک اتم یا سلول است، تحقیقات در مقیاس نانو بر روی این ساختارها آغاز شد. نانو مواد دوبعدی، نیازهای گسترده ای از صنعت را مرتفع کردند و طیف گسترده ای از طراحی مواد را به خود اختصاص دادند. از جمله ساختارهای دوبعدی شناخته شده می توان به بور نیتريد [1]، فسفرین [2]، سیلیس [3]، گرافن [4] و... اشاره کرد. در سال 2004 ، کشف گرافن با ساختار شش وجهی توجه محققان را به ساختارهای دوبعدی معطوف کرد [5]. گرافن از روش های مختلفی سنتز می شود که لایه برداری مکانیکی، لایه برداری شیمیایی و رسوب بخار شیمیایی از جمله آن ها می باشد [6]. این ساختار سبک و انعطاف پذیر، با خواص مکانیکی [7]، هدایت گرمایی [8] و الکتریکی [9] کم نظیر، کاندیدای مقبولى برای کاربردهای متعدد صنعتی و تحقیقاتی است.

دینامیک مولکولی یک آزمایشگاه مجازی مناسب و قدرتمند برای شبیه سازی است. در شبیه سازی دینامیک مولکولی پارامترهایی نظیر فشار، دما، پتانسیل و... بر روی ساختار مورد

آزمایش کنترل و پس از رسیدن به تعادل و پایداری نسبت به زمان، ساختار تولید می شود. در دینامیک مولکولی حرکت اتم ها و مولکول ها و تغییرات آن ها نسبت به زمان بررسی می شود. با این روش، می توان ساختارهایی چون نانولوله ها، ساختارهای دوبعدی و سه بعدی، پلی کریستال ها و... را در مقیاس نانو و میکرو شبیه سازی کرد و خواص مختلف آن ها شامل خواص مکانیکی، ارتعاشی، الکتریکی، رسانش حرارتی، اپتیکی و... را اندازه گیری کرد [10-13].

کاربید بور، با چگالی کم و خواص مکانیکی ویژه، در صنعت کاربردهایی چون تولید مواد ساینده [14]، زره پوش [15]، ترموالکتریک [16] و آشکارسازی های نوترونی را دارد [17]. این ساختار دوبعدی در سال 2005 توسط تاناکا و همکاران، از طریق رشد هم بافته در سطوح NbB_2 شناسایی شد [18]. این ساختار، سخت ترین ماده بعد از الماس و نیتريد بور مکعبی معرفی شده است [19]. هم چنین کامپوزیت های این سرامیک، علاوه بر مقاومت و سختی بالا، وزن مخصوص پایینی دارند. خواص ذکر شده، کاربید بور را به گزینه مناسبی برای مطالعات تجربی و

* تاریخ دریافت مقاله $1400/10/20$ و تاریخ پذیرش آن $1401/2/7$ می باشد.

(۱) نویسنده مسئول: استادیار، مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه دامغان.

(۲) استادیار، مهندسی مکانیک، دانشگاه آزاد شاهرود.

(۳) دانشجوی کارشناسی، مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه دامغان.

نتایج، بیشتر بودن مدول یانگ در راستای آرمچیر نسبت به زیگزاگ در همه موارد را نشان داد. این اتفاق برای تنش و کرنش شکست، به جز یک مورد نیز صادق بود. لی و همکاران [27] با به کارگیری تحلیل دینامیک مولکولی، تابش لیزر بر میکروساختار سیلیکا را مطالعه کردند و دریافتند که در حضور نقص نیم کره، پیوندهای Si-Si آسان تر دچار دگرگونی می شوند. اسلام [28] تأثیر مرزدهانه ها بر استحکام کششی و مقاومت شکست را در یک نمونه پلی کریستال MoS_2 مطالعه کرد. در نمونه ای با مرزدهانه ۱۵ نانومتری، مقاومت کششی به اندازه ۱۵/۷ گیگاپاسکال گزارش شد. هم چنین نتایج حاکی از تضعیف قابل توجه خواص مکانیکی این ساختار در اثر مرزدهانه ها بود.

در این مقاله، یک مطالعه عددی بر ساختار دوبعدی کاربید بور و بر پایه شبیه سازی دینامیک مولکولی انجام شد. خواص مکانیکی از قبیل مدول یانگ، تنش در نقطه شکست و کرنش در نقطه شکست در راستای زیگزاگ محاسبه شدند. در ابتدا، تأثیر جایگاه نقص های دایروی با شعاع ثابت و در مکان های مختلف از ساختار مورد مطالعه قرار گرفت. سپس، تأثیر افزایش دما از ۱۰۰ به ۱۰۰۰ کلوین بر روی ساختاری که بیشترین خواص مکانیکی را از خود نشان داد، مورد بررسی قرار گرفت.

روش های محاسبه

در این مقاله، شبیه سازی دینامیک مولکولی که یک فرایند مناسب برای جایگزین کردن روش های آزمایشگاهی می باشد، برای اندازه گیری خواص مکانیکی کاربید بور استفاده شد. این روش براساس حرکات اتمی سیستم و تکامل دینامیکی از طریق حل عددی قانون دوم نیوتن و معادلات حاکم بر فیزیک کلاسیک بنا شده است [29]. موقعیت نقص دایروی و دماهای مختلف به عنوان دو المان تأثیرگذار بر خواص مکانیکی مورد بررسی قرار گرفت. در این تحقیق، تمامی مدل سازی ها در نرم افزار لمپس انجام شدند [30]. شکل (۱) متغیر هندسی مورد استفاده را نشان می دهد. L به عنوان طول ساختار کاربید بور و x به عنوان فاصله مرکز نقص دایروی از ضلع جانبی ساختار بود. لازم به ذکر است که شعاع نقص دایروی (r) ثابت در نظر گرفته شد.

شبیه سازی ها تبدیل کرده است. دوراندوردو [20] خواص مکانیکی و الکتریکی کاربید بور آمورف را با استفاده از دینامیک مولکولی شبیه سازی کرد. در این تحقیق کاربید بور غیربلوری به عنوان یک نیمه رسانا معرفی شد. مردول و همکاران [21] در یک شبیه سازی دینامیک مولکولی، وابستگی های دمایی و ترمودینامیکی و خواص ساختاری تک لایه کاربید بور را بررسی کردند. نتایج نشان داد، ضریب انبساط حرارتی خطی به دلیل برانگیختگی حالت های خمش خارج از صفحه با فرکانس پایین، در یک محدوده دمایی، مقداری منفی است. کروتایف و همکاران [22] تغییرات ساختار کاربید بور را تحت تنش های غیرهیدرواستاتیک مطالعه کردند. در طی این شبیه سازی، سه تغییر ساختاری خم شدن ناگهانی زنجیره سه اتمی، بی نظمی ساختار و تغییر در تقارن بلوری مورد بحث قرار گرفت. خمش ناگهانی ۴۰ گیگاپاسکالی در اثر وجود تغییر شکل ویژه رخ داد، در حالی که در بارگذاری شبه استاتیک، ساختار مورد آزمایش تا ۷۰ گیگاپاسکال پایدار ماند. هم چنین نقص کریستالی مقدار آستانه تنش را کاهش داد. در مقاله ای دیگر خادمی زاهدی و همکاران [23] خواص مکانیکی کاربید بور دوبعدی را مورد بررسی قرار دادند. آن ها دو نوع صفحه در حضور نقص و عدم حضور نقص را در دینامیک مولکولی شبیه سازی کردند. هم چنین دو نقص ترک و دایره در دماهای متفاوت تحت بار محوری قرار گرفت. مقدار مدول یانگ در دمای ۲ کلوین در راستای آرمچیر ۷۷۹/۴۳ گیگاپاسکال و در راستای زیگزاگ ۸۱۵/۰۲ گیگاپاسکال گزارش شد. مولایی و همکاران [24] در سال ۲۰۲۱ کاربید بور دوپ شده را مدل و خواص مکانیکی آن را استخراج کردند. با افزودن ۵ درصد اتم بور به ساختار کاربید بور در راستای آرمچیر، مدول یانگ و تنش در نقطه شکست به ترتیب ۶٪ و ۱۹٪ کاهش یافت.

حضور نقص هایی با اشکال هندسی مختلف، تأثیر چشم گیری بر رفتارهای مکانیکی، حرارتی و... دارد. با ایجاد نقص و حذف شدن تعداد زیادی از اتم ها و مولکول ها و هم چنین وجود تمرکز تنش در لبه های نقص ایجاد شده، کاهش خواص مختلف مواد و ساختارهای گوناگون حاصل می شود. نصر اصفهانی و همکاران [25] با ایجاد عیوبی در مقیاس نانو، هدایت حرارتی گرافن را بررسی کردند. در حضور نقص بیضوی ۶ نانومتری، کاهش ۱۵٪ هدایت گرمایی مشاهده شد. آلبویه و همکاران [26] تأثیر نقص نقطه ای بر نانولوله بور نیتريد با استفاده از نرم افزار لمپس (LAMMPS) در دو راستای زیگزاگ و آرمچیر مطالعه کردند.

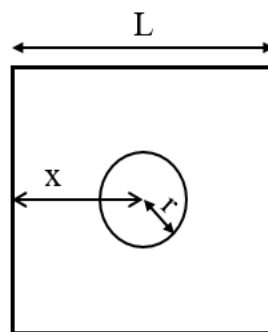
نرم افزار OVITO انجام شد [33]. شکل (۲) نشان دهنده ساختار کاربید بور می باشد که هر اتم بور (آبی رنگ) توسط سه اتم کربن (خاکستری رنگ) احاطه شده اند.

مدول یانگ که شیب قسمت خطی نمودار تنش - کرنش است، از رابطه هوک محاسبه شد.

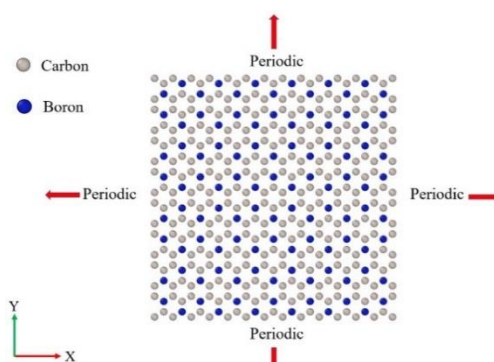
$$E = \sigma \varepsilon \quad (1)$$

بحث و نتایج

تأثیر موقعیت مکانی نقص دایروی. خواص مکانیکی کاربید بور اعم از مدول یانگ، تنش در نقطه شکست و کرنش در نقطه شکست اندازه گیری شدند. ابتدا برای یافتن بهترین موقعیت نقص دایروی، پنج موقعیت ۳۳، ۶۶، ۱۰۰، ۱۳۳ و ۱۶۶ آنگستروم انتخاب شدند. شعاع نقص دایروی با مقدار ثابت ۱۵ آنگستروم در نظر گرفته شد. هم چنین، در بخش اول، دمای سیستم ۳۰۰ کلوین انتخاب شد. خواص مکانیکی یاد شده در جدول (۱) گزارش شده است. شایان ذکر است که مقدار مدول یانگ از قسمت خطی شیب نمودار تنش - کرنش به دست آمده است. با توجه به جدول (۱) تغییرات موقعیت مکانی نقص دایروی باعث تغییرات در خواص مکانیکی شده است. نتایج نشان می دهد، کم ترین مقدار خواص مکانیکی زمانی رخ داده است که نقص دایروی در مرکز صفحه کاربید بور قرار دارد (حالت X_{100}). هم چنین، بیشترین مقدار خواص مکانیکی در موقعیت X_{166} گزارش شده است؛ مقدار مدول یانگ در دو موقعیت X_{66} به X_{166} از $741/01$ گیگاپاسکال به $749/04$ گیگاپاسکال رسیده است که نشان دهنده افزایش $1/08\%$ می باشد. این روند افزایشی برای خواص تنش و کرنش در نقطه شکست نیز قابل ملاحظه است. باید اشاره کرد که در تنش های زیاد، نقص ها با کسب انرژی موجب می شوند تا اتم ها از حالت پایدار خود خارج شوند و رشد نقص اتفاق می افتد [34]. دادرسی و همکاران [32] تأثیر مسیر ترک را در صفحات گرافن مانند BC_3 تجزیه و تحلیل کردند. آن ها کاهش مدول یانگ و تنش شکست را در اثر افزایش طول نقص ها مشاهده کردند. روند تغییرات مدول یانگ، تنش و کرنش در نقطه شکست در شکل (۳ و ۴) قابل مشاهده می باشد. هم چنین برای تحلیل بهتر تأثیر موقعیت مکانی نقص دایروی در ساختار کاربید بور در راستای زیگزاگ، نمودار تنش - کرنش هر پنج نمونه در شکل (۵) ارائه شده است.



شکل ۱ شکل شماتیک نقص دایروی و مکان آن در مرکز ساختار کاربید بور

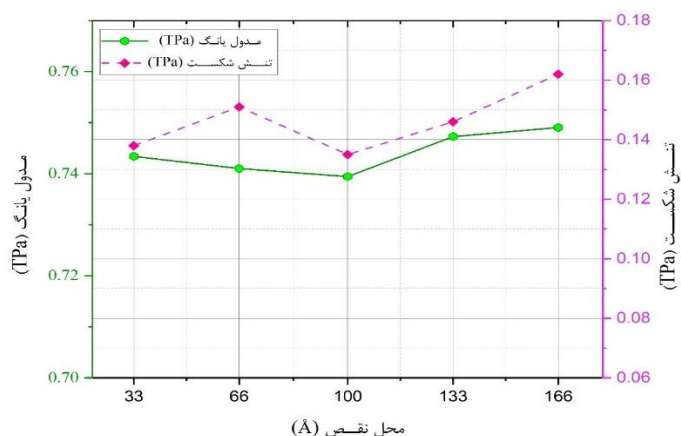


شکل ۲ نمای بالا از تک لایه ساختار کاربید بور لانه زنبوری

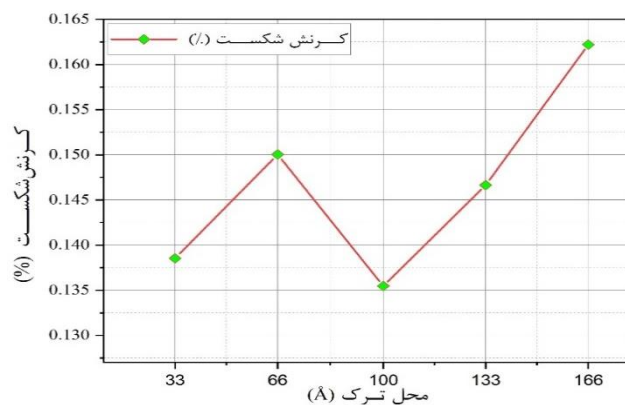
شرایط مرزی دوره ای و پتانسیل بین اتمی از نقش اساسی برای محاسبه نیروی های بین اتمی در شبیه سازی لمپس برخوردارند [31]. جهات زیگزاگ و آرمیچر در راستای محورهای X و Y در نظر گرفته شدند. از پتانسیل ترسوف برای به تصویر کشیدن فعل و انفعالات بین اتم های بور و کربن و هم چنین تعامل پیوندها استفاده شد [32]. پتانسیل ترسوف یکی از مناسب ترین و پرکاربردترین پتانسیل ها برای مدل سازی های خواص مکانیکی و حرارتی مواد مختلفی از جمله گرافن، کاربید بور، تنگستن دی سولفات و دیگر شبکه های کربن دویعدی استفاده شده است [23]. بعد از آن، در طی شبیه سازی انرژی جنبشی و پتانسیل سیستم و هم چنین انرژی کل آن به پایداری قابل قبولی رسید. در طول فرایند شبیه سازی، ساختارها تحت شرایط NPT به تعادل رسید و صفحه یکپارچه ای با ابعاد $200\text{\AA} \times 200\text{\AA}$ تشکیل شد که تحت بارگذاری کششی محوری قرار گرفت. هم چنین، الگوریتم سرعت برای حل معادلات حرکت ذرات با گام زمانی 0.01 ps استفاده شد. در این ساختارهای مورد بررسی دارای 13376 اتم بودند. برای ایجاد نقص در ساختار، ابتدا نقص با هندسه مورد نظر را ایجاد و بعد با بهره گیری از دستور "delete atom" نقص در محل مورد نظر ایجاد شد. در نهایت روند شکست و پیکربندی اتمی و تجسم ساختار با

جدول ۱ خواص مکانیکی صفحه کاربید بور در دمای ۳۰۰ کلوین و پنج موقعیت مختلف نقص دایروی

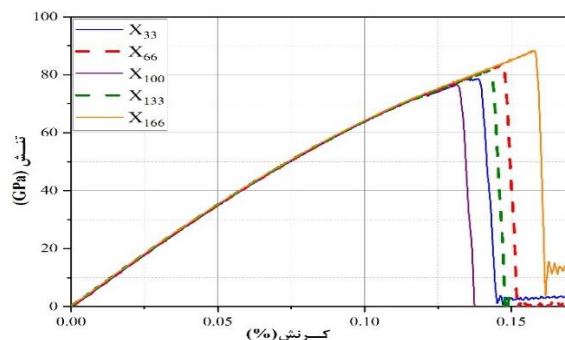
موقعیت (Å)	مدول یانگ (GPa)	تنش شکست (GPa)	کرنش شکست (%)	درصد افزایش مدول یانگ	درصد افزایش تنش شکست	درصد افزایش کرنش شکست
X ₃₃	۷۴۳/۴۱	۷۸/۷۳	۰/۱۳۸	مبنا	مبنا	مبنا
X ₆₆	۷۴۱/۰۱	۸۳/۳۳	۰/۱۵۱	-۳/۲۲	۰/۰۵	۰/۰۹
X ₁₀₀	۷۳۹/۴۵	۷۶/۸۱	۰/۱۳۵	-۵/۳۲	-۰/۰۲	-۰/۰۲
X ₁₃₃	۷۴۷/۲۸	۸۱/۵۳	۰/۱۴۶	۵/۳۴	۰/۰۳	۰/۰۵
X ₁₆₆	۷۴۹/۰۴	۸۸/۴۱	۰/۱۶۲	۷/۵۷	۰/۱۲	۰/۱۷



شکل ۳ تغییرات مدول یانگ، تنش و کرنش در نقطه شکست ساختار کاربید بور برای موقعیت‌های مکانی مختلف نقص دایروی



شکل ۴ تغییرات کرنش در نقطه شکست ساختار کاربید بور برای موقعیت‌های مکانی مختلف نقص دایروی



شکل ۵ نمودار تنش-کرنش ساختار کاربید بور در راستای زیگزاگ و در حضور پنج موقعیت مختلف نقص دایروی

تأثیر دما بر خواص مکانیکی با موقعیت مکانی ثابت نقص

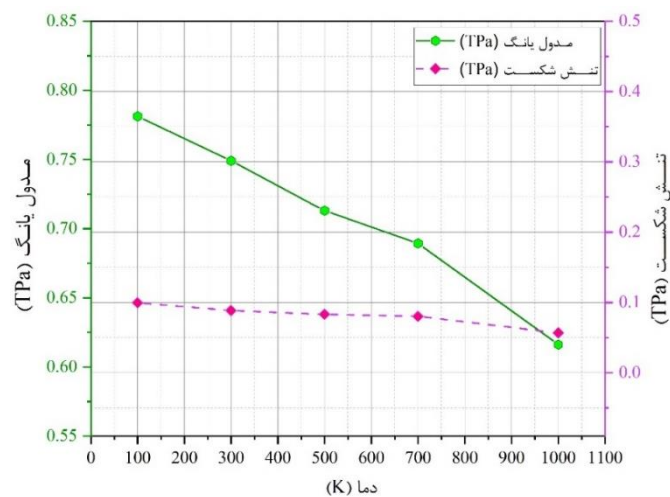
دایروی. در این بخش، به منظور بررسی افزایش دما بر خواص مکانیکی ساختار یاد شده، تأثیر پنج دمای مختلف ۱۰۰، ۳۰۰، ۷۰۰ و ۱۰۰۰ کلوین بر مدول یانگ، تنش و کرنش در نقطه شکست ساختار کاربید بور مورد بررسی قرار گرفت. شایان ذکر

است به دلیل نتایج بهتر نمونه X_{166} در بخش قبل، تغییرات دما برای این نمونه بررسی شد. تغییرات مدول یانگ، تنش و کرنش در نقطه شکست در جدول (۲) گزارش شده است. همچنین شکل (۶ و ۷) تغییرات هر سه خاصیت مکانیکی را برای ساختار کاربید بور به نمایش گذاشته است.

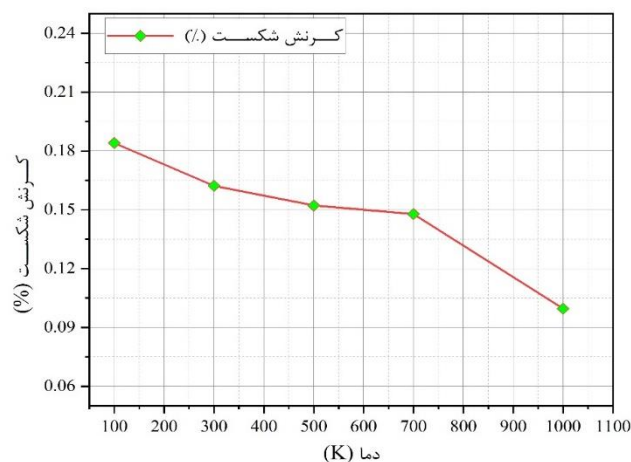
جدول ۲ خواص مکانیکی صفحه کاربید بور در دماهای مختلف و

موقعیت مکانی ثابت نقص دایروی

مدول یانگ (GPa)	تنش شکست (GPa)	کرنش شکست (%)	دما (K)
۷۸۱/۲۱	۹۹/۵۹	۰/۱۸۴	۱۰۰
۷۴۹/۰۴	۸۸/۴۱	۰/۱۶۲	۳۰۰
۷۱۲/۹۸	۸۳/۱۶	۰/۱۵۲	۵۰۰
۶۸۹/۳۳	۸۰/۳۰	۰/۱۴۷	۷۰۰
۶۱۶/۱۹	۵۶/۷۱	۰/۰۹	۱۰۰۰



شکل ۶ تغییرات مدول یانگ، تنش و کرنش در نقطه شکست ساختار کاربید بور برای دماهای مختلف

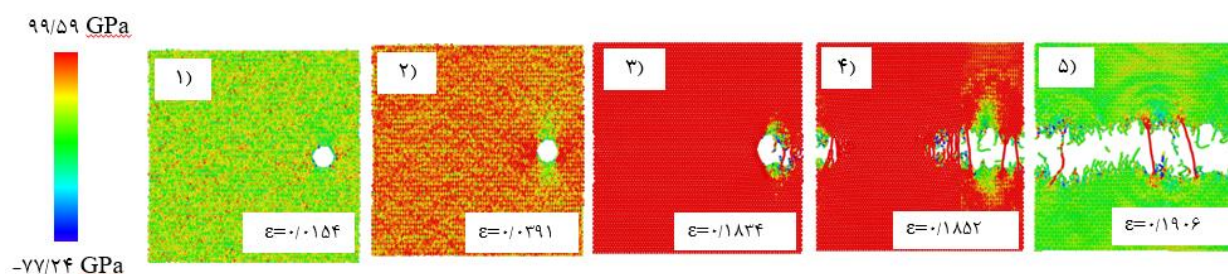


شکل ۷ تغییرات کرنش در نقطه شکست ساختار کاربید بور برای دماهای مختلف

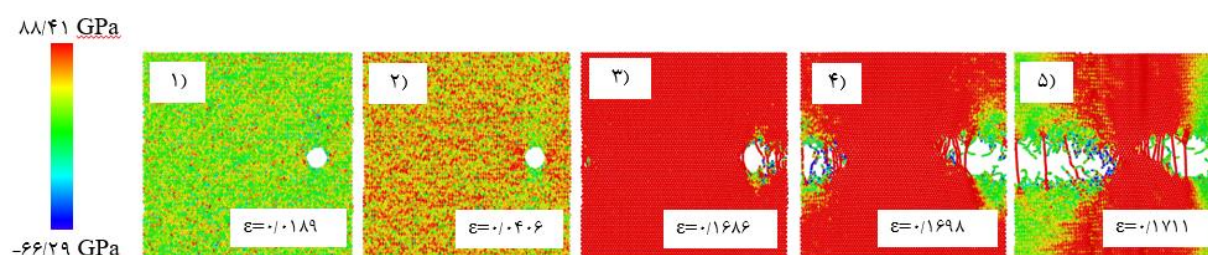
دما از ۱۰۰ به ۱۰۰۰ کلوین، موجب کاهش خواص مکانیکی می-گردد [35].

تنش در نقطه شکست نیز روند نزولی را از خود نشان می-دهد. مقدار این خاصیت مکانیکی از ۹۹/۵۹ گیگاپاسکال در دمای ۱۰۰ کلوین به ۵۶/۷۱ گیگاپاسکال در دمای ۱۰۰۰ کلوین کاهش یافته است که نشان‌دهنده روند کاهشی به میزان ۵۷/۶۱٪ می‌باشد. با اعمال نیروی کششی به ساختار، انرژی جنبشی به انرژی کرنشی تبدیل می‌شود و در دماهای بالا با افزایش انرژی جنبشی، انرژی کرنشی کاهش می‌یابد و منجر به کاهش تنش بیشینه می‌شود [33, 34]. این روند نزولی می‌تواند به دلیل کم شدن انرژی برخورد بین اتمی و همچنین افزایش فاصله اتم‌ها در اثر افزایش دما باشد [35]. این سیر نزولی در خاصیت کرنش در نقطه شکست نیز قابل مشاهده است.

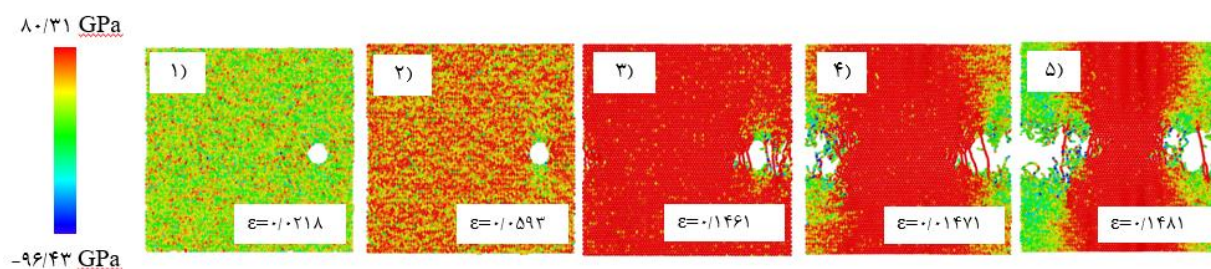
همان‌طور که قابل مشاهده است، با افزایش دما، خواص مکانیکی کاهش می‌یابد. به عنوان نمونه، مقدار مدول ینگ از ۷۸۱/۲۱ گیگاپاسکال برای دمای ۱۰۰ کلوین به ۷۴۹/۰۴، ۷۱۲/۹۸، ۶۸۹/۳۳ و ۶۱۶/۱۹ گیگاپاسکال به ترتیب برای دماهای ۳۰۰، ۵۰۰، ۷۰۰ و ۱۰۰۰ رسیده است که به ترتیب ۸/۷۳٪، ۴/۱۱٪، ۲۱/۱۲٪ و ۱۱/۷۶٪ کاهش را نشان می‌دهد. این نکته قابل ذکر است که در مقیاس اتمی، افزایش دما باعث تضعیف پیوند شیمیایی می‌شود. از آنجایی که پیوند شیمیایی عاملی اثرگذار بر خواص مکانیکی است، افزایش دما موجب کاهش خواص مکانیکی می‌گردد [23]. تحقیقات مختلفی مبنی بر تأثیر دما بر خواص مکانیکی شده است؛ دهقانی و همکاران اثر افزایش دما را بر خواص مکانیکی ساختار برلیوم اکساید مورد آزمایش قرار دادند. آن‌ها با استفاده از دماهای گوناگون نشان دادند که افزایش



شکل ۸ روند تغییرات شکست ساختار کاربید بور برای دمای ۱۰۰ کلوین موقعیت مکانی ثابت نقص دایروی (X_{۱۶۶})



شکل ۹ روند تغییرات شکست ساختار کاربید بور برای دمای ۳۰۰ کلوین موقعیت مکانی ثابت نقص دایروی (X_{۱۶۶})



شکل ۱۰ روند تغییرات شکست ساختار کاربید بور برای دمای ۷۰۰ کلوین موقعیت مکانی ثابت نقص دایروی (X_{۱۶۶})

کمک روش شبیه‌سازی دینامیک مولکولی مورد بررسی قرار گرفت. دو المان موقعیت مکانی نقص دایروی و تغییرات دما به‌عنوان پارامترهای اثرگذار بر مدول یانگ، تنش و کرنش در نقطه شکست ساختار در راستای زیگزاگ مورد تحلیل قرار گرفت. نتایج به‌دست آمده نشان داد که حضور نقص دایروی باعث تغییرات خواص مکانیکی گردید و هرچه مکان آن از لبه‌های ساختار به مرکز ساختار نزدیک شد، کاهش خواص مکانیکی را به دنبال داشت. در گام بعدی، تأثیر پنج دمای مختلف ۱۰۰ تا ۱۰۰۰ کلوین مورد بررسی قرار گرفت. نتایج به‌دست آمده حاکی از آن بود که افزایش دما باعث کاهش خواص مکانیکی شد. نتایج به‌دست آمده نشان از کاهش ۲۱/۱۲٪ مدول یانگ داشت. همچنین مقدار تنش و کرنش در نقطه شکست دمای ۱۰۰۰ کلوین به ترتیب به میزان ۴۳/۰۵٪ و ۴۶/۱۹٪ نسبت به دمای ۱۰۰ کلوین کاهش یافت.

واژه نامه

Polycrystalline	پلی کریستال
Doped	دوپ شده
Periodic boundry condtion	شرایط مرزی دوره‌ای
Tensile strength	مقاومت کششی
Defect	نقص
Failure stress	تنش شکست
Failure strain	کرنش شکست
Temperature	دما
Mechanical properties	خواص مکانیکی

شکل‌های (۸-۱۰) روند تغییرات شکست ساختار کاربرد بور را برای سه دمای مختلف نشان می‌دهد. هر سه نمونه برای موقعیت مکانی ثابت نقص دایروی (X_{۱۶۶}) می‌باشد. همان‌گونه که مشاهده می‌شود با افزایش کرنش، تمرکز تنش در اطراف نقص بیشتر می‌شود که همین امر موجب ایجاد شکست در ساختار می‌گردد. این روند تا زمانی ادامه پیدا می‌کند که مقاومت ساختار کاربرد بور به کم‌ترین مقدار خود برسد و صفحه از هم گسیخته شود. نکته مهم دیگری که باید به آن توجه داشت این است که با افزایش دما، ساختار مورد بررسی در کرنش کم‌تری به نقطه شکست می‌رسد. نتایج نشان می‌دهد که افزایش دما از ۱۰۰ کلوین به ۷۰۰ کلوین، تأثیر به‌سزایی بر خواص مکانیکی مورد بررسی داشته‌است. با توجه به شکل‌های (۸-۱۰) و جدول (۲) شکست در ساختار کاربرد بور به ترتیب در ۰/۱۹۱ و ۰/۱۷۱ و ۰/۱۴۸ درصد رخ داده‌است. گسترش و رشد عیوب به معنی گسستن پیوندهای بین بور-کربن و کربن-کربن می‌باشد. دادرسی و همکاران [36] تأثیر دما بر پاسخ مکانیکی ساختار کاربرد بور را بررسی کردند. نتایج آن‌ها نشان داد که افزایش دما و افزایش طول ترک خواص مکانیکی کاربرد بور را کاهش می‌دهد. با انتشار فضاهای خالی می‌توان انتظار نوسان در تنش را داشت که این امر موجب تمرکز تنش در اطراف نقوص می‌گردد [37-39]. شایان ذکر است که تمرکز تنش در اطراف نقص‌های ایجاد شده در ساختار را می‌توان به‌عنوان یکی از عوامل اصلی کاهش خواص مکانیکی برشمرد [40, 41].

جمع‌بندی و نتیجه‌گیری

در این مقاله، خواص مکانیکی ساختار دوبعدی کاربرد بور با

مراجع

1. Bondarev, A. V., Fraile, A., Polcar, T., and Shtansky, D. V., "Mechanisms of Friction and Wear Reduction by H-BN Nanosheet and Spherical W Nanoparticle Additives to Base Oil: Experimental Study and Molecular Dynamics Simulation", *Tribology International*, Vol. 151, Pp. 106493, (2020).
2. Aghdasi, P., Ansari, R., Rouhi, S., Yousefi, S., Goli, M., and Soleimani, H., "Investigating Elastic and Plastic Characteristics of Monolayer Phosphorene under Atomic Adsorption by the Density Functional Theory", *Physica B: Condensed Matter*, Vol. 600, Pp. 412603, (2021).
3. Takari, A., Ghasemi, A. R., Hamadani, M., Sarafrazi, M., and Najafidoust, A. "Molecular Dynamics Simulation and Thermo-Mechanical Characterization for Optimization of Three-Phase Epoxy/TiO₂/SiO₂ Nano-Composites", *Polymer Testing*, Vol. 93, Pp. 106890, (2021).

4. Sunnardianto, G. K., Bokas, G., Hussein, A., Walters, C., Moulto, O. A., and Dey, P., "Efficient Hydrogen Storage in Defective Graphene and its Mechanical Stability: A Combined Density Functional Theory and Molecular Dynamics Simulation Study", *International journal of Hydrogen energy*, Vol. 46, Pp. 5485-5494, (2021).
5. Novoselov, K. S., Geim, A. K., Morozov, S. V., Jiang, D. E., Zhang, Y., Dubonos, S. V., and Firsov, A. A., "Electric Field Effect in Atomically Thin Carbon Films", *Science*, Vol. 306, Pp. 666-669, (2004).
6. Rajabi, M., Zarei, D., Rashed, Gh. R., "An overview of the structure and properties of polymer / graphene nanocomposites," *Journal of Studies in the World of Color*, Vol. 2, 23001, (2012) (In Persian).
7. Lee, C., Wei, X., Kysar, J. W., and Hone, J., "Measurement of the Elastic Properties and Intrinsic Strength of Monolayer Graphene", *Science*, Vol. 321, Pp. 385-388, (2008).
8. Yu Q., Jauregui, L. A., Wu W., Colby R., Tian J., Su Z., Cao H., Liu Z., Pandey D., and Wei D., "Control and Characterization of Individual Grains and Grain Boundaries in Graphene Grown by Chemical Vapour Deposition", *Nature Materials*, Vol. 10, Pp. 443-449, (2011).
9. Kim, K. S., Zhao, Y., Jang, H., Lee, S. Y., Kim, J. M., Kim, K. S., ... & Hong, B. H. Kim, K. S., Zhao, Y., Jang, H., Lee, S. Y., Kim, J. M., Kim, K. S., & Hong, B. H., "Large-Scale Pattern Growth of Graphene Films for Stretchable Transparent Electrodes", *Nature*, Vol. 457, Pp. 706-710, (2009).
10. Grieshammer, S., Momenzadeh, L., Belova, I. V., and Murch, G. E., "Ionic and Thermal Conductivity of Pure and Doped Ceria by Molecular Dynamics", *Solid State Ionics*, Vol. 355, Pp. 115424, (2020).
11. Zamani, S. M. M., and Behdian, K., "A Molecular Dynamics Study of the Mechanical and Electrical Properties of Polydimethylsiloxane-Ni Conductive Nanocomposites", *Composites Science and Technology*, Vol. 200, Pp. 108463, (2020).
12. Djaili, S., Gueddim, A., Guibadj, A., and Bouarissa, N., "Temperature Dependence of the Optical Properties of MgO: Ab Initio Molecular Dynamics Calculations", *Optik*, Vol. 200, Pp. 163421, (2020).
13. Islam, M., Thakur, M. S. H., Mojumder, S., Al Amin, A., and Islam, M. M., "Mechanical and vibrational characteristics of functionally graded Cu-Ni nanowire: a molecular dynamics study," *Composites Part B: Engineering*, Vol. 198, Pp. 108212, (2020).
14. Thevenot, F. (1991). "A review on boron carbide." Pp. 59-88.
15. Domnich, V., Reynaud, S., Haber, R. A., and Chhowalla, M., "Boron carbide: structure, properties, and stability under stress," *Journal of the American Ceramic Society*, Vol. 94, Pp. 3605-3628, (2011).
16. Werheit, H., "Boron-rich solids: a chance for high-efficiency high-temperature thermoelectric energy conversion," *Materials Science and Engineering: B*, Vol. 29, Pp. 228-232, (1995).
17. Emin, D., "Unusual properties of icosahedral boron-rich solids," *Journal of Solid State Chemistry*, Vol. 179, Pp. 2791-2798, (2006).
18. Tanaka, H., Kawamata, Y., Simizu, H., Fujita, T., Yanagisawa, H., Otani, S., and Oshima, C., "Novel macroscopic BC₃ honeycomb sheet," *Solid state communications*, Vol. 136, Pp. 22-25, (2005).
19. Rao B. S., "Ceramic Powders for High-tech Applications", Universities Press, (1995).
20. Durandurdu M., "Ab initio simulation of amorphous BC₃," *Computational Materials Science*, Vol. 178, Pp. 109622, (2020).
21. Mrudul, M. S., Thomas, S., and Ajith, K. M., "Anharmonicities in the temperature-dependent bending rigidity of BC₃ monolayer," *Journal of Physics and Chemistry of Solids*, Vol. 146, Pp. 109574, (2020).
22. Korotaev, P., Pokatashkin, P., and Yanilkin, A., "The role of non-hydrostatic stresses in phase transitions in boron carbide," *Computational Materials Science*, Vol. 121, Pp. 106-112, (2016).

23. Zahedi, R. K., Shirazi, A. H. N., Alimouri, P., Alajlan, N., and Rabczuk, T., "Mechanical properties of graphene-like BC₃; a molecular dynamics study," *Computational Materials Science*, Vol. 168, Pp. 1-10, (2019).
24. Molaei, F., Eshkalak, K. E., Sadeghzadeh, S., and Siavoshi, H., "Assessing mechanical properties of single-layer B-doped C₃N and N-doped BC₃ nanosheets and their hybrid," *Computational Materials Science*, Vol. 192, Pp. 110368, (2021).
25. Esfahani, M. N., Jabbari, M., Xu, Y., and Soutis, C., "Effect of nanoscale defects on the thermal conductivity of graphene," *Materials Today Communications*, Vol. 26, Pp. 101856, (2021).
26. Albooyeh, A. R., Dadrasi, A., and Mashhadzadeh, A. H., "Effect of point defects and low-density carbon-doped on mechanical properties of BNNTs: A molecular dynamics study," *Materials Chemistry and Physics*, Vol. 239, Pp. 122107, (2020).
27. Li, L., Zhang, M. W., and Zhao, Z. Z., "Molecular dynamics analysis of the effect of laser and defects on the microstructure of fused silica," *Journal of Electronic Science and Technology*, Vol. 18, Pp. 100045, (2020).
28. Islam, Z., and Haque, A., "Defects and grain boundary effects in MoS₂: A molecular dynamics study," *Journal of Physics and Chemistry of Solids*, Vol. 148, Pp. 109669, (2021).
29. Zhang, Y., and Huang, H., "Stability of single-wall silicon carbide nanotubes-molecular dynamics simulations," *Computational Materials Science*, Vol. 43, Pp. 664-669, (2008).
30. Prieve, D. C., and Russel, W. B., "Simplified predictions of Hamaker constants from Lifshitz theory," *Journal of Colloid and Interface Science*, Vol. 125, no. 1, Pp. 1-13, (1988).
31. Byggmästar, J., Hodille, E. A., Ferro, Y., and Nordlund, K., "Analytical bond order potential for simulations of BeO 1D and 2D nanostructures and plasma-surface interactions," *Journal of Physics: Condensed Matter*, Vol. 30, Pp. 135001, (2018).
32. Dadrasi, A., Fooladpanjeh, S., Eshkalak, K. E., Sadeghzadeh, S., and Saeb, M. R., "Crack Pathway Analysis in Graphene-Like BC₃ Nanosheets: Towards a Deeper Understanding", *Journal of Molecular Graphics and Modelling*, Vol. 107, Pp. 107980, (2021).
33. Stukowski, A., "Visualization and Analysis of Atomistic Simulation Data with OVITO—the Open Visualization Tool", *Modelling and simulation in materials science and engineering*, Vol. 18, Pp. 015012, (2009).
34. Mortazavi, B., Ahzi, S., Toniazzo, V. and Rémond, Y., "Nitrogen Doping and Vacancy Effects on the Mechanical Properties of Graphene: A Molecular Dynamics Study", *Physics Letters A*, Vol. 376, Pp. 1146-1153, (2012).
35. Fang, T., Chang, W. and Yang, J. C., "Temperature Effect on Mechanical Properties of Graphene Sheets under Tensile Loading", *Digest Journal of Nanomaterials and Biostructures*, Vol. 7, Pp. 1811-1816, (2012).
36. Dadrasi, A., Fooladpanjeh, S., Albooyeh, A., Salmankhani, A., Mashhadzadeh, A. H. and Saeb, M. R., "A Theoretical Insight into the Fracture Behavior of the Edge-Cracked Polycrystalline BC₃ Nanosheets", *Computational Materials Science*, Vol. 192, Pp. 110345, (2021).
37. Dehaghani, M. Z., Mashhadzadeh, A. H., Salmankhani, A., Karami, Z., Habibzadeh, S., Ganjali, M. R., & Saeb, M. R., "Fracture Toughness and Crack Propagation Behavior of Nanoscale Beryllium Oxide Graphene-Like Structures: A Molecular Dynamics Simulation Analysis", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 235, Pp. 107194, (2020).
38. Li, J., Dong, L., Xie, H., Meng, W., Zhang, X., Zhang, J. and Zhao, W., "Molecular Dynamics Simulation of Nanocrack Propagation Mechanism of Polycrystalline Titanium under Tension Deformation in Nanoscale", *Materials Today Communications*, Vol. 26, Pp. 101837, (2021).
39. Chang, X., Ji, Y., and Li, H., "Mechanical Properties of PtS₂ Monolayer with Rectangular Defects: A Molecular Dynamics Study", *Computational Materials Science*, Vol. 196, Pp. 110552, (2021).

40. Guo, F. L., Tan, D., Wu, T., Huang, P., Li, Y. Q., Hu, N., and Fu, S. Y., "Experimental Characterization and Molecular Dynamics Simulation of Thermal Stability, Mechanical Properties and Liquid Oxygen Compatibility of Multiple Epoxy Systems for Cryotank Applications", *Extreme Mechanics Letters*, Vol. 44, Pp. 101227, (2021).
41. Chowdhury, E. H., Rahman, M. H., Fatema, S., and Islam, M. M., "Investigation of the Mechanical Properties and Fracture Mechanisms of Graphene/WSe₂ Vertical Heterostructure: A Molecular Dynamics Study", *Computational Materials Science*, Vol. 188, Pp. 110231, (2021).

The Effects of Flower Pattern on Uniform Distribution of Force on Rollers in Cold Roll Reshaping*

Hosain Arzandeh¹, Hasan Moslemi Naeini²

Mahdi Tajdari³, Siamak Mazdak⁴, Manabo Kiuchi⁵

1. Introduction

Flower pattern is the most important factor for analyzing the reshaping of cold roll forming process. In this process, the mechanical properties of the final product depend on the flower pattern. Moreover, improper flower pattern and non-uniform hardening of the tube cause collapse defect.

In previous studies, the effect of flower pattern design on the applied force on rollers has not been reported. On the other hand, craftsmen need that the wear conditions of the rollers be uniform; therefore, it is necessary that the vertical force distribution on the rollers be uniform. In this study, the amount of height reduction for three different flower patterns, according to the experimental sample, uniform distribution method, and proportional distribution method, were investigated by finite element simulation. Moreover, to validate the simulation results, the power consumption and geometrical shape of the product obtained from the simulation with its experimental sample were compared and there is good agreement has been observed. Finally, for the three flower patterns, power consumption, geometric shape of the product, and the force on the rollers were compared with each other and based on the results, the appropriate flower pattern was selected.

2. Numerical simulation

Numerical simulation was performed on a 40 x 60 mm rectangular cross section with a thickness of 3 mm. The pipe is made of ST37 steel sheet. To determine the properties of the sheet, samples were prepared from the production line. The tube was modeled by solid element, and the whole simulation was carried out at one step with dynamic explicit properties.

3. Experimental test

To confirm the simulation results, an experimental test was performed and the results of the simulations were compared with experiments.

4. Results and discussion

Table 1 shows the amount of force applied to the rollers according to the simulation results of different flower patterns. It is observed that the values of the applied forces are highly dependent on the flower patterns. Moreover, the distribution of these forces in the experimental model is more uniform than other models.

Figure 1 shows the distribution of power consumption in stations according to different flower patterns. It is observed that the power consumption of the experimental method in the last stations is less than other methods, so the residual stress in the product in this method will be less than others. According to Figure 2, the experimental method was 17% and 31% more successful in forming the corners than the proportional and uniform distribution patterns, respectively.

Table 1. The comparison of forces on rollers in proportional distribution, uniform, and experimental distribution

Amount of force in simulating various types of flower patterns (kN)			Stand No.
experimental	uniform distribution	proportional distribution	
51	35	42	1
43.5	40	50	2
50	44	50	3
50	48	56	4
56.5	53.5	59.5	5
50.2	44.1	51.5	Avg.
-6.7 +6.3	-9.1 +9.4	-9.5 +8	min and max difference of Avg.
13%	21%	17%	Percentage Deviation from uniformity over Avg.

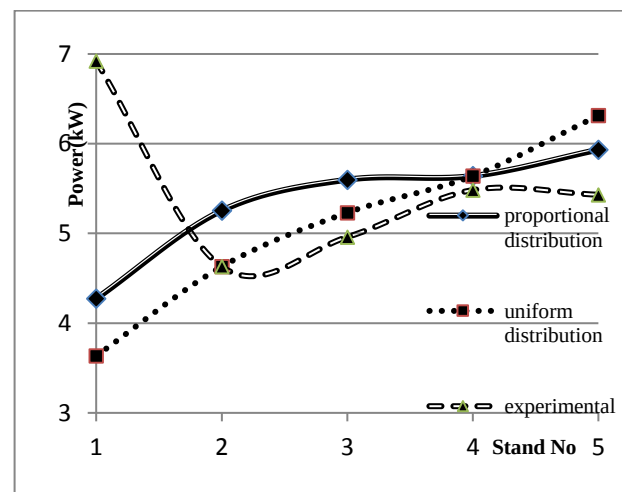


Figure 1. The distribution of power consumption in stations according to different flower patterns

Figure 2 shows also that increasing the non-uniformity of the force distribution increases the corner radius error.

*Manuscript received, January. 10, 2020; Revised. April, 10, 2022, Accepted. May, 10, 2020.

¹. PhD Candidate in Manufacturing Engineering, Tarbiat Modares University, Tehran, Iran.

². Corresponding Author: Professor of the Faculty of Mechanics Tarbiat Modares University, Tehran, Iran.

Email: moslemi@modares.ac.ir

³. Professor, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Electronic, Mechanics and Computer Engineering, Ivanki University, Ivanki, Iran.

⁴. Assistant Professor, Faculty of Engineering, Tafresh University, Tafresh, Iran.

⁵. Manabo Kiuchi, Institute of Industrial Science, University of Tokyo, Bunkyo, Japan

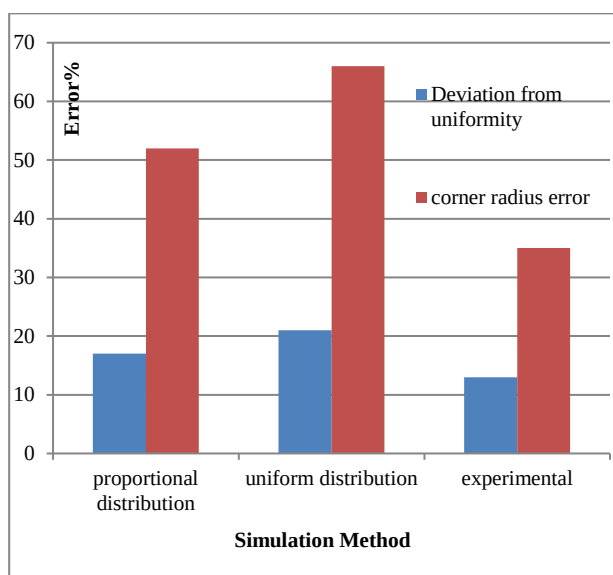


Figure 2. The effect of uniformity of force distribution on the reduction of corner radius error

5. Conclusion

In this study, the effects of flower pattern design on the way distribution of the applied force to the rollers and their power consumption at different reshaping stations were investigated experimentally and numerically. To do this, three different flower patterns were evaluated using three-dimensional finite element simulations, and practical experiments were performed to ensure the accuracy of the simulations.

The simulation results showed that although the power consumption for reshaping in experimental flower pattern is 2.8% more than the proportional distribution method and 7.9% more than the uniform distribution method, respectively, this method is 17% and 31% more successful in forming the corner than the mentioned patterns, and the distribution of vertical force on its rollers is 4% and 8% more uniform, respectively.

As a result, due to the uniformity of the vertical force in the experimental method, the friction and wear conditions of the rollers will be more uniform than other methods. Therefore, it can be concluded that in order to select a more suitable flower pattern, the use of uniform distribution of applied force along with the criterion of minimum energy consumption leads to more suitable conditions.

تأثیر الگوی گل بر توزیع یک‌نواخت نیروی وارد بر غلتک‌ها در شکل‌دهی مجدد غلتکی سرد*

مقاله پژوهشی

حسین ارزنده^(۱) حسن مسلمی نائینی^(۲) مهدی تاجداری^(۳) سیامک مزدک^(۴) مانابو کیوچی^(۵)

چکیده در این مقاله، اثر طراحی الگوی گل بر انرژی مصرفی و نیز چگونگی توزیع نیروی وارد بر غلتک‌ها در ایستگاه‌های مختلف شکل‌دهی مجدد غلتکی سرد به صورت تجربی و عددی بررسی گردیده است. به منظور مطالعه اثر متغیرها از شبیه‌سازی اجزای محدود سه بعدی استفاده شده و برای اطمینان از صحت شبیه‌سازی‌ها آزمایش عملی انجام شده است. از مقایسه ابعادی و نیز مقایسه توان مصرفی به عنوان ابزارهای صحت‌گذاری بر شبیه‌سازی‌ها استفاده شده است. ضمن معرفی شیوه‌های مختلف طراحی الگوی گل، نیروی اعمالی بر غلتک‌ها در سه طراحی مختلف الگوی گل بررسی شده است. مقادیر و نحوه تغییرات انرژی کرنشی، کار خارجی و انرژی داخلی طی زمان در هر روش مورد بررسی قرار گرفته است. همچنین چگونگی توزیع نیروی وارد بر غلتک‌ها در هر روش تشریح شده است. علاوه بر معیار انرژی مصرفی کمینه، یک‌نواختی توزیع نیروی وارد بر غلتک‌ها نیز به عنوان معیاری برای طراحی الگوی گل معرفی شده است و نشان داده شده که استفاده از معیار یک‌نواختی نیروی اعمالی بر غلتک‌ها در کنار معیار انرژی مصرفی کمینه، موجب افزایش دقت ابعادی محصول می‌شود.

واژه‌های کلیدی شکل‌دهی مجدد غلتکی سرد، الگوی گل، یک‌نواختی توزیع نیرو، انرژی مصرفی.

مقدمه

شده است. آن‌ها هم‌چنین روش رفت و برگشتی را توسعه دادند و قابلیت‌های این روش را در طراحی الگوی گل در شکل‌دهی مجدد غلتکی نشان دادند. یانگ مینگ [3] در سال ۲۰۰۸ با استفاده از قالب‌های ۷ شکل به بررسی تأثیر پارامترهای اصطکاک، نسبت هندسی، جنس لوله‌ها و میزان کاهش ارتفاع بر روی نیروی شکل‌دهی و حالت‌های عیوب پیش‌آمده در تبدیل لوله‌های چهارگوش از لوله گرد اولیه پرداخت. وی نشان داد در شرایط اصطکاکی لغزنده با یک مقدار کاهش ارتفاع یکسان، با کاهش ضخامت احتمال ایجاد عیب جدایش کاهش می‌یابد. علی‌نژاد و همکاران [4] در سال ۲۰۰۹ با توسعه روش مرجع [2] یک روش تحلیل دوبعدی برای بررسی رفتار تغییر شکل کشسان-مومسان سطح مقطع لوله در طی فرایند شکل‌دهی لوله‌های گرد به مقاطع مربعی و مستطیلی ارائه کردند و توانستند شکل لوله فلزی تغییر شکل یافته در بین دو ایستگاه مجاور را به دست آورند. چن و یه [5] در سال ۲۰۱۱ تأثیر پارامترهای ضریب اصطکاک، ضریب کرنش سختی و نسبت

در فرایند شکل‌دهی مجدد غلتکی سرد لوله گرد طی عبور از چند ایستگاه شکل‌دهی، به پروفیل غیر گرد تبدیل می‌شود. عامل اساسی لازم برای تجزیه و تحلیل فرایند شکل‌دهی مجدد غلتکی سرد، الگوی گل است. الگوی گل شکلی است مصور که از کنار هم قرار دادن مقاطع حاصل از ایستگاه‌های شکل‌دهی بر مبنای یک محور مشترک ایجاد می‌گردد [1]. برای تجزیه و تحلیل فرایند شکل‌دهی مجدد غلتکی سرد روش‌های تقریبی مختلف تجربی، نیمه تجربی و تحلیلی توسط محققان ارائه شده است. مسلمی نائینی و همکاران [2] در سال ۲۰۰۱ یک برنامه براساس روش تعادل نیروها و گشتاور در یک المان برای تحلیل دوبعدی تغییر شکل کشسان-مومسان لوله در فرایند شکل‌دهی مجدد غلتکی لوله‌های گرد به لوله‌هایی با مقطع غیر گرد تدوین نمودند. با استفاده از این برنامه، شکل هندسی، توزیع نیروها و گشتاورهای خمشی وارد به لوله برای مقاطع مختلف بررسی

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۰/۱۰/۲۰ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۱/۲/۱۱ می‌باشد.

(۱) دانشجوی دکتری ساخت و تولید-دانشگاه تربیت مدرس-تهران

(۲) نویسنده مسئول: استاد دانشکده مکانیک، دانشگاه تربیت مدرس، تهران،

(۳) استاد، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده مهندسی الکترونیک، مکانیک و کامپیوتر، دانشگاه ایوانکی-ایوانکی

(۴) استادیار دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه تفرش، تفرش

(۵) Institute of Industrial Science, University of Tokyo, Bunkyo, Japan

شد، اما در این تحقیقات، اثر طراحی الگوی گل غلتک بر نیروی اعمالی به غلتک‌ها گزارش نشده است.

از سوی دیگر برای کاهش هزینه‌ها و کاهش توقف خط تولید، تلاش صنعتگران بر این است که طراحی الگوی گل غلتک‌ها به گونه‌ای باشد که همگی باهم به تعمیر و تراش کاری نیاز پیدا کنند. بنابراین باید شرایط سایش غلتک‌ها یکنواخت باشد و بدین جهت لازم است تا توزیع نیروی عمودی وارد بر غلتک‌ها یکنواخت باشد.

در این مقاله بر اساس سه الگوی گل منطبق بر نمونه عملی، توزیع یکنواخت و توزیع متناسب مقدار کاهش ارتفاع، شبیه سازی اجزای محدود الگوی گل انجام شده است. برای صحت سنجی شبیه سازی توان مصرفی، شکل هندسی محصول حاصل از شبیه سازی با نمونه تجربی آن مقایسه و تطابق خوبی مشاهده شد. در نهایت توان مصرفی، شکل هندسی محصول و نیروی وارد بر غلتک‌ها بین سه الگوی گل مقایسه و الگوی گل مناسب انتخاب شد.

روش های معرفی شده طراحی الگوی گل در منابع

پیشین

محققان مختلف روش های گوناگونی برای طراحی الگوی گل ارائه کرده اند. روش های مهم عبارتند از:

الف) روش توزیع یکنواخت. چگونگی محاسبه میزان کاهش در راستای ارتفاع و عرض لوله در هر ایستگاه طبق این روش در معادله (۱) نشان داده شده است. ابعاد کلی و مفاهیم پایه معادله مورد نظر نیز در شکل (۱) نشان داده شده است. در این روش، ارتفاع و عرض لوله در هر ایستگاه نسبت به ایستگاه قبلی به اندازه ثابت H کاهش می یابد. ابعاد لوله پس از شکل دهی مجدد d ، قطر لوله گرد اولیه D و تعداد ایستگاه های مورد نیاز برای شکل دهی N فرض شده است [11].

هندسی را بر روی رخ دادن عیوب در فرایند شکل دهی مجدد غلتکی در حالت های مختلف مورد بحث قرار دادند و روابطی برای پیش بینی احتمال وقوع عیب جدایش متناسب با نسبت هندسی ارائه کردند. رایالا و گوود [6] در سال ۲۰۱۶ تأثیر میزان کاهش ارتفاع در هر مرحله بر خواص و کیفیت محصول نهایی را مورد بررسی قرار دادند. اثر میزان کاهش ارتفاع بر تغییرات ضخامت دیواره، شعاع گوشه لوله و توان مصرفی را براساس شیوه توزیع یکنواخت به دست آوردند. آن ها نشان دادند بر اساس این شیوه طراحی الگوی گل توان مصرفی ایستگاه به ایستگاه افزوده می شود. شائو و همکاران [7] در سال ۲۰۱۸ سعی کردند که با توجه به اثر متغیرهای مختلف فرایند نظیر خواص فلز مدول یانگ، استحکام تسلیم و شرایط سخت شوندگی آن، در فرایند شکل دهی غلتکی مجدد روابطی برای توزیع تنش پس ماند در محصول ارائه کنند. تاجیار [8] در سال ۲۰۱۹ تأثیر متغیرهای مقدار کاهش ارتفاع و اصطکاک بر ایجاد عیب جدایش را مورد بررسی قرار داد و نشان داد در شرایط لوله جدارنازک اصطکاک می تواند وقوع عیب جدایش را تحت تأثیر قرار دهد در حالی که لوله های جدارضخیم نسبت به اصطکاک حساس نیستند. ژنگ و همکاران [9] در سال ۲۰۲۰ به بررسی مقاطع مربعی و مستطیلی پرداختند و نشان دادند که وقتی الگوی گل دارای تعداد ایستگاه های زیاد باشد، یک مدل عددی کارآمد و دقیق برای تحلیل فرایند ضروری است. مزدک و همکاران [10] در سال ۲۰۲۱ با استفاده از روش تعادل المان و توسعه روش مرجع [2] روشی برای طراحی غلتک های مقاطع دارای تاخوردگی ارائه کردند. هم چنین مدلی عددی بر اساس این روش تهیه و ارائه نمودند و روشی اختصاصی برای طراحی غلتک ها در فرایند شکل دهی مجدد تدوین کردند و نشان دادند عامل ایجادکننده عیب جدایش، سخت شدن غیریک نواخت لوله است.

بررسی طراحی غلتک، چگونگی شکل گیری، مقدار کاهش ارتفاع و در نهایت طراحی الگوی گل موضوع مشترک تحقیقات فوق الذکر است. ملاحظه می شود که این تحقیقات اثر الگوی گل بر عیوب و خواص محصول را بررسی کرده اند. هم چنین روش هایی برای طراحی الگوی گل بر مبنای هندسه مقطع و لوله اولیه ارائه داده اند که در ادامه به آن ها اشاره خواهد

گل، منطبق بر شیوه‌های طراحی ذکر شده و الگوی گل تجربی مورد استفاده در یکی از شرکت‌های تولیدکننده طراحی شده و همگی آن‌ها مورد شبیه‌سازی قرار گرفته‌اند. در تمامی مدل‌ها منطبق بر شرایط خط تولید، یک ایستگاه اولیه به‌عنوان نگه‌دارنده و سپس ۵ عدد غلتک شکل‌دهنده با فاصله ۶۸۰ میلی‌متر در نظر گرفته شده‌است. ابعاد غلتک‌ها نیز مشابه ابعاد خط تولید لحاظ شده‌است و تنها تفاوت غلتک‌ها در مدل‌های مختلف، در میزان کاهش ارتفاع مربوط به آن‌ها است. در جدول (۱) مقادیر کاهش ارتفاع در ایستگاه‌های مختلف طبق هر الگو بیان شده‌است. غلتک‌های صلب تحلیلی و لوله از ماده شکل‌پذیر انتخاب شده‌اند. ضخامت لوله اولیه ۳ میلی‌متر در نظر گرفته شده‌است. برای کاهش زمان شبیه‌سازی‌ها، با در نظر گرفتن فاصله بین ایستگاه‌ها، طول لوله ۱۸۰۰ میلی‌متر و بدون درز در نظر گرفته شده‌است، به‌صورتی که محصول، در آن واحد حداقل در سه ایستگاه با غلتک‌ها در تماس باشد.

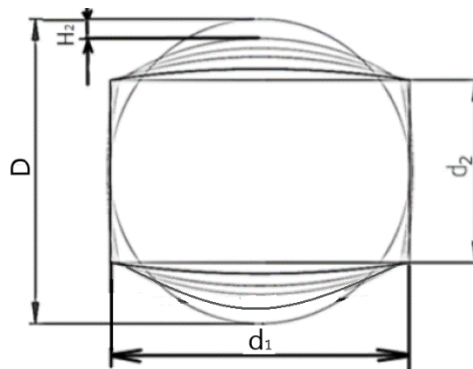
در جدول (۱) متغیرهای H_1 و H_2 به‌ترتیب به مقدار کاهش عرضی و ارتفاعی به‌ترتیب در بعد ۶۰ و ۴۰ محصول اشاره دارند. همان‌طور که در جدول (۱) مشاهده می‌شود مقدار کاهش در راستای H_1 در تمامی الگوها در ایستگاه اول مشابه است و در ایستگاه‌های بعدی نیز تفاوت آن‌ها ناچیز است، اما در مورد H_2 این تفاوت‌ها قابل توجه و معنادار هستند و تفاوت عمده الگوهای مختلف در این بعد نمایان می‌شود.

جدول ۱ مقدار کاهش ارتفاع در ایستگاه‌های مختلف الگوی گل‌های طراحی شده

شماره ایستگاه					متغیر	نام روش
۵	۴	۳	۲	۱	کاهش (mm)	
۰/۷۲	۰/۷۲	۰/۷۲	۰/۷۲	۰/۷۲	H_1	توزیع
۴/۷۲	۴/۷۲	۴/۷۲	۴/۷۲	۴/۷۲	H_2	یک‌نواخت
۰/۷	۰/۷۱	۰/۷۲	۰/۷۳	۰/۷۴	H_1	توزیع
۳/۸۹	۴/۲۶	۴/۶۸	۵/۱۳	۵/۶۳	H_2	متناسب
.	۰/۹۸	۰/۹۲	۰/۹۴	۰/۷۶	H_1	الگوی گل
۳/۸	۴/۰۸	۳/۶۴	۳/۹	۸/۱۸	H_2	تجربی

خصوصیات ماده خام

فلز مورد بررسی فولاد ST37 است و از ورق محصول در حال تولید نمونه گرفته شده‌است. مشخصات ماده خام به‌وسیله



شکل ۱ ابعاد کلی لوله با مقطع مستطیلی و لوله اولیه

$$H_1 = \frac{D - d_1}{N} \quad \& \quad H_2 = \frac{D - d_2}{N} \quad (1)$$

ب) روش‌های توزیع کاهش. از آنجایی که بر اثر کارسختی تغییر شکل ورق دشوارتر می‌شود بر این اساس در این روش طراحی مقدار شکل‌دهی در هر ایستگاه از ایستگاه ابتدایی تا ایستگاه انتهایی رفته‌رفته کم‌تر در نظر گرفته می‌شود [11]. این شیوه به‌طور کلی منتخب صنعتگران بوده‌است اما مقدار شکل‌دهی در هر ایستگاه مبتنی بر دانش و سعی و خطا صورت می‌گیرد. در سال ۲۰۰۱ توسط ون و همکاران [12] شیوه‌ای به نام شیوه توزیع متناسب ارائه شده‌است. در این روش با داشتن تعداد ایستگاه و به کمک رابطه ارائه‌شده، میزان کاهش ارتفاع لوله در هر ایستگاه با جایگزین کردن متغیرهای طراحی در معادله (۲) به‌دست می‌آید. ارتفاع لوله در این روش در ایستگاه اول بیشترین کاهش را داراست و به‌تناسب در ایستگاه‌های بعدی اندازه آن کاهش می‌یابد. در این روش ارتفاع لوله پس از شکل‌دهی مجدد l قطر لوله گرد اولیه D و n شماره ایستگاه است و تعداد ایستگاه‌های موردنیاز برای شکل‌دهی N فرض می‌شود و معادله (۲) برای تخمین ارتفاع لوله و میزان کاهش ارتفاع در n امین ایستگاه معرفی می‌شود [12]:

$$l_0 = D, l_n = \frac{l_{n-1}}{K}, K = \left(\frac{D}{l}\right)^{\frac{1}{N}} \quad (2)$$

شبیه‌سازی عددی فرایند

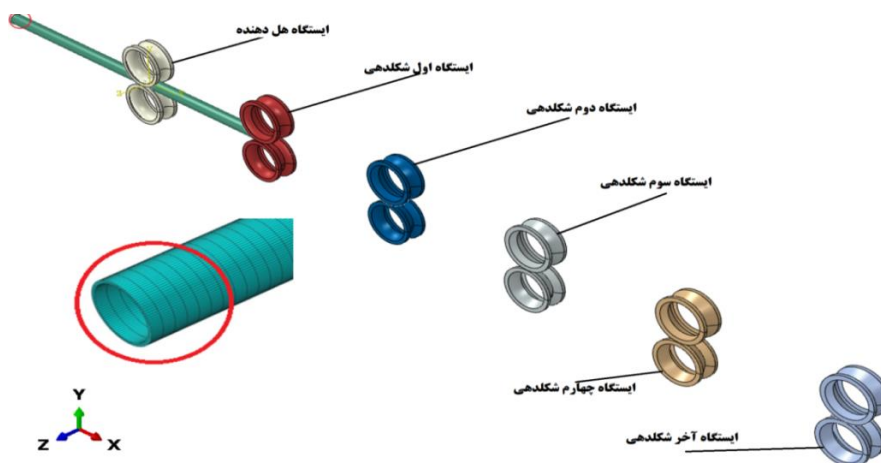
انتخاب مقطع مورد بررسی و مدل‌سازی. برای بررسی اثر الگوی گل بر نیروی شکل‌دهی، مقطع مستطیلی ۶۰×۴۰ میلی‌متر با ضخامت ۳ میلی‌متر انتخاب شده‌است. برای آن سه الگوی

نشان داده شده‌است. به منظور بررسی عدم وابستگی نتایج به اندازه‌مندی، شبیه‌سازی‌ها از تعداد المان کم به زیاد انجام شد. با ملاک قرار دادن نیروی وارد بر غلتک‌ها در ایستگاه اول شکل‌دهی، تعداد المان‌ها به گونه‌ای انتخاب شد که نیروی ایستگاه اول کم‌تر از ۵ درصد تغییرات داشته باشد و در نهایت مدلی با تعداد المان ۳۲۶۴۰ عدد انتخاب شد. کل شبیه‌سازی در یک مرحله با خصوصیت دینامیک صریح انجام شده‌است. نحوه حرکت لوله نیز مشابه حالت واقعی بر اثر چرخش غلتک‌ها و راندن لوله در نظر گرفته شده‌است. سرعت دورانی غلتک‌ها منطبق بر سرعت خط تولید برابر با ۱۳/۵ rad/s در نظر گرفته شده‌است. تماس بین غلتک‌ها و لوله تماس سطح‌به‌سطح و با ضریب اصطکاک ۰/۲ انتخاب شده‌است [13].

آزمایش عملی

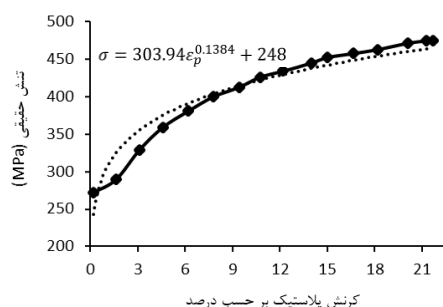
برای اطمینان از نتایج شبیه‌سازی‌ها، آزمایش عملی در یکی از خطوط تولید صورت گرفته‌است و نتایج شبیه‌سازی‌ها با آزمایش‌های تجربی مقایسه شده‌اند. شکل (۴) تصویری از محصول در حال تولید در آزمایش تجربی را نشان می‌دهد. موارد بررسی شده عبارتند از:

- (۱) ابعاد بیرونی، (۲) ضخامت محصول در لبه‌ها و گوشه، (۳) شعاع گوشه، (۴) مقدار تورفتگی، (۵) ابعاد هندسی (تعامد لبه‌ها) و (۶) توان مصرفی برای شکل‌دهی. موقعیت موارد در شکل (۵) نشان داده شده‌است.
- نتایج این مقایسه‌ها در جدول (۳) ذکر شده‌اند.



شکل ۳ مدل ایجاد شده و المان‌بندی شده

آزمایش کشش استخراج گردیده و در شبیه‌سازی وارد شده‌است. از ورق اولیه (قبل از لوله شدن) سه عدد نمونه هم‌راستا (راستای نورد) تهیه و آزمایش کشش انجام شده و میانگین مقادیر آن‌ها گزارش شده‌است. در شکل (۲) نمودار تنش و کرنش به دست آمده از آزمایش کشش است. در جدول (۲) خصوصیات ماده خام ذکر شده‌است.



شکل ۲ منحنی تنش - کرنش پلاستیک حقیقی حاصل از آزمایش کشش

جدول ۲ خصوصیات فولاد St37

مدول یانگ GPa	ضریب پواسان	تنش تسلیم MPa	تنش نهایی MPa	کرنش بیشینه (%)	ضریب MPa K	n توان کرنش سختی
۲۰۱	۰/۳	۲۷۲	۴۷۴	۲۱/۵	۳۰۴	۰/۱۳۵

م‌ش‌بندی، شرایط مرزی و نحوه تعریف تماس

همان‌طور که پیش‌تر بیان شد لوله به صورت توپر مدل شد و برای المان‌بندی از المان C3D8R که از انواع المان آجری ۸ نقطه‌ای با روش انتگرال کاهش یافته‌است، استفاده شد. غلتک‌ها به صورت صلب تحلیلی مدل شدند در شکل (۳) مدل مورد نظر

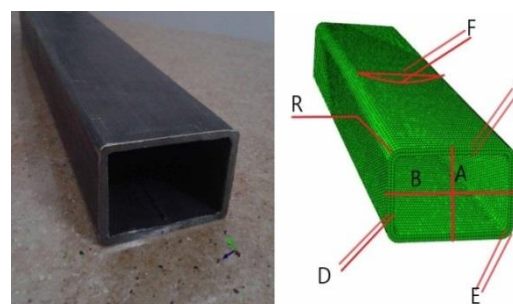


شکل ۴ لوله در حال شکل دهی

تمامی اندازه گیری ها برای اطمینان از صحت آن ها سه مرتبه تکرار شده اند و میانگین آن ها به عنوان اندازه مورد نظر در نظر گرفته شده است.

ابعاد بیرونی و ضخامت با استفاده از کولیس معمولی با دقت 0.02 میلی متر اندازه گیری شده اند. برای ضخامت محصول در گوشه ها، از 4 گوشه محصول نمونه برداری شده است. در مورد شعاع گوشه ها شعاع چهار گوشه محصول عملی به وسیله شعاع سنج با پلکان نیم میلی متر، اندازه گیری شده و میانگین آن ها گزارش شده است. در شبیه سازی نیز برای اندازه گیری شعاع، از گره ها کمانی عبور داده شده و شعاع کمان به دست آمده است. در این مورد 23% اختلاف مشاهده شده است که دلیل آن می تواند خطای ناشی از فاصله پلکانی بین مقادیر شعاع سنج باشد. در مورد مقدار تورفتگی، در نمونه عملی مقدار تورفتگی با استفاده از کولیس عمق سنج با دقت 0.02 میلی متر اندازه گیری شده است. برای پرهیز از اثرات ناشی از برش، موقعیت اندازه گیری 50 سانتی متر دورتر از مقطع برش خورده انتخاب شده است. در مورد مقدار تورفتگی 16% اختلاف مشاهده می شود. برای اندازه گیری تعامد، ابتدا به کمک گونیای دقیق (گونیا مویی) و دسته فیلر استاندارد با فاصله پلکانی 0.05 میلی متر، حد فاصل لبه محصول تا وضعیت تعامد دقیق اندازه گیری شده است. علاوه بر مشخصات هندسی، مقدار توان مصرفی نیز برای صحنه گذاری شبیه سازی اندازه گیری شده است.

توان مصرفی برای شکل دهی مجدد. در خط تولید قبل از انجام شکل دهی انرژی به صورت های مختلفی مثل انرژی مورد نیاز



شکل ۵ نمونه محصول عملی و شبیه سازی و عناوین موارد مورد مقایسه

جدول ۳ مقایسه نتایج آزمایش عملی و شبیه سازی

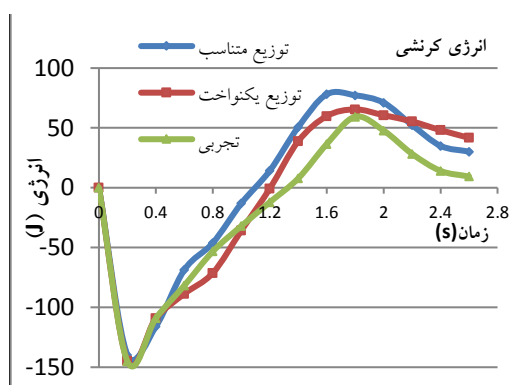
موارد مورد سنجش		مقدار شبیه سازی	مقدار تجربی	اختلاف (%)
ابعاد بیرونی (mm)	اندازه 40 (A)	$39/88$	$40/25$	$0/91$
	اندازه 60 (B)	$60/07$	$60/2$	$0/22$
ضخامت محصول (mm)	لبه (C,D)	$3/07$	$3/12$	$1/6$
	گوشه (E)	$3/52$	$3/39$	$3/82$
شعاع گوشه (R) (mm)		$5/4$	$4/38$	$23/29$
مقدار تورفتگی (F) (mm)		$0/29$	$0/25$	16
ابعاد هندسی	تعامد (درجه)	$-0/98$ ($89/02$)	$-0/46$ ($89/54$)	$0/58$
	توان مصرفی برای شکل دهی (kw)	$27/43$	$29/55$	$7/17$

نتایج و بحث

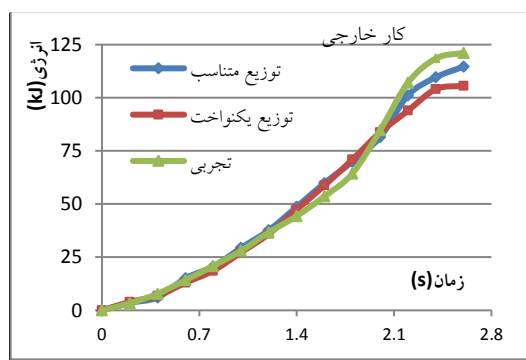
میزان کاهش ارتفاع در هر ایستگاه، طبق الگوی تولیدکننده صنعتی و هم طبق دو شیوه طراحی الگوی گل موردنظر در جدول (۱) آورده شده‌اند.

انرژی موردنیاز به صورت‌های مختلفی مانند انرژی داخلی، کار مومسانی، کار خارجی و انرژی کرنشی مصرف می‌گردد. بررسی برخی از این موارد در سه الگوی گل مختلف از شکل (۸) تا شکل (۱۰) صورت گرفته‌است. نکته قابل توجه در این شکل‌ها، مشابهت بسیار زیاد مقادیر انرژی و نحوه تغییرات آن طی زمان در هر مورد بین الگوی گل‌های مختلف است.

در جدول (۴) مقدار نیروی وارد بر غلتک‌ها در الگوهای گل حاصل از شبیه‌سازی نشان داده شده‌است. ملاحظه می‌شود که مقادیر نیروهای اعمالی به الگوی گل‌ها بسیار وابسته است. توزیع این نیروها در الگوی تجربی نسبت به الگوهای دیگر یک‌نواخت‌تر است.

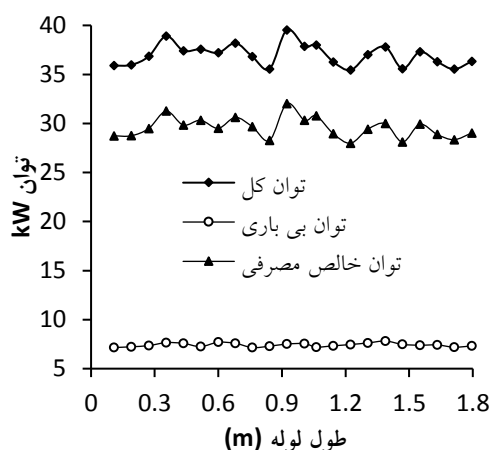


شکل ۸ انرژی کرنشی سه الگوی گل مختلف



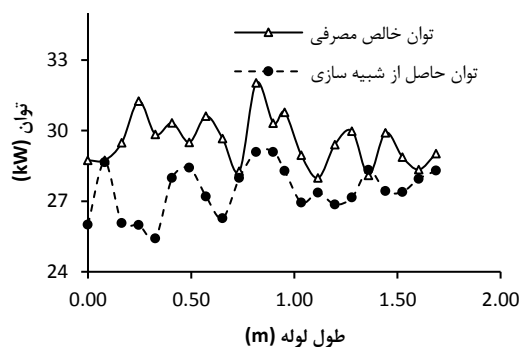
شکل ۹ کار خارجی سه الگوی گل مختلف

برای گردش غلتک‌ها و گیربکس‌ها، اصطکاک بین اجزای انتقال‌دهنده نیرو و انرژی لازم برای به حرکت درآوردن خود موتور، تلف می‌شود. برای حذف این اتلاف‌های انرژی، بعد از اندازه‌گیری توان در حین فرایند شکل‌دهی، توان مصرفی در هنگام بی‌باری نیز اندازه‌گیری شده و از توان مصرفی کل کم شده‌است. در شکل (۶) توان مصرفی کل، توان مصرفی در هنگام بی‌باری و توان خالص شکل‌دهی نمایش داده شده‌است.



شکل ۶ توان مصرفی کل، توان مصرفی در هنگام بی‌باری و توان خالص شکل‌دهی

برای اندازه‌گیری توان، مقدار جریان مصرفی با آمپرسنج اندازه‌گیری شد. در شکل (۷) توان خالص مصرفی خط موجود و توان شبیه‌سازی مقایسه شده‌است. در این مورد مقدار ۷/۱٪ اختلاف مشاهده شده‌است.



شکل ۷ مقایسه توان خالص مصرفی خط موجود و توان حاصل از شبیه‌سازی

در مجموع با توجه به نتایج به دست آمده، کیفیت شبیه‌سازی مطلوب است و نتایج آن قابل اعتماد می‌باشد.

بیشتری برای شکل دهی استفاده کرده است. مشخصات ابعادی محصول نیز طبق سه الگوی گل غلتک، در جدول (۵) آورده شده است.

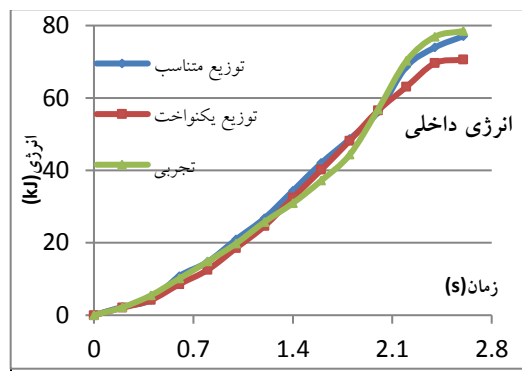
مطابق شکل (۱۱) مقدار خطا در شکل دهی گوشه در شبیه سازی روش تجربی ۳۵٪، در روش توزیع متناسب ۵۲٪ و در روش توزیع یک نواخت ۶۶٪ است لذا روش تجربی نسبت به الگوهای توزیع متناسب و یک نواخت به ترتیب ۱۷٪ و ۳۱٪ موفق تر بوده است. هم چنین در شکل (۱۱) نشان داده شده است که افزایش غیریک نواختی توزیع نیز موجب افزایش خطای شعاع گوشه می گردد.

جدول ۴ مقایسه نیروهای وارد بر غلتکها در وضعیت های توزیع

متناسب، توزیع یک‌نواخت و تجربی			
مقدار نیرو در شبیه‌سازی انواع الگوهای گل غلتک (KN)			شماره ایستگاه
تجربی	توزیع یک‌نواخت	توزیع متناسب	
۵۱	۳۵	۴۲	۱
۴۳/۵	۴۰	۵۰	۲
۵۰	۴۴	۵۰	۳
۵۰	۴۸	۵۶	۴
۵۶/۵	۵۳/۵	۵۹/۵	۵
۵۰/۲	۴۴/۱	۵۱/۵	میانگین
-۶/۷ +۶/۳	-۹/۱ +۹/۴	-۹/۵ +۸	اختلاف حداقل و حداکثر از میانگین
۱۳٪	۲۱٪	۱۷٪	درصد اختلاف نسبت به میانگین

جدول ۵ مقادیر ابعادی حاصل از شبیه سازی سه الگوی گل مختلف

مقادیر ابعادی حاصل از شبیه سازی mm				شیوه طراحی الگوی گل
مقدار شعاع مورد انتظار	شعاع گوشه	در بعد ۴۰	در بعد ۶۰	
۴	۵/۴۲	۳۹/۸۸	۶۰/۰۷	خط تولید تجربی
۴	۶/۰۷	۴۰/۱۴	۶۰/۱۲	توزیع متناسب
۴	۶/۶۴	۴۰/۲۱	۶۰/۱۵	توزیع یک نواخت



شکل ۱۰ انرژی داخلی سه الگوی گل مختلف

هم چنین در شکل (۱۲) توزیع توان مصرفی در ایستگاهها طبق الگوهای مختلف گل غلتک نشان داده شده است. ملاحظه می شود که در شرایط خط تولید تجربی ایستگاه اول بیشترین توان را مصرف کرده است ولی در الگوهای حاصل از شبیه سازی مقدار توان مصرفی ایستگاه به ایستگاه افزایش یافته و در ایستگاه آخر به نهایت خود رسیده است. البته در الگوی گل غلتک توزیع متناسب، شیب افزایش بین ایستگاهها ملایم تر است. از طرف دیگر با توجه به مقادیر نیروی وارد بر غلتکها (جدول ۴) می توان نتیجه گرفت این تفاوت نتایج بین الگوی گل روش تجربی و روش های عددی، یک مزیت قابل توجه در روش تجربی است، چرا که بدون اعمال نیروی عمودی مازاد بر غلتکهای ایستگاه اول موجب انجام کار مومسانی بیشتری نسبت به الگوهای دیگر شده است. توضیح این که مقادیر شعاع غلتکها، ضریب اصطکاک، مشخصات ابعادی لوله اولیه و خواص ماده خام در همه روشها یکی است؛ لذا انتظار می رود نیروی عمودی وارد بر غلتکها، مهم ترین عامل تعیین کننده تفاوت تلفات ناشی از اصطکاک در شیوه های مختلف باشد. هم چنین ملاحظه می شود که مقدار توان مصرفی روش تجربی در ایستگاه آخر کم ترین مقدار بین روشها است. این امر از آن لحاظ اهمیت دارد که ایستگاه آخر، بیشترین سهم را در ویژگی های مکانیکی محصول تولیدی دارد و هر چه بار این ایستگاه کمتر باشد تنش پس ماند در قطعه کم تر می شود و محصولی با خواص مکانیکی مطلوب تر به دست می آید.

هم چنین شکل (۱۳) مقادیر کل توان مصرفی الگوهای گل غلتک مختلف را نشان می دهد. ملاحظه می شود که روش تجربی به مقدار ۲/۸٪ نسبت به الگوی گل غلتک توزیع متناسب و ۷/۹٪ نسبت به الگوی گل غلتک توزیع یک نواخت، انرژی

نتیجه‌گیری

در این مقاله، اثر طراحی الگوی گل بر چگونگی توزیع نیروی اعمالی به غلتک‌ها و توان مصرفی آن‌ها در ایستگاه‌های مختلف شکل‌دهی غلتکی مجدد به صورت تجربی و عددی مورد بررسی قرار گرفته است. برای این بررسی‌ها سه الگوی گل مختلف به کمک شبیه‌سازی اجزای محدود در نرم‌افزار تجاری آباکوس به صورت سه‌بعدی مورد ارزیابی قرار گرفته‌اند و برای اطمینان از صحت شبیه‌سازی‌ها آزمایش عملی نیز صورت گرفته است.

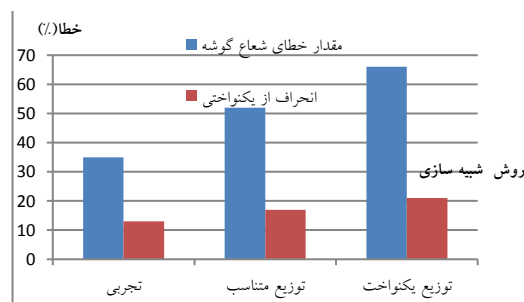
بر اساس نتایج شبیه‌سازی‌ها نشان داده شده است که در الگوی گل غلتک تجربی نسبت به الگوی توزیع متناسب ۲/۸٪ و نسبت به الگوی توزیع یک‌نواخت ۷/۹٪ توان مصرفی بیشتری برای شکل‌دهی مورد نیاز است. همچنین روش تجربی نسبت به الگوهای توزیع متناسب و یک‌نواخت به ترتیب ۱۷٪ و ۳۱٪ در شکل‌دهی گوشه موفق‌تر بوده است. همچنین نشان داده شد که در روش تجربی توزیع نیروی عمودی وارد بر غلتک‌ها نسبت به الگوی توزیع متناسب و توزیع یک‌نواخت به ترتیب ۴٪ و ۸٪ یک‌نواخت‌تر است. در نتیجه این یک‌نواختی نیروی عمودی شرایط اصطکاک و استهلاک غلتک‌ها در روش تجربی نسبت به دیگر روش‌ها یک‌نواخت‌تر خواهد بود؛ لذا می‌توان نتیجه گرفت که برای انتخاب الگوی گل مناسب‌تر، استفاده از توزیع یک‌نواخت نیروی اعمالی در کنار معیار انرژی مصرفی کمینه منجر به شرایط مناسب‌تری می‌شود.

تقدیر و تشکر

از شرکت لوله و پروفیل مهدی و به‌ویژه از جناب آقای مهندس ترابی بابت قبول زحمات انجام آزمایش‌ها و همکاری در اندازه‌گیری‌ها بسیار سپاس‌گزاری می‌شود.

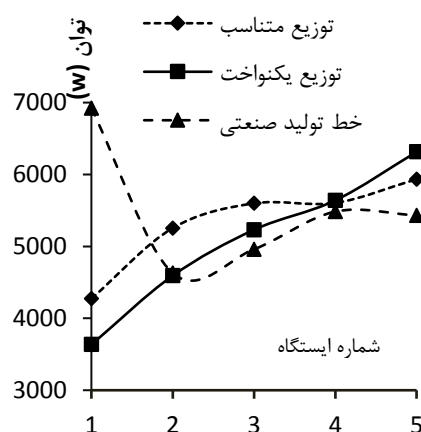
واژه نامه

Reshaping of cold roll forming	شکل‌دهی مجدد غلتکی سرد
Flower Pattern	الگوی گل
Uniform distribution of force	یک‌نواختی توزیع نیرو
Energy consumption	انرژی مصرفی

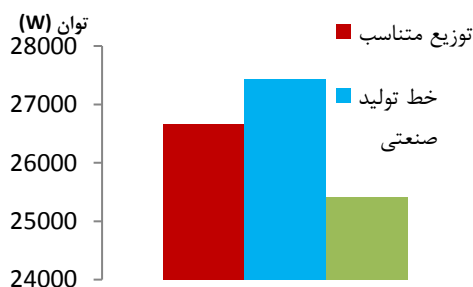


شکل ۱۱ اثر یک‌نواختی توزیع نیرو بر کاهش خطای شعاع گوشه

مطابق شکل (۸) انرژی کرنشی خط تولید تجربی نسبت به الگوهای دیگر کم‌تر است اما طبق شکل (۱۳) توان مصرفی این روش نسبت به بقیه روش‌ها بیشتر است. هر چند از لحاظ انرژی مصرفی، مقدار توان روش تجربی بیشتر است اما از نظر ابعادی در مورد شعاع گوشه نسبت به دو شیوه دیگر موفق‌تر بوده است و این تفاوت توان مصرفی نیز می‌تواند مربوط به توان مورد نیاز برای ایجاد شعاع گوشه باشد.



شکل ۱۲ توزیع توان مصرفی در ایستگاه‌ها طبق الگوی گل‌های مختلف



شکل ۱۳ توان کل مصرفی حاصل از شبیه‌سازی طبق الگوی گل‌های مختلف

مراجع

1. Halmos, G.T., "Roll Forming Handbook", CRC Press, VOL. 1, Pp. 153 (2005)
2. Kiuchi, M., Naeini, H.M. and Shintani, K., "Computer Aided Design of Rolls for Reshaping Processes from Round Pipes to "Channel-Type" Pipes", *Journal of Materials Processing Technology*, VOL. 111, No.1, Pp. 193-197, (2001).
3. Huang, Y.M., "Elasto-Plastic Finite Element Analysis of Squaring Circular Tube", *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, VOL. 18 , NO 3: P. 665-673, (2008). , ..
4. Alinezhad, P., Sanati, A. and Momtahn, K.N. "Computer Aided Design of Reshaping Process of Circular Pipes into Square Pipes", *International Journal of Mathematical and Computational Sciences*, VOL. 3, NO. 7, Pp. 468-472, (2009)
5. Chen, T.C. and Ye, J.M., "Finite-Element Analysis of the Double Lateral Compression of Clad Tube into a Symmetric Square-Tube", *Advanced Materials Research*, VOL 337: Pp. 332-335, (2011)
6. Rayala, P. and Goud, S.C., "Reshaping of Thick Tubes into Square Passes at Ends with FEM Simulation", *AIJREAS*, VOL. 1, NO. 4, P. 6, (2016).
7. Shao, C., Zhang, P. Zhu, Y. Zhang, Z. Tian, Y. and Zhang, Z., "Simultaneous Improvement of Strength and Plasticity: Additional Work-Hardening from Gradient Microstructure", *Acta Materialia*, VOL. 145, Pp. 413-428, (2018).
8. Tajyar, A., "Investigating the Effect of Different Parameters on the Occurrence of Collapse Defect in Re-Shape Rolling of Circular Pipe into a Square Tube", *Iranian Journal of Manufacturing Engineering*, VOL. 6, NO. 4, Pp. 14-22, (2019).
9. Zheng, B., Shu, G., Wang, J., Gu, Y. and Jiang, Q., "Predictions of Material Properties in Cold-Rolled Austenitic Stainless Steel Tubular Sections", *Journal of Constructional Steel Research*, VOL. 164, Pp. 10582, (2020).
10. Mazdak, S., Naeni, H. M., Sheykholeslami, M. R., Kiuchi, M. and Validi, H., "The Effect of the Roller Profile Oncave-In Defect in Reshaping Processby Considering Nonlinear Combine Strain Hardening", *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, VOL. 236. NO. 5, Pp. 1-13, (2022).
11. Kang, W., Zhao, Y., Yu, W., Wang, S., Ma, Y. and Yan, "Numerical Simulation and Parameters Analysis for Roll Forming of Martensitic Steel MS980", *Procedia Engineering*, VOL. 81, Pp. 251-256, (2014).
12. Wen, B., "Using Advanced Tooling Designs to Reshape Round Tube into Square and Rectangular Tubes", OH, USA: Roll-Kraft, Inc, (2001).
13. Tehrani, M.S., Hartley, P., Naeini, H.M., Khademizadeh, H., "Localised Edge Buckling in Cold Roll-Forming of Symmetric Channel Section", *Thin-Walled Structures*, VOL. 44, P. 13, (2006)

Thermofluid Numerical Simulation of Flat Solar Heating Transpired Collector for Drying Purposes*

Mohammad Saleh Barghi Jahromi¹, Vali Kalantar²
Mohammad Sefid³, Masoud Iranmanesh⁴
Hadi Samimi Akhijahani⁵

1. Introduction

Iran is a country where due to the abundance of fossil fuels, less attention is paid to the way of consuming energy and optimizing energy-consuming systems. However, in recent decades, due to the depletion of fossil fuel resources and pollution from the consumption of this type of fuel, the comprehensive development document stipulates that by 2051 at least 30% of the electricity generation network must be supplied from new and renewable energy, of which more than 15% will be related to solar energy. One of the main focuses in the field of energy is the energy efficiency of energy supply systems. Therefore, designing and constructing systems that can use independently or as a combination of new and renewable energies are important and necessary. Located in a geographical position between 25 to 40 degrees north and 43 to 55 degrees east and an average of 300 sunny days, Iran is one of the most prone areas to use solar radiation in various fields, especially drying. Energy of the sun can be extracted in different ways; one of the related technologies in this field is solar collectors. Using Unglazed Transpired Solar Air Heater Collectors is one of the most effective ways for reducing air conditioning load in buildings. These collectors can also be used to dry agricultural products. These collectors, unlike conventional air-heating collectors, do not require a transparent cover. Therefore, they cost less and have the highest efficiency for air heating.

2. Modeling and simulation

The 3D model of the Unglazed Transpired Solar Air Heater Collector in SolidWorks software is designed in full details. After meshing with the help of ANSYS ICEM CFD software and determining the properties of materials used in the solar air heater, boundary conditions are applied to the geometry and unsteady turbulent flow is simulated at different airflow rates. In Figure 1, the unstructured meshing is used. Moreover, boundary layer meshing was done for all surfaces in contact with the airflow. In this simulation, due to the separation of the flow in the air inlet parts into the solar air heater, the $k-\omega$ turbulence model is used to observe near the walls with appropriate accuracy. In this simulation, the value of y^+ in

the inside of the holes and the different parts, where the air is in contact with the solid surface, is maintained between 5 and 10.

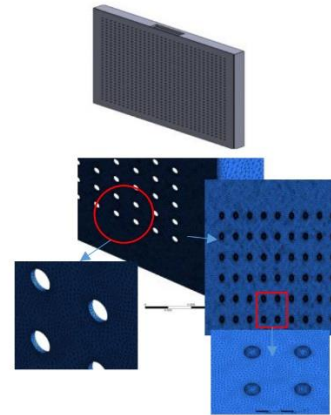


Figure 1. 3D model and meshing model of Unglazed Transpired Solar Air Heater Collector ($y^+ = 5 - 10$)

Table 1 shows the dimensions and geometric characteristics of the collector. The arrangement of holes in this solar air heater is square.

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

value	Parameter
1m	length
1m	Width
30mm	pitch holes
10mm	The diameter of the holes
70mm	Plenum depth
2mm	The thickness of Absorber plate
900	Number of holes
20mm	The thickness of glass wool

The Reynolds number was calculated for all experiments and its value was obtained above 2000, which indicates the turbulent flow pattern inside the system. The inlet temperature for the simulation was 300 K and the mass flow rates were considered 0.007, 0.01, 0.0125, 0.015 kg/s, respectively. The heat flux for the 15th of Mordad for 24 hours for the geographical location of Kerman was extracted from the Fluent software database and entered into the absorber plate surface temperature condition using the UDF equation. A boundary condition was considered at the constant pressure outlet. In the boundary conditions section, the absorber plate is defined as a wall, the intensity of solar radiation hitting the absorber plate is equal to αG . The absorption coefficient is equal to 0.64.

*Manuscript received, February, 24, 2022; Revised. April, 24, 2022, Accepted. May, 25, 2022.

¹. PhD Candidate, Department of Mechanical Engineering, Yazd University, Yazd, Iran.

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

Email: vkalantar@yazd.ac.ir

³. Professor, Department of Mechanical Engineering, Yazd University, Yazd, Iran.

⁴. Associate Professor, Department of Energy, Institute of Science and High Technology and Environmental Sciences, Graduate University of Advanced Technology, Kerman, Iran.

⁵. Assistant Professor, Department of BioSystems Engineering, Faculty of Agriculture, University of Kurdistan, Sanandaj, Iran.

3. Results and discussion

Figure 2 (part c) shows velocity distribution diagrams within the entire plenum and a view of the jets. As expected, the velocity of the air flow from the bottom of the plenum to the outlet increases. Moreover, the jets formed inside the plenum due to suction are visible through the holes, and these jets are quite visible near the hole. Figure 2 (part b) shows the flow near the holes and the absorber plate. The presence of flow turbulence near the absorber plate causes a vortex. The resulting turbulence increases the velocity and heat transfer coefficient of the convection. In Figure 2 (part a), for a flow rate of 0.007 kg/s for a time of 35000 seconds, the temperature of the absorber plate at the bottom of the plate is 583.62 K and the temperature of the absorber plate at the top of the plate is 541/30. The operation of the unglazed solar air heater collector is based on the pressure difference created by the suction fan. In parts of the collector where the pressure is high, the velocity decreases. As shown in Figure 2 (part d), the pressure in the plenum increases and decreases toward the collector outlet.

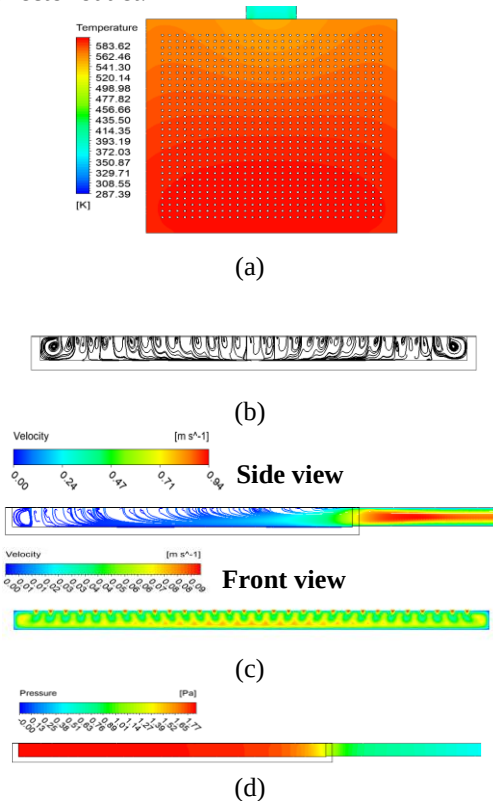


Figure 2. Contours a) absorber plate temperature, b) stream line in plenum c) velocity in plenum, d) Pressure in plenum, for a flow rate of 0.007 kg/s for a time of 35000 seconds

In Figure 3, the Nusselt number increases as the mass flow rate increases. From 60,000 seconds onwards, the Nusselt number decreases to zero because the heat flux reaches zero and the collector is equated with the inlet air and the temperature gradient is gradually reduced to zero, resulting in a convection heat transfer coefficient of zero. In Figure 4, with increasing mass flow, the thermal efficiency of the unglazed Transpired Solar Air Heater Collector increases and the minimum and maximum efficiencies for mass flows are 0.007 and 0.015 kg/s, respectively, equal to

66.51 and 78.02.

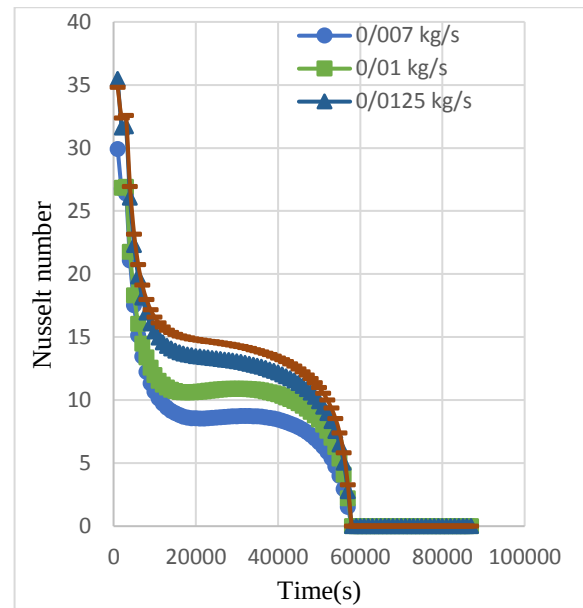


Figure 3. Nusselt number for unglazed Transpired Solar Air Heater Collector in different flow rates

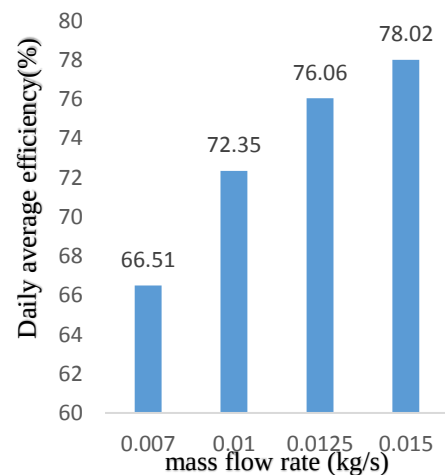


Figure 4. Daily average efficiency diagram of unglazed Transpired Solar Air Heater Collector

4. Conclusion

In this research, an unglazed Transpired Solar Air Heater Collector with a large computational amplitude was modeled by the CFD method using Fluent software. The results show that the outlet temperature of the unglazed Transpired Solar Air Heater Collector with mass flow rates 0.007, 0.01, 0.0125, 0.015 kg/s is in the range of 58-83°C for drying agricultural products. As the mass flow rate increases, the temperature of the absorber plate increases, followed by the temperature of the outlet air; But the increase in the temperature of the absorber plate is more than the increase in the temperature of the outlet air. The maximum efficiency of the unglazed Transpired Solar Air Heater Collector is related to the flow rate of 0.015 kg/s. The results showed that the computational fluid dynamics method with an acceptable error percentage can be used to calculate the temperature and fluid flow rate.

شبیه‌سازی عددی حرارتی و سیالاتی هواگرم‌کن خورشیدی صفحه تخت مشبک برای اهداف خشک کردن*

مقاله پژوهشی

محمد صالح برقی جهرمی^(۱) ولی کلانتر^(۲) محمد سفید^(۳) مسعود ایرانمنش^(۴) هادی صمیمی اخییجانی^(۵)

چکیده هواگرم‌کن‌های خورشیدی مشبک را می‌توان به منظور گرمایش ساختمان‌ها و فضاها بزرگ، کاربردهای صنعتی و خشک کردن محصولات کشاورزی استفاده کرد. بررسی ساختار جریان و انتقال حرارت جابه‌جایی بر عملکرد هواگرم‌کن‌های خورشیدی مشبک بدون پوشش بسیار مهم است. در این هواگرم‌کن‌ها هوا به وسیله صفحه جاذب مشبک (سوراخ‌دار) معمولاً فلزی گرم می‌شود. در این تحقیق، از صفحه جاذب از جنس مس استفاده شده است و برای دبی‌های به ترتیب (۰/۰۰۷، ۰/۰۱، ۰/۰۱۲۵، ۰/۰۱۵) کیلوگرم بر ثانیه شبیه‌سازی عددی صورت گرفته است. برای این‌که شبیه‌سازی با واقعیت فیزیکی مسئله انطباق داشته باشد، شبیه‌سازی صورت گرفته به صورت سه بعدی، غیردائم با دامنه محاسباتی بزرگ و مکش پیوسته می‌باشد. پارامترهای رانده‌مان حرارتی، دبی جریان و دمای خروجی مورد بررسی قرار گرفت. طبق نتایج به دست آمده، با کاهش دبی جرمی، دمای صفحه جاذب و به دنبال آن دمای هوای خروجی افزایش پیدا می‌کند؛ اما افزایش دمای صفحه جاذب بیشتر از افزایش دمای هوای خروجی است. با افزایش دبی، بازده حرارتی هواگرم‌کن خورشیدی صفحه تخت مشبک افزایش پیدا می‌کند که کم‌ترین بازده در دبی ۰/۰۰۷ کیلوگرم بر ثانیه با مقدار ۶۶/۵۱ درصد و بیشترین بازده در دبی ۰/۰۱۵ کیلوگرم بر ثانیه با مقدار ۷۸/۰۲ درصد می‌باشد.

واژه‌های کلیدی انرژی خورشیدی، کلکتور خورشیدی صفحه تخت مشبک بدون پوشش، آنالیز حرارتی و سیالاتی، بازده حرارتی.

مقدمه

است [1,2]. انرژی موجود در پرتو خورشید را می‌توان به روش‌های مختلفی استحصال کرد؛ یکی از فناوری‌های مربوط در این زمینه، کلکتورهای خورشیدی است. انواع کلکتورهای خورشیدی به سه دسته اصلی تقسیم می‌شوند که شامل کلکتورهای تخت، کلکتورهای تحت خلأ و کلکتورهای متمرکزکننده می‌باشند.

از میان انواع کلکتور، کلکتورهای تخت، کلکتورهای مشبک بدون پوشش (نفوذی) خورشیدی (Unglazed Transpired Solar Air Heater Collectors) که در اوایل دهه ۱۹۹۰ میلادی معرفی شدند [3]، ساده‌ترین و پرکاربردترین‌ها هستند. جزو اصلی این کلکتورها، صفحه جاذب مشبک معمولاً به رنگ تیره (سیاه) است که می‌تواند از جنس‌های مختلفی ساخته شود و منافذی به صورت شیار یا سوراخ بر روی آن ایجاد و تعبیه می‌شود. عملکرد این کلکتورها بر پایه مکش هوا از درون منافذ صفحه جاذب به دلیل فشار منفی ایجاد شده توسط فن مکنده است که هوای مکیده شده، هنگام عبور از سوراخ‌ها گرمای صفحه را جذب

ایران کشوری است که در آن به دلیل فراوانی انرژی‌های فسیلی توجه کمتری به نحوه مصرف انرژی و بهینه‌سازی سامانه‌های مصرف‌کننده انرژی می‌شود اما در دهه‌های گذشته با توجه به روبه‌پایان بودن منابع سوخت‌های فسیلی و آلودگی حاصل از مصرف این نوع سوخت‌ها، در سند جامع توسعه کشور مقرر شده است تا سال ۱۴۳۰ باید دست‌کم ۳۰ درصد از شبکه تولید برق، از انرژی‌های نو و تجدیدپذیر تأمین شود که از این میزان بیش از ۱۵ درصد مربوط به انرژی خورشیدی خواهد بود. یکی از محورهای اصلی در حوزه انرژی، بازده انرژی سامانه‌های تأمین انرژی می‌باشد. بنابراین طراحی و ساخت سامانه‌هایی که بتواند به طور مستقل یا ترکیبی از انرژی‌های نو و تجدیدپذیر بهره‌برداری کند، امری مهم و ضروری است. ایران با قرار گرفتن در موقعیت جغرافیایی بین ۲۵ تا ۴۰ درجه شمالی و ۴۳ تا ۵۵ درج شرقی و متوسط ۳۰۰ روز آفتابی یکی از مستعدترین مناطق برای استفاده از تابش خورشیدی در زمینه‌های مختلف به خصوص خشک کردن

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۰/۱۲/۵ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۱/۳/۱ می‌باشد.

(۱) دانشجو دکتری، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه یزد، یزد، ایران

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

(۳) استاد، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه یزد، یزد، ایران

(۴) دانشیار، پژوهشکده انرژی‌های تجدیدپذیر و تبدیل انرژی، دانشگاه تحصیلات تکمیلی صنعتی و فناوری پیشرفته کرمان، کرمان، ایران

(۵) استادیار، گروه مهندسی بیوسیستم دانشکده کشاورزی، دانشگاه کردستان، کردستان، ایران

می‌کند و توسط دمنده در ساختمان یا خشک‌کن پخش می‌شود. مکش باعث کاهش ضخامت لایه مرزی می‌شود، این میزان کاهش مستقیماً به شدت مکش، آرایش و گستردگی شکاف‌ها، شکل شکاف‌ها و میزان دبی مکش شده بستگی دارد. هم‌چنین مکش در برابر جدایی مقاومت می‌کند و لایه مرزی پایدارتر می‌شود و جدایی به عقب می‌افتد و یا در بعضی موارد جدایی نخواهیم داشت؛ به همین دلیل تلفات حرارتی کم می‌شود و حرارت بیشتری به سیال مکش شده انتقال می‌یابد. در نتیجه، این کلکتورها برعکس کلکتورهای هواگرم‌کن معمول، به پوشش شفاف نیاز ندارند. به همین دلیل، هزینه آن‌ها کم‌تر است و دارای بالاترین راندمان برای گرمایش هوا می‌باشند. بنابراین استفاده از کلکتورهای مشبک یکی از مؤثرترین روش‌های کاهش بار تهویه مطبوع در ساختمان‌ها می‌باشد. هم‌چنین می‌توان از این کلکتورها برای خشک کردن محصولات کشاورزی نیز استفاده کرد. در این راستا برای افزایش کارایی کلکتورهای خورشیدی مشبک، بهبود عملکرد و بهینه‌سازی آن‌ها تحقیقات متعددی صورت گرفته است که از آن جمله می‌توان به استفاده از ماده تغییرفازدهنده در کلکتور خورشیدی مشبک [4]، استفاده از ماده تغییرفازدهنده در ضلع جنوبی ساختمان [5]، پوشش رنگ‌های مختلف صفحه جاذب کلکتور مشبک [6]، بهینه‌سازی صفحه جاذب [7] و استفاده از شیشه بر روی کلکتور صفحه‌مشبک [8] اشاره کرد.

شناخت چگونگی حرکت سیال و نحوه انتقال حرارت از صفحات مشبک به سیال با حضور مکش از موضوعاتی است که مورد توجه محققان قرار داشته است. بیشتر مطالعات انجام گرفته، بر روی انتقال حرارت موجود در صفحه مشبک متمرکز است و هدف بیشتر کارهای پژوهشی انجام شده، بهبود انتقال حرارت این کلکتورهاست.

آرولاناندام و همکاران [9] با استفاده از شبیه‌سازی دینامیک سیالات بر روی یک صفحه با سوراخ‌هایی با الگوی مربعی در حالت بدون وزش باد رابطه‌ای را برای محاسبه ضریب مؤثر مبدل حرارتی به دست آوردند و رابطه‌ای تجربی را برای محاسبه عدد ناسلت ارائه کردند. آن‌ها در مدل خود انتقال حرارت از پشت صفحه را در نظر نگرفتند. آن‌ها دریافتند که با افزایش سوراخ‌ها ضریب عملکرد حرارتی صفحات مشبک به سمت عدد ثابتی میل می‌کند. ون دکر و همکاران [10] به صورت آزمایشگاهی به

بررسی چندین صفحه مشبک سوراخ‌دار در جریان موازی پرداختند. آن‌ها در مدل خود به بررسی انتقال حرارت از جلوی صفحه، داخل سوراخ‌ها و پشت صفحه پرداختند و روابطی برای تعیین ضریب کارایی صفحه به دست آوردند. کوتچر و همکاران [11] عملکرد کلکتورهای مشبک را به صورت تحلیلی مورد مطالعه قرار دادند. آن‌ها با فرض این‌که جریان در لایه مرزی آرام بماند برای تعیین میزان اتلاف حرارت در جریان موازی رابطه‌ای را ارائه کردند. از آنجایی که ضخامت لایه مرزی وابسته به میزان مکش می‌باشد، آن‌ها به بررسی حداقل میزان مکش که در آن جریان آرام به جریان متلاطم تبدیل می‌شود، پرداختند. معادلاتی که کوتچر و همکاران مورد استفاده قرار دادند معادله پیوستگی، مومنتوم و انرژی در دو بعد بود. فلک و همکاران [12] به صورت تجربی اثر باد بر روی کلکتورهای خورشیدی مشبک بدون پوشش را مورد مطالعه قرار دادند. آن‌ها دریافتند این کلکتورها برای ساختمان‌های بلند مسکونی با توجه به منطقه کوچک و سرعت جریان کم، چندان مناسب نیستند. گاولیک و همکاران [13] کلکتورهای مشبک با رسانایی حرارتی متفاوت (آلومینیوم و استاین) را به صورت عددی و آزمایشگاهی مورد بررسی قرار دادند. نتایج آن‌ها نشان داد که رسانایی مواد اثر کمی بر کارایی حرارتی این دستگاه‌ها دارد؛ هر چند انتخاب صفحات با ضریب انتقال حرارت هدایتی بالاتر درصد اندکی راندمان را بالاتر می‌برد. لیون و کومار [3] با ارائه یک مدل ریاضی برای محاسبه حرارتی این دستگاه‌ها، اثر پارامترهای مختلف را مورد بررسی قرار دادند. نتایج این مدل برای پیش‌بینی تأثیر پارامترهای کلیدی بر عملکرد یک UTC برای دمای هوای تحویل ۴۵-۵۵ درجه سانتی‌گراد برای کاربردهای خشک کردن، تجزیه و تحلیل شد. تاجدران و همکاران [14] با استفاده از یک روش عددی، پارامترهای سرعت و جهت باد، جریان غیریک‌نواخت و مغشوش، شدت تابش و موقعیت خورشید و نرخ مکش جریان را بررسی کردند و نشان دادند که فاکتورهایی مثل زاویه باد، اثرات قابل توجهی بر عملکرد حرارتی این دستگاه‌ها دارد و اثر نسبت مکش در سرعت‌های باد پایین‌تر افزایش می‌یابد. هم‌چنین نشان دادند، همان‌طور که انتظار می‌رود، با تغییر موقعیت خورشید در طول روز (ساعت روز)، دمای عملکرد کلکتور متفاوت خواهد بود. وزیر و همکاران [6] به صورت تجربی، عملکرد حرارتی هواگرم‌کن‌های خورشیدی مشبک با پوشش بارنگ‌های متفاوت داخلی کلکتور

مشبک با دامنه محاسباتی بزرگ با طول و عرض یک متر (بدون در نظر گرفتن شرط مرزی تقارن) شبیه‌سازی سه‌بعدی شده‌است. هم‌چنین صفحه جاذب انتخاب شده از جنس مس، به علت ضریب هدایت حرارتی بالا که در تحقیقات قبلی استفاده نشده‌است، با تعداد سوراخ‌های متفاوت می‌باشد. هواگرم‌کن خورشیدی مورد نظر برای استفاده در خشک‌کن خورشیدی و هم‌چنین گرمایش هوا در ساختمان طراحی شده‌است. هم‌چنین در این پژوهش مقادیر بازده، عدد ناسلت و بررسی پارامترهای سرعت و دما با شبیه‌سازی به روش CFD در نرم‌افزار Ansys Fluent صورت گرفته‌است.

آنالیز حرارتی

برای حل معادلات حاکم بر رفتار سیال در کلی‌ترین حالت آن بسیار پیچیده و برای مسائل واقعی عملاً غیرممکن است، بنابراین با استفاده از فرضیاتی، این معادلات ساده‌تر و قابل حل می‌شوند. در این تحقیق فرضیات زیر در نظر گرفته شده‌است:

- (۱) سرعت مکش در همه نقاط صفحه مشبک یکسان فرض شده‌است،
- (۲) چهارچوب کلکتور و صفحه پشتی عایق در نظر گرفته شده‌است،
- (۳) خواص ثابت سیال و صفحه جاذب،
- (۴) عدم وجود نیروهای خارجی،
- (۵) عدم وجود چشمه حرارتی درون صفحه،
- (۶) عدم اتلاف حرارتی اصطکاکی،
- (۷) صرف نظر از نیروی جاذبه.

معادلات حاکم و بالانس انرژی. مکانیسم‌های مختلفی در جریان انرژی در کلکتور نقش دارند. تابش خورشید به صفحات جاذب برخورد می‌کند و قسمتی از آن جذب می‌شود و مابقی آن انعکاس می‌یابد. قسمتی از انرژی جذب شده توسط صفحات جاذب به وسیله مکانیسم جابه‌جایی و در طی مسیر حرکت هوای مکیده شده (جریان‌یافته) در قسمت جلو و پشت صفحه جاذب و در داخل سوراخ‌ها، به هوا منتقل می‌شود. قسمت دیگری از انرژی جذب شده، توسط انتقال حرارت تشعشی به صفحه پشتی منتقل می‌شود و مابقی، از طریق فرایند تشعشع و جابه‌جایی به محیط اطراف منتقل و تلف می‌گردد. در شکل شماره (۱- الف)

و یک کلکتور مشبک بدون پوشش بارنگ تیره را مورد بررسی قرار دادند. آن‌ها دریافتند که راندمان حرارتی کلکتور خورشیدی با پوشش حتی در روشن‌ترین رنگ از کلکتور بدون پوشش بیشتر است. کولینس و ابوالخیر [15] با استفاده از یک مدل سه‌بعدی به بررسی عددی کلکتورهای مشبک جدید با صفحات جاذب راه‌راه دوزنقه‌ای پرداختند. باداچه و همکاران [16] به صورت عددی به شبیه‌سازی دوبعدی کلکتورهای هوایی مشبک خورشیدی بدون شیشه پرداختند. نتایج به دست آمده نشان داد که در دبی‌های کم انتقال حرارت از جلوی صفحه جاذب بیشترین سهم از انتقال حرارت به هوا را دارد ولی با افزایش دبی سهم انتقال حرارت از پشت صفحه افزایش می‌یابد. وانگ و همکاران [17] به بررسی مطالعه تجربی و عددی جریان هوا و مشخصه حرارتی کلکتور خورشیدی مشبک غیریک‌نواخت پرداختند. نتایج نشان می‌دهد که ضخامت لایه هوا بیشترین تأثیر را در راندمان جمع‌آوری گرما دارد که می‌تواند با ضخامت ۳۰ میلی‌متر و نسبت ارتفاع ۰/۳۰ به ۹۳ درصد افزایش یابد. این اثر فقط در مورد سوراخ غیریک‌نواخت مشهود است. اگرچه سرعت زیاد هوا می‌تواند تبادل حرارت روزانه را ۵۹۵/۲ وات افزایش دهد، اما میانگین دمای روزانه تأمین هوا ۳۴/۲ درجه سانتی‌گراد کاهش می‌یابد.

از بررسی تحقیقات گذشته چنین برمی‌آید که علی‌رغم کارهای علمی بسیار، به واسطه فرضیاتی که در برخی از تحلیل‌های عددی برای سادگی حل در نظر گرفته شده‌است ممکن است ایراداتی به دقت برخی نتایج وارد باشد. به عنوان مثال با توجه به ماهیت فیزیکی مسئله، شار حرارتی بر روی هواگرم‌کن‌ها در طول روز متغیر است، با این وجود در برخی از تحلیل‌های عددی از قرار دادن شار حرارتی به صورت گذرا در تحلیل‌ها صرف نظر شده‌است. در برخی از تحقیقات پیشین جریان در کلکتور به دلیل پایین بودن دبی گذرنده از آن، به صورت آرام فرض شده‌است. حال آن‌که با افزایش دبی به دلیل افزایش عدد رینولدز، اغتشاشات جریان افزایش می‌یابد و رژیم جریان به یک جریان آشفته تبدیل می‌شود. در نتیجه با افزایش دبی جریان گذرنده از کلکتور مورد بررسی، انتقال حرارت بیشتر و به افزایش راندمان نیز کمک می‌کند. در همگی تحقیقات به علت تعداد زیاد سوراخ‌ها، کل هندسه مورد نظر شبیه‌سازی نمی‌شود و به همین علت دقیقاً نمی‌توان نتایج شبیه‌سازی را با واقعیت فیزیکی مسئله انطباق داد. در این پژوهش برای اولین بار یک هواگرم‌کن خورشیدی صفحه تخت

در معادلات فوق α و $m, A, C_p, I_T, T, Q_{rad}, Q_{conv}$ به ترتیب بیان‌کننده انتقال حرارت جابه‌جایی، انتقال حرارت تشعشعی، دما، تابش خورشیدی، گرمای ویژه در فشار ثابت، گرمای ویژه در حجم ثابت، مساحت، جرم و ضریب جذب هستند. هم‌چنین زیروندهای air, sur, bp, abs و out به ترتیب اشاره به کلکتور، صفحه پشت، محیط، هوا و خروجی دارند. در ادامه به تفکیک معادلات مربوط به محاسبه ترم‌های انتقال حرارت در معادلات (۱-۳) ارائه خواهند شد.

برای محاسبه ترم‌های انتقال حرارت جابه‌جایی از قانون سرمایش نیوتن استفاده می‌کنیم. آنچه در این فرمول‌ها مهم است، محاسبه ضریب انتقال حرارت جابه‌جایی (h_{conv}) می‌باشد. انتقال حرارت جابه‌جایی بین هوای مکیده‌شده و صفحه جاذب از معادله (۴) محاسبه می‌شود.

$$Q_{conv-abs \sim air} = A_{col} h_{conv-abs \sim air} \quad (۴)$$

$$(T_{col} - T_{air-out})$$

مطالعات مربوط به انتقال حرارت جابه‌جایی با مکش از یک صفحه تخت سوراخ‌دار داغ، نسبتاً محدود است. برای برآورد عدد ناسلت (Nu) زمانی که عدد رینولدز بین ۱۰۰ تا ۲۰۰۰ باشد از رابطه تجربی (Nu_1) گزارش شده توسط کوتسچر [19] استفاده می‌شود، اما در پژوهشی دیگر اندروز و بازیدیدی تهرانی (۱۹۸۹) به‌عنوان بخشی از یک سری از مطالعات مربوط به کاربردهای خنک‌کننده فیلم، آزمایش‌های خنک‌سازی گذرا را بر روی طیف وسیعی از صفحات سوراخ‌دار به ضخامت ۶/۳۵ میلی‌متر انجام دادند که حاوی آرایه‌هایی با سوراخ‌های مربعی و دایره‌ای و با قطر سوراخ‌ها و گام‌های متفاوت بود. آن‌ها یک هم‌بستگی برای عدد ناسلت کلی (Nu_D) برای جریان عادی به‌صورت زیر به‌دست آوردند:

$$h_{conv-abs \sim air} = \frac{(Nu_1 k_{air})}{D} \quad (۵)$$

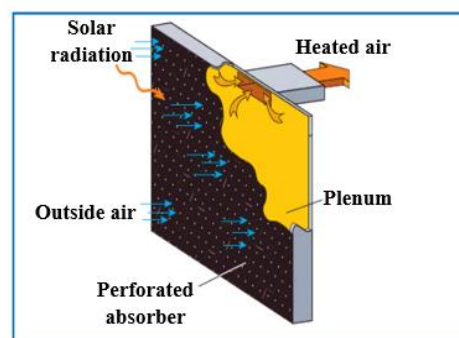
$$Nu_1 = 2.75 \left[\left(\frac{P}{D} \right)^{-1.21} Re_1^{0.43} + 0.011 \beta Re_1 \left(\frac{V_{wind}}{V_{app}} \right)^{0.48} \right]$$

$$Re_1 = \frac{\rho_{air} V_{hole} D}{\mu_{air}}$$

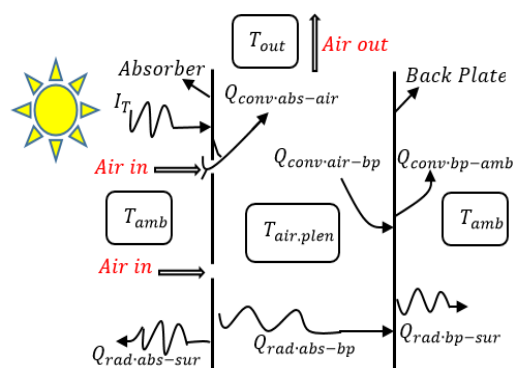
$$Nu_D = 2.44 \left(\frac{P}{D} \right)^{-1.43} Re_D^{0.55} Pr^{0.33}$$

در رابطه (۵)، V_{app} و V_{wind} به ترتیب بیانگر ضریب هدایت، لزجت، تخلخل، گام، قطر سوراخ، سرعت باد و سرعت مکش هوا می‌باشند. هم‌چنین Re عدد رینولدز است که V_{hole} سرعت درون سوراخ و ρ_{air} چگالی هوا می‌باشد.

روش‌های انتقال حرارت بین اجزای سیستم با یکدیگر و با محیط، و در شکل شماره (۱-ب) شماتیک هواگرم‌کن خورشیدی مشبک نشان داده شده‌است.



(الف)



(ب)

شکل ۱ الف) شماتیک کلکتور خورشیدی مشبک بدون پوشش، ب) پدیده‌های انتقال حرارت در یک کلکتور مشبک بدون پوشش [3,18]

معادله بقای انرژی برای سه قسمت اصلی کلکتور شامل صفحه جاذب، صفحه پشتی و پلنوم (فضای پر) به صورت زیر می‌باشد:

$$m_{abs} C_{p,abs} \left(\frac{dT_{abs}}{dt} \right) = \quad (۱)$$

$$(\alpha_{abs} I_T A_{abs}) - b Q_{conv-abs \sim air} + Q_{rad-abs \sim bp} + Q_{rad-abs \sim sur} + Q_{conv-abs \sim sur}$$

$$m_{bp} C_{p,bp} \left(\frac{dT_{bp}}{dt} \right) = Q_{conv-air \sim bp} + \quad (۲)$$

$$Q_{rad-abs \sim bp} - Q_{rad-bp \sim sur} - Q_{conv-bp \sim sur}$$

$$m_{air} C_{p,air} \left(\frac{dT_{air-out}}{dt} \right) = Q_{conv-abs \sim air} - \quad (۳)$$

$$Q_{conv-air \sim bp} + \dot{m}_{air} C_{p,air} (T_{sur} - T_{air-out})$$

$$Q_{rad-abs \sim bp} = \frac{A_{abs} \sigma_{sb} (T_{abs}^4 - T_{bp}^4)}{\frac{1}{\varepsilon_{abs-in}} + \frac{1}{\varepsilon_{bp}} - 1} \quad (16)$$

$$Q_{rad-bp \sim sur} = A_{abs} \sigma_{sb} \varepsilon_{bp} (T_{bp}^4 - T_{sur}^4) \quad (17)$$

تلفات حرارتی تابشی کلکتور به محیط، به آسمان و زمین اتفاق می افتد و به ضریب شکل کلکتور به آسمان (f_{cs}) و ضریب شکل کلکتور به زمین (f_{cg}) و همچنین دمای آسمان و زمین بستگی دارد و از رابطه (۱۸) محاسبه می شود. در رابطه (۱۸) دمای زمین را برابر با دمای محیط می گیرند [3].

$$Q_{rad-bp \sim sur} = A_{abs} \sigma_{sb} \varepsilon_{abs} (T_{abs}^4 - f_{cs} T_{sky}^4 - f_{cg} T_{gnd}^4) \cdot T_{sky} = 0.0552 T_{amb}^{1.5} \quad (18)$$

یکی از پارامترهای مهم برای ارزیابی دستگاه های مختلف، بازده آنها می باشد. بازده یک دستگاه به صورت کسری از انرژی ورودی که به انرژی مفید خروجی تبدیل شده، تعریف می گردد. در این تحقیق، بازده ساعتی با استفاده از معادله زیر محاسبه می شود [21-22].

$$\eta_{th} = \frac{\dot{m} C_p (T_{out} - T_{in})}{A_{abs} I_T} \quad (19)$$

مدل سازی عددی

برای تحلیل دینامیک سیال در هواگرم کن خورشیدی صفحه تخت مشبک، از نرم افزارهای انسیس (ANSYS workbench 2.0) و ICEM (framework version 19.0.0) و سالدورکز (Solid Works, version 18.0.0) استفاده شده است. مدل سه بعدی هواگرم کن خورشیدی مشبک در نرم افزار سالدورکز با جزئیات کامل طراحی شده، پس از شبکه بندی به کمک نرم افزار ANSYS ICEM CFD و تعیین خواص مواد استفاده شده در هواگرم کن، شرایط مرزی بر روی هندسه اعمال شده و مسئله به صورت جریان آشفته ناپایا در نرخ جریان های مختلف هوا شبیه سازی شده است. شبیه سازی انجام شده بر روی یک سیستم محاسباتی ۷ هسته ای با رم ۶۴ صورت گرفت. مدت زمان تحلیل برای هر دبی حدود دو هفته بود. شبکه بندی هندسه در شکل (۲) ارائه شده است. همان طور که در این شکل مشهود است از شبکه بندی به صورت بی سازمان استفاده شده است. هم چنین برای تمامی

انتقال حرارت جابه جایی بین هوای درون پلنوم و صفحه پستی، عدد ناسلت و در نتیجه آن ضریب انتقال حرارت جابه جایی بین صفحه تخت (صفحه پستی) و هوا (هوای پلنوم و محیط) از روابط زیر محاسبه می شود [3]

$$Q_{conv-air \sim bp} = A_{col} h_{conv-air \sim bp} (T_{out} - T_{bp}) \quad (6)$$

$$h_{conv-air \sim bp} = \frac{Nu_2 k_{air}}{d_{plen}} \quad (7)$$

$$Nu_2 = 0.664 Re_2^{0.5} Pr_2^{0.33} \quad (8)$$

$$Re_2 = \frac{\rho_{air} V_{plen} H}{\mu_{air}} \quad (9)$$

$$Pr_2 = \frac{C_{p-air} \mu_{air}}{k_{air}} \quad (10)$$

انتقال حرارت جابه جایی بین هوای محیط و صفحه پستی از روابط زیر قابل محاسبه است، که در آنها H و W به ترتیب، ارتفاع و عرض جاذب می باشد و Pr عدد پرائنتل است [3].

$$Q_{conv-bp \sim sur} = A_{col} h_{conv-bp \sim sur} (T_{bp} - T_{amb}) \quad (11)$$

$$h_{conv-bp \sim sur} = \frac{Nu_3 k_{air}}{W} \quad (12)$$

$$Nu_3 = 0.664 Re_3^{0.5} Pr_3^{0.33} \quad (13)$$

$$Re_3 = \frac{\rho_{air} V_{wind} W}{\mu_{air}} \quad (14)$$

تلفات حرارت جابه جایی از صفحه جاذب به هوای اطراف کلکتور (هوای محیط) بستگی به سرعت مکش هوا و سرعت باد دارد که از رابطه (۱۵) قابل محاسبه است [3,20].

$$\begin{cases} 0 & V_{app} \geq 0.02 \\ 0.82 \frac{V_{wind} v_{air} \rho_{air} C_{p-air}}{V_{app} H} & V_{app} < 0.02 \quad V_{wind} \neq 0 \\ 1.31 ((T_{abs} - T_{amb})^{0.33}) & V_{app} < 0.02 \quad V_{wind} = 0 \end{cases} \quad (15)$$

نرخ انتقال حرارت ناشی از تابش با استفاده از قانون استفان-بولتزمن محاسبه شده است. انتقال حرارت تابشی بین صفحه جاذب و صفحه پستی و همچنین صفحه پستی به محیط از روابط (۱۶ و ۱۷) به دست می آیند، که در آنها ε بیانگر ضریب صدور و σ ثابت استفان-بولتزمن است.

ابعاد و مشخصات هندسی کلکتور در جدول شماره (۱) آورده شده‌است. آرایش سوراخ‌ها در این هواگرم‌کن به صورت مربعی است.

مبانی تئوری روش CFD

برای مدل‌سازی عددی سامانه هواگرم‌کن خورشیدی صفحه‌تخت مشبک از روش CFD استفاده گردید که بر اساس سه معادله کلی مورد مطالعه قرار می‌گیرد. این معادلات عبارتند از معادله پیوستگی، معادلات مومنتوم در راستاهای x ، y و z و معادله انرژی، فرم کلی معادله پیوستگی، مومنتوم و انرژی به ترتیب با روابط (۲۰، ۲۱ و ۲۲) نمایش داده می‌شوند [23]:

$$\frac{\partial U_i}{\partial x_i} = 0 \quad (20)$$

$$\rho U_j \frac{\partial U_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \mu \left(\frac{\partial^2 U_i}{\partial x_j \partial x_j} \right) \quad (21)$$

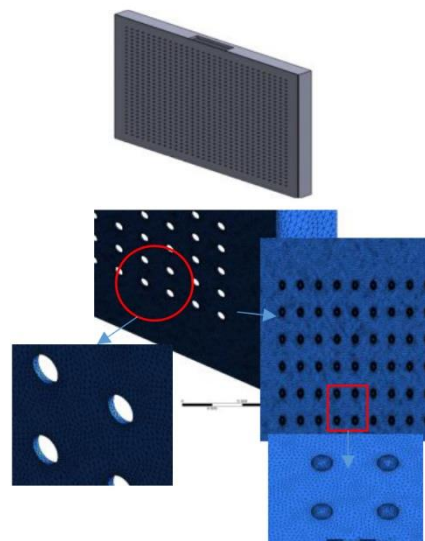
$$\rho C_p U_j \frac{\partial T}{\partial x_j} = k \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x_i \partial x_i} \right) + \mu \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \quad (22)$$

که در آن‌ها U سرعت (m/s)، P فشار (N/m^2)، T دما (K)، ρ چگالی هوا (kg/m^3)، μ ضریب لزجت ($N.s/m^2$)، C_p ظرفیت گرمایی ویژه در فشار ثابت ($J/kg.K$) و k ضریب هدایت حرارتی هوا ($W/m.K$) می‌باشد.

برای تمام آزمایش‌ها عدد رینولدز محاسبه شد و مقدار آن بالای ۲۰۰۰ به دست آمد که نشان‌دهنده الگوی جریان مغشوش در داخل سامانه است. سرعت جریان هوا برای هواگرم‌کن خورشیدی صفحه‌تخت مشبک در چهار حالت (۰/۰۷، ۰/۰۱، ۰/۱۲۵، ۰/۱۵) کیلوگرم بر ثانیه لحاظ شد. الگوی جریان هوا در هواگرم‌کن خورشیدی صفحه‌تخت مشبک بسیار مهم است و باتوجه به این‌که جدایش جریان در قسمت‌های مختلف هواگرم‌کن اتفاق می‌افتد و جریان توربولانسی با رینولدزهای پایین (۲۸۰۰-۴۲۰۰) انتخاب گردیده‌است، بنابراین مدل $k-\omega$ استاندارد برای هواگرم‌کن خورشیدی صفحه‌تخت مشبک انتخاب شد.

مدل $k-\omega$ استاندارد یک مدل نیمه تجربی براساس معادلات انتقال مدل برای انرژی جنبشی آشفته (k) و اتلاف ویژه

سطوح در تماس با جریان هوا شبکه‌بندی لایه مرزی صورت گرفته‌است.



شکل ۲ مدل سه‌بعدی و مدل همان‌بندی شده هواگرم‌کن خورشیدی صفحه‌تخت مشبک ($y^+ = 5 - 10$)

در این شبیه‌سازی به دلیل وجود جدایش جریان در قسمت‌های ورودی هوا به داخل هواگرم‌کن از مدل توربولانسی $k-\omega$ استفاده شده‌است تا نزدیک دیواره‌ها را با دقت مناسبی رصد نماید. این مدل برخلاف مدل‌های دیگر توربولانسی مانند $k-\epsilon$ که از توابع دیواره برای حل میدان محاسباتی نزدیک دیواره (زیر لایه آرام) استفاده می‌کنند، در کنار دیواره نیز معادلات $k-\omega$ حل می‌شود و سبب افزایش دقت حل می‌گردد. از این رو در این مدل توربولانسی شبکه‌بندی نزدیک دیواره‌ها (لایه مرزی) به شدت بر روی نتایج تأثیرگذار است. در این شبیه‌سازی مقدار y^+ در قسمت داخل روزه‌ها و قسمت‌های مختلفی که هوا با سطح جامد در تماس است بین ۵-۱۰ حفظ شده‌است.

جدول ۱ مشخصات هواگرم‌کن صفحه‌تخت مشبک مورد بررسی

پارامتر	مقدار
طول	1m
عرض	1m
گام سوراخ‌ها	30mm
قطر سوراخ‌ها	10mm
عمق محفظه	70mm
ضخامت صفحه جاذب	2mm
تعداد سوراخ‌ها	900
ضخامت پشم شیشه	20mm

به ترتیب (۰/۰۰۷، ۰/۰۱، ۰/۰۱۲۵، ۰/۰۱۵) کیلوگرم بر ثانیه در نظر گرفته شد. هم چنین شدت توربولانس ۵ درصد در نظر گرفته شد.

خروجی: شرط مرزی در خروجی فشار ثابت در نظر گرفته شد. دیواره ها: در قسمت شرایط مرزی، صفحه جاذب به عنوان یک دیواره تعریف شده است، شار گرمایی تابیده شده از خورشید، که به سطح صفحه جاذب رسیده و در نهایت جذب می شود، برابر می باشد، که مقدار ضریب جذب ۰/۶۴ در نظر گرفته شد [26]. با توجه به معادله UDF نوشته شده برای شار حرارتی، مسئله برای حالت های مختلف شار حرارتی در منطقه مورد نظر در زمان های مختلف حل شد. برای سایر صفحات، چهارچوب و پشت محفظه از شرط مرزی عایق استفاده شده است. شرایط اعمالی مواد استفاده شده در دیواره ها در جدول (۲) نمایش داده شده است.

جدول ۲: خصوصیات فیزیکی و حرارتی مواد استفاده شده در هواگرم کن

خورشیدی صفحه تخت مشبک

مواد	گرمای ویژه (ژول بر کیلوگرم کلون)	انتقال حرارت (وات بر متر کلون)	چگالی (کیلوگرم بر متر مکعب)	ویسکوزیته (کیلوگرم بر متر ثانیه)
هوا	۱۰۰۶/۴	۰/۰۲۴۲	۱/۲۲۵	$\frac{1}{789} \times 10^{-5}$
ورق مس	۳۸۱	۳۸۷/۶	۸۹۷۸	-
پشم شیشه	۱۰۳۰	۰/۰۴۳	۱۹/۲	-

با گرفتن نتایج نهایی، چگونگی توزیع جریان هوا و انتقال حرارت در داخل هواگرم کن خورشیدی صفحه تخت مشبک در قالب طرح های مربوط به توزیع حرارتی رسم شد. کیفیت مش ایجاد شده توسط نرم افزار بر چگونگی حل مسئله بسیار تأثیرگذار است. یکی از راه های تشخیص کیفیت مش و مناسب بودن آن برای حل مسئله استفاده از شاخص چولگی می باشد که از کمترین مقدار (صفر) به عنوان بهترین مش تا بیشترین مقدار (یک) به عنوان بدترین مش دسته بندی می شود. در این حالت است که خطاها می توانند به حد مطلوب هم گرا یا از آن دور شوند [24]. برای هواگرم کن خورشیدی صفحه تخت مشبک شبیه سازی شده این مقدار به طور میانگین برای تمام ساختار ۰/۳ بود. خصوصیات مش ایجاد شده برای هواگرم کن در جدول (۳) نشان داده

(ω) است. انرژی جنبشی متلاطم، k و اتلاف ویژه آن ω ، از طریق روابط انتقال (۲۳ و ۲۴) به دست می آید [24,25]:

$$\begin{aligned} (\rho \bar{u}_{jk}) \cdot j &= \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_K} \right) K \cdot j \right] \cdot j + P_K - \beta^* \omega K \quad (23) \\ \varepsilon &= \beta^* \omega K, \quad \mu_t = \rho \frac{K}{\omega}, \quad \omega \approx \frac{\varepsilon}{K} \end{aligned}$$

که در آن σ_K و σ_ω اعداد پراوتل برای k و ω ، $C_{\omega 1}$ و $C_{\omega 2}$ ثابت های معادله جریان مغشوش می باشد.

برای معادلات مومنتوم و انرژی اعمال شده برای شبیه سازی معادلات دیفرانسیلی درجه دو در نظر گرفته شدند. محدوده مورد نظر برای هم گرایی باقی مانده به میزان 10^{-4} برای معادلات جرم و مومنتوم و به میزان 10^{-5} برای معادلات انرژی لحاظ شد.

شرایط مرزی: دمای ورودی برای شبیه سازی انجام شده، ۳۰۰ کلون و دبی های جرمی در نظر گرفته شده به ترتیب (۰/۰۰۷، ۰/۰۱، ۰/۰۱۲۵، ۰/۰۱۵) کیلوگرم بر ثانیه لحاظ شد. شار حرارتی برای روز ۱۵ مرداد برای ۲۴ ساعت برای موقعیت جغرافیایی شهر کرمان از پایگاه داده نرم افزار فلونت استخراج و با استفاده از معادله UDF وارد شرط مرزی دمایی سطح ابروربر شده است. با توجه به این که اطلاعات موجود در نرم افزار فلونت میزان تشعشع خورشید در زمان های مختلف است، این اطلاعات برای موقعیت جغرافیایی کرمان و هم چنین موقعیت خورشید نسبت به مرکز مختصات شبکه بندی هندسه استخراج گردید و برای نرخ جذب ۰/۶۴ اطلاعات تشعشع به شار حرارتی تبدیل شد. شارحرارتی به دست آمده در زمان های مختلف برای کلکتور ارائه گردیده و زمان در نظر گرفته شده از ساعت ۴ صبح شروع شده است.

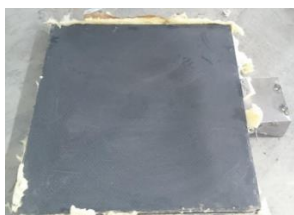
برای شبیه سازی انجام شده، مقدار گام زمانی ۵۰ ثانیه و هرگام زمانی مقدار ۲۰ تکرار گذاشته شد. استقلال از گام زمانی با گام های مختلف از ۰/۱ تا ۱۰۰ ثانیه انجام شده است. مقایسه دمای خروجی به دست آمده در ۵۰ ثانیه با یک دهم ثانیه، کمتر از ۳ درصد تفاوت داشت ولی با افزایش گام زمانی از ۵۰ به ۷۵ مقدار نتایج به صورت چشم گیری تغییر کرد و برای ۱۰۰ ثانیه نیز شبیه سازی واگرا گردید. در این مطالعه شرایط مرزی به صورت زیر تعریف گردید:

ورودی: سیال جاری در هواگرم کن خورشیدی صفحه تخت مشبک، هوا می باشد که میزان دبی ورودی به هواگرم کن

جدول ۴ بررسی استقلال از شبکه

تعداد سلول	دمای هوای خروجی هواگرم‌کن خورشیدی صفحه تخت مشبک (K)
۱۴۰۰۰۰۰۰	۳۲۶/۴۳
۲۸۰۰۰۰۰۰	۳۳۳/۲۴
۴۱۰۰۰۰۰۰	۳۳۳/۰۱

اعتبارسنجی. برای بررسی اعتبار مدل‌سازی و تأیید نتایج حاصل از این پژوهش، هواگرم‌کن خورشیدی مشبک بدون پوشش با ابعاد ذکر شده توسط افضل‌ی و همکاران [18] در سال ۲۰۱۷ مورد بررسی قرار گرفت. یک هواگرم‌کن خورشیدی مشبک با ابعاد طول و عرض یک متر و صفحه جاذب استیل (فلزی) با ضخامت ۰/۵، عمق پلنوم ۶ سانتی‌متر، قطر سوراخ‌ها ۰/۷ میلی‌متر و گام سوراخ‌ها ۱۲ میلی‌متر بوده‌است. این هواگرم‌کن در شکل (۴) نشان داده شده‌است.



شکل ۴ هواگرم‌کن بررسی شده توسط افضل‌ی و همکاران [18]

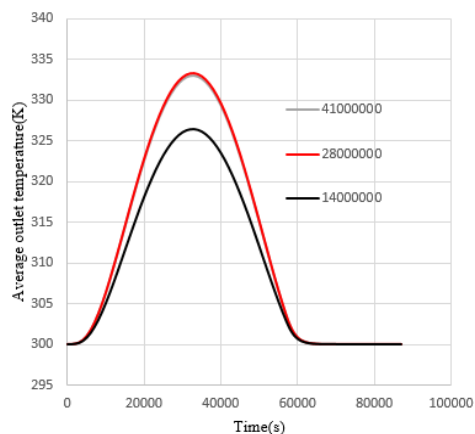
همانند مراحل پیشین ابتدا این هواگرم‌کن مدل‌سازی شد. برای مش‌بندی هواگرم‌کن طراحی شده از مش‌بندی مثلثی و لایه مرزی برای سوراخ‌ها استفاده شد. برای این کار هم فرایند استقلال مش همانند نمونه‌های پیشین انجام شد. شبکه‌بندی به‌صورت بی‌سازمان استفاده شد و براساس معیار اسکینوس مقدار انحراف معیار ۰/۱۶۵ به‌دست آمد. تعداد مش‌های اعمال شده به سامانه ۷۵ میلیون بوده‌است. شبیه‌سازی برای دبی ۰/۱۱ کیلوگرم بر ثانیه، برای ساعت ۹ صبح تا ۱۴ بعد از ظهر برای ۱۵ شهریور انجام شده‌است و شدت تابش خورشیدی از نرم‌افزار فلوئنت استخراج و با اعمال ضریب جذب به شار حرارتی تبدیل شد و به‌صورت معادله UDF وارد شرایط مرزی صفحه جاذب شد و دمای خروجی به‌دست‌آمده از نرم‌افزار با داده تجربی مقاله افضل‌ی و همکاران [18] در شکل شماره (۵) مقایسه شد. بیشترین مقدار انحراف دمای هوای خروجی هواگرم‌کن در حالت شبیه‌سازی شده با مقادیر آزمایشگاهی اندازه‌گیری شده توسط افضل‌ی و همکاران کمتر از ۴ کلوین می‌باشد. این مقایسه نشان می‌دهد که از نتایج شبیه‌سازی با اطمینان می‌توان برای استخراج مقادیر

شده‌است.

جدول ۳ خصوصیات مش ایجاد شده برای هواگرم‌کن خورشیدی مشبک

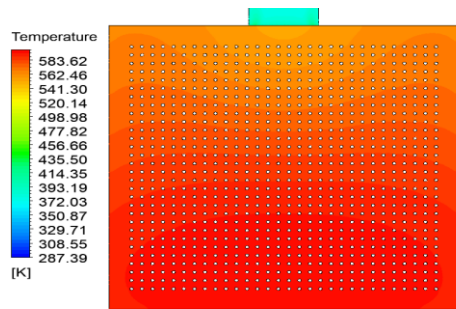
ویژگی	کیفیت یا مقدار
نوع مش	ریز
حداقل اندازه	۰/۰۰۰۱ متر
حداکثر اندازه	۰/۰۰۱ متر
تعداد المان	۲۸۰۰۰۰۰۰
حداقل زاویه	۲۰ درجه
حداکثر زاویه	۱۵۰ درجه
لایه مرزی	۱۰ لایه با نسبت منطری ۱/۱
Pinch tolerance	۰/۰۰۱۲
Inflation algorithm	Pre
Mesh metric	چولگی
انحراف معیار	۰/۱۷۲۳

برای بررسی استقلال از شبکه هواگرم‌کن خورشیدی صفحه‌تخت مشبک مش‌بندی شده، از دمای هوای خارج شده استفاده گردید. در این تحقیق سه نوع مش شامل درشت، ریز و خیلی‌ریز در نظر گرفته شد. در شکل (۳) تعداد سلول‌ها برای این مش‌ها به ترتیب چهارده میلیون، بیست و هشت میلیون و چهل یک میلیون به‌دست آمد. با توجه به این‌که متوسط تفاوت بین داده‌های به‌دست‌آمده از شبکه‌بندی بیست و هشت میلیون و چهل و یک میلیون کمتر از ۱ درصد بود (متوسط اختلاف نتایج ۲۸ و ۴۱ میلیون کمتر از ۰/۵ درصد و ماکزیمم اختلاف ۰/۶۳ درجه کلوین می‌باشد) و به‌منظور کاهش هزینه محاسباتی به دلیل ناپایا بودن روش حل، شبکه با ۲۸ میلیون سلول برای انجام شبیه‌سازی انتخاب شده‌است. جدول استقلال از مش براساس دمای هوای خروجی برای دبی ۰/۱۵ کیلوگرم بر ثانیه در جدول (۴) نشان داده شده‌است.

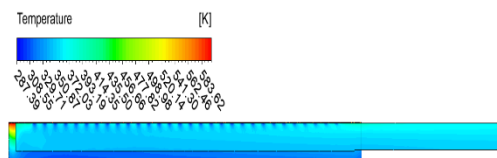


شکل ۳ نمودار دمای خروجی هواگرم‌کن خورشیدی مشبک براساس سلول‌های مختلف

شده است. به علت تعداد زیاد کانتورها، فقط کانتورها برای دو دبی در دو زمان ۳۵۰۰۰ و ۴۹۰۰۰ ثانیه آورده شده است. نمودارهای توزیع دمای هوای جریان یافته در هواگرم کن برای حالت هایی که دبی جرمی ۰/۰۰۷ و ۰/۰۱۲۵ کیلوگرم بر ثانیه می باشد، توصیف شده است.



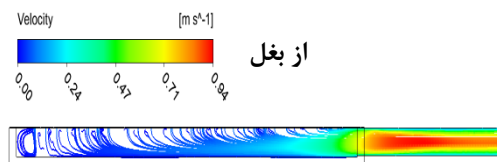
(الف)



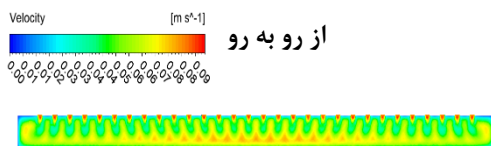
(ب)



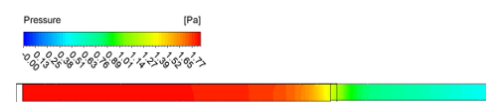
(ج)



از بغل



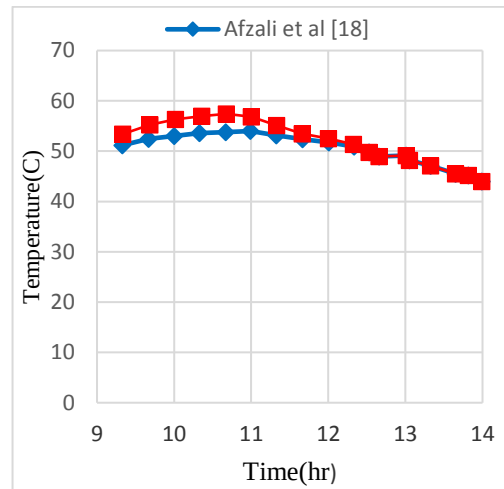
(د)



(ه)

شکل ۷ کانتورهای (الف) دمای صفحه جاذب، (ب) دمای هوای جریان داخل پلنوم، (ج) خطوط جریان داخل پلنوم، (د) سرعت و (ه) فشار برای دبی ۰/۰۰۷ کیلوگرم بر ثانیه برای زمان ۳۵۰۰۰ ثانیه

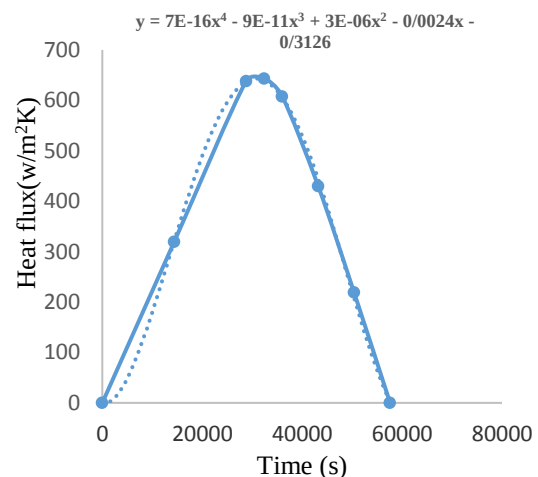
توزیع حرارتی و سایر پارامترهای هواگرم کن خورشیدی صفحه تخت مشبک استفاده کرد.



شکل ۵ مقایسه متوسط دمای خروجی بین روش ارائه شده در این پژوهش با نتایج آزمایشگاهی افضلی و همکاران [18]

تحلیل نتایج

نتایج شبیه سازی CFD. شکل (۶) تغییرات میانگین شار حرارتی در طول روز ۱۵ مرداد در مقابل زمان محلی را نشان می دهد. مشخص است که تابش خورشید با گذشت زمان از صبح افزایش می یابد و حدود ساعت ۱۳:۰۰ تا ۱۴:۰۰ به بالاترین سطح می رسد. مقدار آن از صفر وات بر متر مربع (۴ صبح) تا ۶۴۳ وات بر متر مربع (۱۳ ظهر) متغیر است.



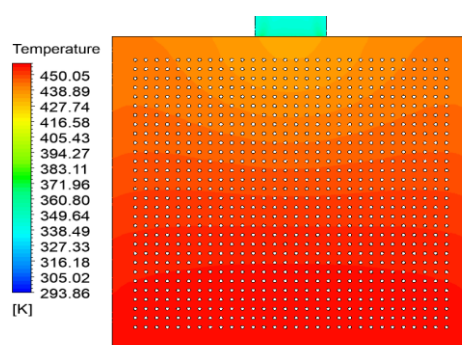
شکل ۶ نمودار شارحرارتی برای روز ۱۵ مرداد

نتایج به دست آمده از تحلیل CFD مدل سه بعدی هواگرم کن خورشیدی صفحه تخت مشبک در این قسمت توضیح داده

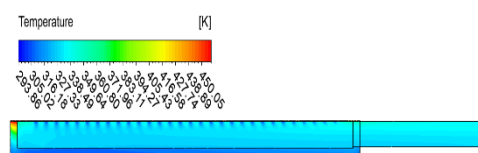
شکل‌های (۷-۱۰) مربوط به قسمت (ج) جریان در نزدیکی سوراخ‌ها و صفحه جاذب را نشان می‌دهد. وجود آشفته‌گی جریان در نزدیکی صفحه جاذب، باعث ایجاد گردابه می‌شود. اغتشاش ایجادشده باعث افزایش سرعت و ضریب انتقال حرارت جابه‌جایی می‌شود و در نتیجه انتقال حرارت به‌صورت کامل‌تر انجام می‌شود. بنابراین یکی از دلایل بهبود انتقال حرارت در این نوع کلکتورها، وجود منافذ روی صفحه جاذب است که موجب اغتشاش بیشتر می‌شود. برخلاف فرض جریان یک‌نواخت در آنالیز حرارتی، باتوجه به گزارش‌های ارائه‌شده در حین حل توسط نرم‌افزار فلوئنت، مشخص شد که جریان برگشتی در تعداد کمی از سلول‌های شبکه در ورودی کلکتور و روی صفحه جاذب به‌وجود خواهد آمد. در مطالعات قبلی [14] در کمترین سرعت مکش و کمترین سرعت باد، احتمال جریان برگشتی (معکوس) روی صفحه جاذب و در کانال به‌وجود می‌آمد. همچنین گاونیک و همکاران [27] به این نتیجه رسیدند که در سرعت جریان مکش کمتر از 0.0125 متر بر ثانیه جریان معکوس رخ خواهد داد. طبق شرایط ذکر شده، در تحقیق حاضر سرعت باد صفر و دبی‌های به‌ترتیب (0.007 ، 0.01 ، 0.0125 ، 0.015) در نظر گرفته شده‌است تا مدل به شرایط واقعی نزدیک باشد.

در شکل‌های (۷-۱۰) مربوط به قسمت (ب)، هوای مکیده‌شده به داخل در بالای پلنوم که فرصت چندانی برای انتقال حرارت با هوا ندارد، با دمای کمتری از کلکتور خارج می‌شود. به همین دلیل کمی گیریک‌نواختی در دمای هوای خروجی خواهد بود. همچنین محیط در نزدیک صفحه جاذب و قبل از ورود به سوراخ، مقداری از حرارت صفحه را جذب می‌کند و گرم‌تر می‌شود و سیستم با مکش لایه هوای گرم‌شده روی صفحه از درون سوراخ‌ها و در حین عبور از آن‌ها گرما به‌دست می‌آورد. در شکل (۹) برای دبی 0.0125 کیلوگرم بر ثانیه برای زمان 35000 ثانیه، مقدار دمای صفحه جاذب در پایین صفحه به $497/47$ کلوین و مقدار دمای صفحه جاذب بالای صفحه به $468/90$ می‌رسد، اما در شکل (۷) برای دبی 0.007 کیلوگرم بر ثانیه برای زمان 35000 ثانیه، مقدار دمای صفحه جاذب در پایین صفحه به $583/62$ کلوین و مقدار دمای صفحه جاذب بالای صفحه $541/30$ می‌رسد. بنابراین با کاهش دبی جرمی، دمای صفحه جاذب و به دنبال آن دمای هوای خروجی افزایش پیدا می‌کند؛ اما افزایش دمای صفحه جاذب بیشتر از افزایش دمای هوای خروجی است.

در شکل‌های (۷-۱۰) مربوط به قسمت (د)، نمودارهای توزیع سرعت درون کل پلنوم و نمایی از جت‌هایی نشان داده شده‌است. همان‌طور که انتظار می‌رود، سرعت جریان هوا از پایین پلنوم و به سمت خروجی زیاد می‌شود. همچنین جت‌های تشکیل‌شده درون پلنوم ناشی از مکش از میان سوراخ‌ها نمایان است و این جت‌ها نزدیک سوراخ کاملاً مشهود است. از نمودارهای توزیع سرعت نیز مشخص است که حداکثر سرعت هوا در حین خروج جریان از سوراخ‌ها است و جت‌های جریان درون پلنوم از یک سرعت زیاد به سرعت به داخل جریان اصلی با یک سرعت بسیار پایین پراکنده می‌شوند [14].



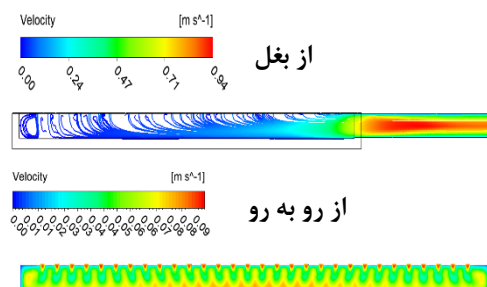
(الف)



(ب)

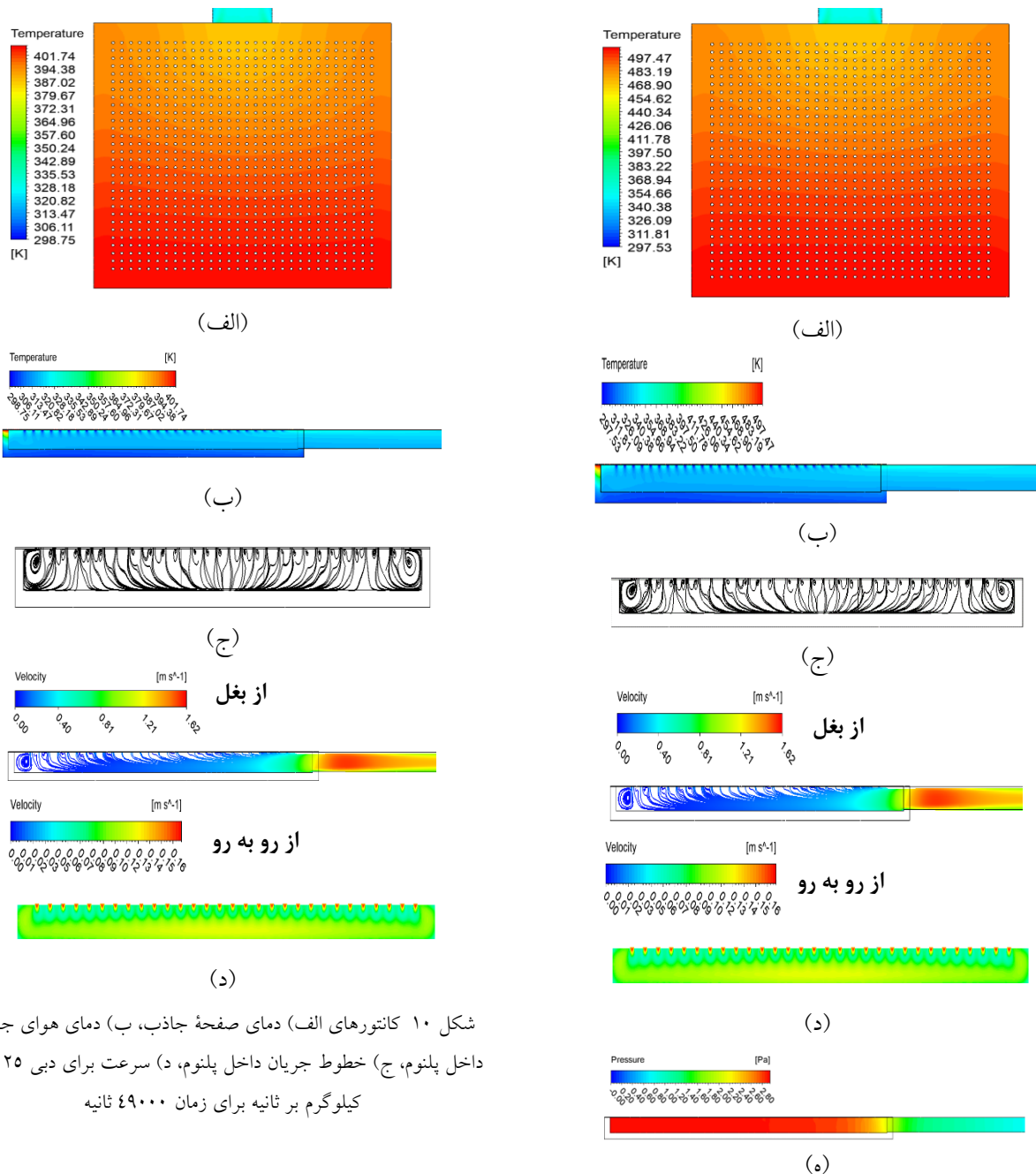


(ج)



(د)

شکل ۸ کانتورهای الف) دمای صفحه جاذب، ب) دمای هوای جریان داخل پلنوم، ج) خطوط جریان داخل پلنوم و د) سرعت، برای دبی 0.007 کیلوگرم بر ثانیه برای زمان 49000 ثانیه



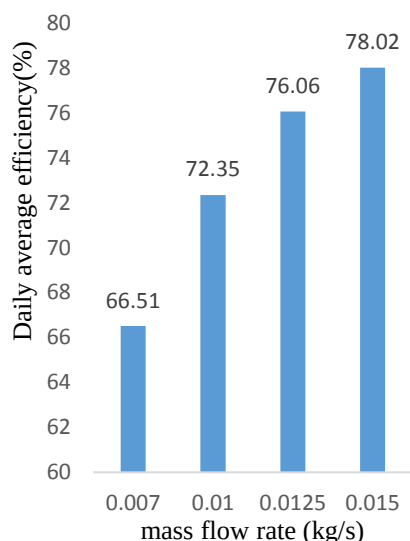
شکل ۱۰ کانتورهای (الف) دمای صفحه جاذب، (ب) دمای هوای جریان داخل پلنوم، (ج) خطوط جریان داخل پلنوم، (د) سرعت برای دبی ۰/۰۱۲۵ کیلوگرم بر ثانیه برای زمان ۴۹۰۰۰ ثانیه

همانطور که اشاره شد با کاهش دبی جرمی، دمای صفحه جاذب و به دنبال آن دمای هوای خروجی افزایش می‌یابد؛ در شکل (۱۱) این موضوع قابل مشاهده می‌باشد؛ اما افزایش دمای صفحه جاذب بیشتر از افزایش دمای هوای خروجی است. به عبارتی اختلاف دمای صفحه جاذب و هوای خروجی افزایش می‌یابد و در نتیجه آن با کاهش دبی، بازده کلکتورها به دلایل زیر کاهش می‌یابد (شکل ۱۲):

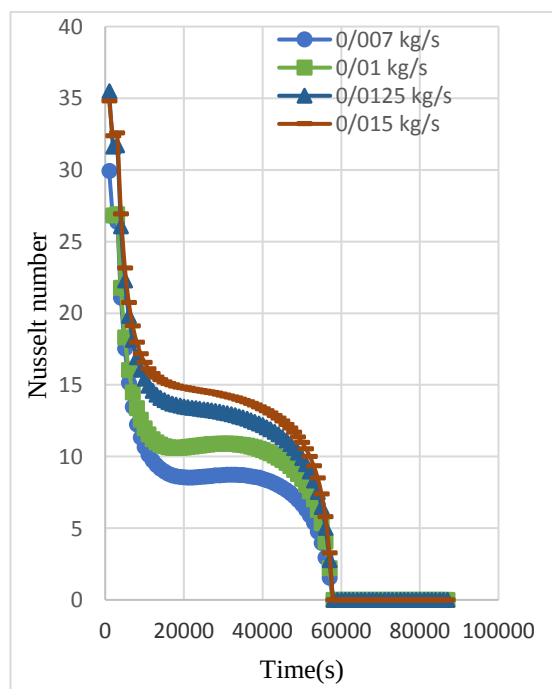
(۱) بخشی از انرژی انتقال یافته به هوای ورودی، به دلیل سرعت مکش پایین به محیط بازگردانده و تلف می‌شود.

شکل ۹ کانتورهای (الف) دمای صفحه جاذب، (ب) دمای هوای جریان داخل پلنوم، (ج) خطوط جریان داخل پلنوم، (د) سرعت و (ه) فشار برای دبی ۰/۰۱۲۵ کیلوگرم بر ثانیه برای زمان ۳۵۰۰۰ ثانیه

عملکرد کلکتورهای مشبک براساس اختلاف فشار می‌باشد، سرعت و فشار برعکس هم می‌باشد. همانطور که در شکل‌های (۷ و ۹) قسمت (ه) مشخص است فشار در پلنوم افزایش می‌یابد و به سمت خروجی کلکتور کاهش پیدا می‌کند اما برعکس سرعت در خروجی کلکتور افزایش می‌یابد.



شکل ۱۲ نمودار بازده حرارتی روزانه هواگرم‌کن خورشیدی صفحه تخت مشبک



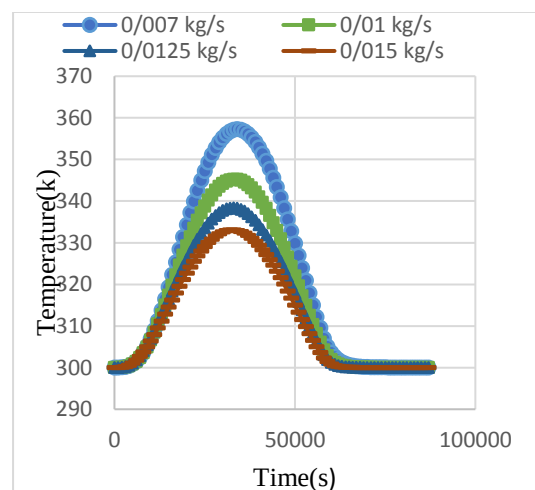
شکل ۱۳ عدد ناسلت برای هواگرم‌کن خورشیدی مشبک در دبی‌های مختلف

خطای نسبی. یکی از شاخص‌هایی که برای اثبات دقت مدل اعمال شده استفاده می‌گردد، خطای نسبی (RE) است که با در نظر گرفتن داده‌های تجربی (Exp) و پیش‌بینی شده (Pre) تعریف شده‌است. تفاوت بین داده‌های تجربی و پیش‌بینی شده بسته به خواص مواد و شرایط محیطی می‌تواند از مقدار ۲ تا ۱۵ درصد متغیر باشد [36]. این رابطه به صورت رابطه (۲۴) تعریف می‌گردد:

(۲) به دلیل افزایش بیشتر دمای صفحه جاذب نسبت به دمای هوای محیط تلفات حرارتی تابشی و جابه‌جایی به محیط افزایش می‌یابد.

در شکل (۱۳) با افزایش دبی جرمی، عدد ناسلت افزایش می‌یابد. از ۶۰۰۰۰ ثانیه به بعد عدد ناسلت به صفر می‌رسد که علت آن این است که شار حرارتی به صفر می‌رسد و کلکتور با هوای ورودی هم‌دما می‌شود و به تدریج گرادیان دمایی صفر می‌شود و در نتیجه ضریب انتقال حرارت جابه‌جایی نیز صفر می‌شود. با توجه به نتایج به دست آمده در این شبیه‌سازی، یکی از دلایل بازده بیشتر هواگرم‌کن استفاده شده در این پژوهش استفاده از صفحه جاذب مس به دلیل بالا بودن ضریب هدایت حرارتی نسبت به پژوهش‌های قبلی [9,18] می‌باشد؛ چون در این حالت حرارت جذب شده توسط صفحه جاذب از طریق رسانایی به قسمت داخلی صفحه جاذب می‌رسد و از آنجا از طریق جابه‌جایی با هوای داخل پلنوم انتقال حرارت انجام می‌دهد.

در شکل شماره (۱۲) با افزایش دبی، بازده حرارتی هواگرم‌کن خورشیدی صفحه تخت افزایش پیدا می‌کند [17] که کمترین بازده در دبی ۰/۰۰۷ کیلوگرم بر ثانیه با مقدار ۶۶/۵۱ درصد و بیشترین بازده در دبی ۰/۰۱۵ کیلوگرم بر ثانیه با مقدار ۷۸/۰۲ درصد می‌باشد.



شکل ۱۱ نمودار دمای خروجی هواگرم‌کن خورشیدی صفحه تخت مشبک برای دبی‌های مختلف

$$Er (\%) = \frac{|D_{pre} - D_{exp}|}{D_{pre}} \times 100 \quad (24)$$

در تحقیق حاضر بیشترین مقدار انحراف دمای هوای خروجی هواگرم‌کن در حالت شبیه‌سازی شده با مقادیر آزمایشگاهی اندازه‌گیری شده توسط افضلی و همکاران کمتر از ۴ کلین می‌باشد (۶/۷۵ درصد) و میانگین انحراف از نتایج آزمایشگاهی ۲/۳۷ درصد می‌باشد. بنابراین روش دینامیک سیالات محاسباتی با توجه به بالا بودن هزینه محاسباتی در حالت گذرا اما با درصد خطای قابل قبول می‌تواند برای محاسبه دما و میدان جریان هوا داخل کلکتور مورد استفاده قرار گیرد.

اهداف خشک‌کردن. فرایند خشک‌کردن محصولات کشاورزی مرطوب مانند غلات، سبزیجات و میوه‌ها، روشی مؤثر برای افزایش ماندگاری، بهبود کیفیت و کاهش ضایعات محصول است. با فرایند رطوبت‌زدایی، بخش زیادی از رطوبت محصولات از بین می‌رود و فعالیت میکروارگانیسم‌ها در طول مدت نگهداری به میزان قابل توجهی کاهش می‌یابد. به عبارت دیگر، با استخراج آب آزاد از محصولات، فعالیت میکروارگانیسم‌ها در میوه محدود می‌شود و کیفیت آن برای مدت طولانی حفظ می‌شود [28]. در کشورهای در حال توسعه، خشک‌کردن آفتاب باز (Open Sun Drying) یک روش محبوب و مؤثر است که روشی مقرون به صرفه برای خشک‌کردن و نگهداری محصولات کشاورزی، مواد غذایی و بسیاری از محصولات دیگر است. با این حال، پارامترهایی که بر فرایند خشک‌کردن تأثیر می‌گذارند مانند رطوبت، دما، سرعت جریان هوا برای خشک‌کردن و گرمای ورودی به محفظه خشک‌کن، قابل کنترل نیستند. این عوامل منجر به طولانی شدن دوره خشک‌شدن یا سرعت خشک‌شدن نامطلوب می‌شود. از دیگر معایب روش OSD می‌توان به کاهش کیفیت محصول توسط باد، زباله، باران، حشرات و حیوانات اشاره کرد [29]. هوای گرم برای خشک‌کردن صنعتی معمولاً با سوزاندن سوخت‌های فسیلی تأمین می‌شود و به همین دلیل در سرتاسر جهان انرژی زیادی مصرف می‌شود. بیش از ۱۲ درصد از کل انرژی (که در فعالیتهای کشاورزی استفاده می‌شود) در فرایند خشک‌کردن مصرف می‌شود [30]. برای یک سیستم هوای

گرم به عنوان روشی برای فرایند خشک‌کردن با توجه به ملاحظات کیفیت محصول، دمای خشک‌کردن باید بین ۴۵ تا ۶۰ درجه سانتی‌گراد باشد [31]، اما برای خشک‌کردن بعضی از محصولات دمای بین ۷۰ تا ۸۰ درجه سانتی‌گراد نیاز می‌باشد. در جدول (۵) محدوده رطوبت و دمای خشک‌کردن برخی از محصولات کشاورزی و غذایی آورده شده است [32]. با توجه به محدودیت‌ها و ملاحظات زیست‌محیطی، محققان بر انرژی خورشیدی متمرکز شده‌اند. خشک‌کن‌های خورشیدی می‌توانند انرژی حرارتی محدوده دمای ذکر شده را در خشک‌کن‌ها بدون هیچ گونه آلودگی تأمین کنند. با این حال، پس از غروب آفتاب، به دلیل کمبود تابش خورشید، دمای هوا کاهش می‌یابد (کمتر از ۴۰ درجه سانتی‌گراد)، و فرایند خشک‌شدن متوقف می‌شود. با گذشت زمان، دما کاهش می‌یابد و رطوبت نسبی محیطی (RH) به‌طور قابل توجهی افزایش می‌یابد. خشک‌کن‌های خورشیدی باید به‌طور مداوم محصول را خشک کنند زیرا شدت تابش خورشید در بعد از ظهر کاهش می‌یابد و زمان خشک‌شدن محصول بیشتر می‌شود. معمولاً در هنگام ظهر که حداکثر شدت تابش خورشیدی وجود دارد و دمای ورودی به محفظه خشک‌کن زیاد است، دمای اتاق خشک‌کن باید به گونه‌ای کاهش یابد که کیفیت محصولات خشک‌شده مطلوب باشد. براساس بررسی ادبیات، سیستم ذخیره‌سازی حرارتی (TES) می‌تواند بهترین راه حل باشد [32].

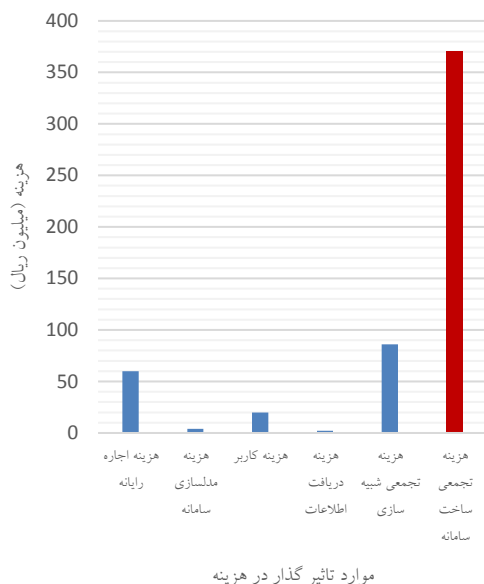
بنابراین از اهداف شبیه‌سازی انجام‌شده در این پژوهش برای خشک‌کردن می‌توان به موارد زیر اشاره کرد:

(۱) طراحی و ساخت کلکتور مشبک جدید و متصل‌کردن آن به خشک‌کن خورشیدی، برای خشک‌کردن انواع محصولات کشاورزی و گیاهان دارویی.

(۲) استفاده از ذخیره‌کننده انرژی در این کلکتور که باعث کاهش پیک بار در ساعات ظهر و یک‌نواخت‌کردن دما در بعد از ظهر می‌باشد.

(۳) کلکتورهای مشبک نسبت به کلکتورهای معمولی صفحه‌تخت راندمان بالاتری در حدود ۱۵ درصد بیشتر دارند و از لحاظ اقتصادی به صرفه می‌باشند [34].

۹	۴۰	-	بادام زمینی
۹	۵۰	۷۵	پنبه
۵	۷۰	۷۵	لوبیا فرانسوی



شکل ۱۴ مقایسه هزینه‌های شبیه‌سازی و ساخت سامانه

ملاحظات اقتصادی شبیه‌سازی سامانه. یکی از اهداف مهم شبیه‌سازی سامانه‌های حرارتی بهینه‌سازی سامانه‌ها بدون نیاز به ساخت با هزینه‌های هنگفت می‌باشد. به عبارت دیگر استفاده از سامانه‌های شبیه‌سازی صرفه‌جویی اقتصادی زیادی نسبت به حالت تجربی برای کاربر خواهد داشت. برای دقت بیشتر در پاسخ‌های خروجی کاربر مجبور است که زمان بیشتری برای شبیه‌سازی سامانه در نظر بگیرد، در صورتی که اگر این هزینه بیش از حد انتظار باشد در آن صورت ساخت و تحلیل حرارتی سامانه در اولویت قرار خواهد داشت. بنابراین در این مطالعه در مورد هزینه محاسباتی اشاره‌ای صورت گرفته است. هزینه‌های تأثیرگذار برای شبیه‌سازی عبارت بودند از هزینه اجرای رایانه، هزینه مدل‌سازی سامانه، هزینه دریافت اطلاعات و هزینه کاربر برای شبیه‌سازی. مدت زمان تحلیل این هزینه‌ها به صورت تجمعی برای شبیه‌سازی و ساخت سامانه در شکل (۱۴) نشان داده شده است. با توجه به مقادیر هزینه‌ها مشخص است که هزینه ساخت سامانه برای بهینه‌سازی و کنترل عوامل تأثیرگذار به اندازه حداقل ۴ برابر بیشتر از هزینه‌های مربوط به مدل‌سازی است.

جدول ۵ ویژگی‌های خشک کردن محصولات مختلف خشک‌شده توسط سیستم خشک‌کردن خورشیدی [32,33]

محصولات	مکزیم دمای مجاز (°C)	محتوای رطوبت	
		(%) اولیه	(%) نهایی
پیاز	۵۵	۸۵	۶
گوجه	۶۰	۹۵	۷
نخود سبز	۶۰	۸۰	۵
انگور	-	۸۰	۲۰-۱۱
سیب	۷۰-۶۵	۸۲	۱۴-۱۱
انجیر	۷۰	۷۰	۲۰
موز	۷۰	۸۰	۱۵
کاساوا	-	۶۲	۱۷
چیپس سیب زمینی	۷۰	۷۵	۱۳
کوپرا	-	۳۰	۵
تنباکو	-	۹۰	۱۰
قهوه	-	۶۵	۱۱
ورقه‌های سیر	-	۸۰	۴
کلم	۶۵	۸۰	۴
فلفل قرمز	-	۸۰	۵
زنجبیل	-	۸۰	۱۰
چای	-	۸۰	۳
زردچوبه	-	۸۰	۱۰
برنج	۵۰	۲۴-۲۲	۱۱
ذرت	۶۰	۳۵	۱۵
گندم	۴۵	۲۰	۱۶
ارزن	-	۲۱	۴
گل کلم	۶۵	۸۰	۶
هویج	۷۵	۷۰	۵
لوبیا سبز	۷۵	۷۰	۵
اسفناج	-	۸۰	۱۰
لاوان قرمز	-	۹۰	۲۰
آلو خشک	۵۵	۸۵	۱۵
زردآلو	۶۵	۸۵	۱۸
هلو	۶۵	۸۵	۱۸
بلوبری	۶۵	۸۰	۱۰
بامیه	۶۵	۸۰	۲۰
آناناس	۶۵	۸۰	۱۰
گردو	۶۵	۸۰	۲۰
جوزهندی	۶۵	۸۰	۲۰
خاکشیر	۶۵	۸۰	۲۰
دانه‌های کاکائو	-	۵۰	۱۲

علائم یونانی

α	ضریب جذب
β	تخلخل
ε	ضریب صدور
ρ	چگالی (kg/m^3)
μ	لزجت ($kg/m \cdot s$)

زیر نویس ها

air	هوا
bp	صفحه پستی
col	کلکتور
conv	جابه جایی
in	داخلی
out	خارجی
rad	تشعشی
plen	پلنوم (فضای پر)
app	مکش
hole	سوراخ
gnd	زمین
sky	آسمان
amb	محیط
cg	کلکتور به زمین
cs	کلکتور به آسمان

واژه نامه

Unglazed Transpired Solar Air Heater Collectors	هواگرم کن خورشیدی صفحه تخت مشبک
Computational Fluid Dynamics (CFD)	دینامیک سیالات محاسباتی
Reynolds number	عدد رینولدز
Radiation Heat Transfer	انتقال حرارت تشعشی
Convection heat transfer	انتقال حرارت جابجایی
Unsteady turbulent flow	جریان آشسته ناپایا
Flow separation	جدایش جریان

نتیجه گیری

بررسی ساختار جریان و انتقال حرارت هم رفتی در کلکتورهای خورشیدی مشبک بدون شیشه، برای عملکرد آنها بسیار مهم است. در این تحقیق، یک کلکتور مشبک بدون شیشه با دامنه محاسباتی بزرگ به روش CFD با استفاده از نرم افزار فلوئنت مدل سازی سه بعدی شده است. نتایج نشان می دهد که دمای خروجی هواگرم کن خورشیدی مشبک برای دبی های به ترتیب (۰/۰۷، ۰/۰۱، ۰/۰۱۲۵، ۰/۰۱۵) در محدوده ۵۸-۸۳ درجه سانتی گراد است که برای خشک کردن محصولات کشاورزی مناسب است. با کاهش دبی جرمی دمای صفحه جاذب و به دنبال آن دمای هوای خروجی افزایش می یابد؛ اما افزایش دمای صفحه جاذب بیشتر از افزایش دمای هوای خروجی است. ماکزیمم بازده کلکتور مشبک مربوط به دبی ۰/۰۱۵ کیلوگرم بر ثانیه است. نتایج نشان داد، روش دینامیک سیالات محاسباتی با درصد خطای قابل قبول می تواند برای محاسبه دما و سرعت جریان سیال مورد استفاده قرار گیرد.

فهرست علائم

A	مساحت (m^2)
C_p	گرمای ویژه در فشار ثابت ($J/kg \cdot K$)
D	قطر سوراخ (m)
d	عمق (m)
f	فاکتور دید
H	ارتفاع (m)
h	ضریب انتقال حرارت جابه جایی
	($W/m^2 \cdot K$)
I_T	شدت تابش خورشید (W/m^2)
K	هدایت حرارتی ($W/m \cdot K$)
N_u	عدد ناسلت
P_r	عدد پرانتل
Q	انتقال حرارت (w)
R_e	عدد رینولدز
T	دما (K)
t	زمان (s)
W	عرض (m)

Thermal Energy Storage (TES)	ذخیره انرژی حرارتی	Reverse flow	جریان بازگشتی
Open Sun Drying (OSD)	خشک کردن در آفتاب باز	Heat flux	شار حرارتی
Chamber solar dryer	محفظه خشک‌کن	Mass flow rate	دبی جرمی
		Thermal efficiency	بازده حرارتی

منابع

1. Edalati, S., Ameri, M. and Iranmanesh, M., "Comparative Performance Investigation of Mono-and Poly-Crystalline Silicon Photovoltaic Modules for Use in Grid-Connected Photovoltaic Systems in Dry Climates", *Applied Energy*, Vol. 160, Pp. 255-265, (2015).
2. Barghi Jahromi, M., Iranmanesh, M., Samimi akhijahani, H., "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(1), Pp. 39-58, (2021).
3. Leon, M., Augustus, and Kumar, S., "Mathematical Modeling and Thermal Performance Analysis of Unglazed Transpired Solar Collectors", *Solar Energy*, Vol. 81.1, Pp. 62-75, (2007).
4. Badescu, V., Ciocanea, A., Budea, S., Soriga, I., "Regularizing the Operation of Unglazed Transpired Collectors by Incorporating Phase Change Materials", *Energy Conversion and Management*, Vol. 15, Pp. 184:681-708, (2019).
5. Poole, M.R., Shah, S.B., Boyette, M.D., Stikeleather, L.F., and Cleveland, T., "Performance of a Coupled Transpired Solar Collector-Phase Change Material-Based Thermal Energy Storage System", *Energy and Buildings*, Vol. 161, Pp. 72-79, (2018).
6. Vaziri, R., İlkan, M. and Egelioglu, F., "Experimental Performance of Perforated Glazed Solar Air Heaters and Unglazed Transpired Solar Air Heater", *Solar Energy*, Vol. 119, Pp. 251-260, (2015).
7. Tajdaran, S., Kendrick, C., Hopkins, E. and Bonatesta, F., "Geometrical Optimisation of Transpired Solar Collectors Using Design of Experiments and Computational Fluid Dynamics", *Solar Energy*, Vol. 197, Pp. 527-537, (2020).
8. Bandara, W.B.M.A.C., Amarasekara, B.K., and Rupasinghe, C.P., "Assessment of the Possibility of Unglazed Transpired Type Solar Collector to be Used for Drying Purposes: A Comparative Assessment of Efficiency of Unglazed Transpired Type Solar Collector with Glazed Type Solar Collector", *Procedia Engineering*, Vol. 212, Pp. 1295-1302, (2018).
9. Arulanandam, S.J., Hollands, K.T. and Brundrett, E., "A CFD Heat Transfer Analysis of the Transpired Solar Collector under No-Wind Conditions", *Solar Energy*, Vol. 67(1-3), Pp. 93-100, (1999).
10. Van Decker, G.W.E., Hollands, K.G.T., and Brunger, A.P., "Heat-Exchange Relations for Unglazed Transpired Solar Collectors with Circular Holes on a Square or Triangular Pitch", *Solar Energy*, Vol. 71(1), Pp. 33-45, (2001).
11. Kutscher, C.F., Christensen, C., and Barker, G., "Unglazed Transpired Solar Collectors: An Analytic Model and Test Results", In *Proceedings of ISES Solar World Congress*, Vol. 2, Pp. 1245-1250, (1991).
12. Fleck, B.A., Meier, R.M. and Matović, M.D., "A Field Study of the Wind Effects on the Performance of an Unglazed Transpired Solar Collector", *Solar Energy*, Vol. 73(3), Pp. 209-216, (2002).

13. Gawlik, K.M. and Kutscher, C.F., "A Numerical and Experimental Investigation of Low-Conductivity Unglazed, Transpired Solar Air Heaters", In *International Solar Energy Conference*, Vol. 16893, Pp. 47-55, (2002).
14. Tajdaran, S., Bonatesta, F., Ogden, R. and Kendrick, C., "CFD Modeling of Transpired Solar Collectors and Characterisation of Multi-Scale Airflow and Heat Transfer Mechanisms", *Solar Energy*, Vol. 131, Pp. 149-164, (2016).
15. Collins, M.R. and Abulkhair, H., "An Evaluation of Heat Transfer and Effectiveness for Unglazed Transpired Solar Air Heaters", *Solar Energy*, Vol. 99, Pp. 231-245, (2014).
16. Badache, M., Rousse, D.R., Hallé, S. and Quesada, G., "Experimental and Numerical Simulation of a Two-Dimensional Unglazed Transpired Solar Air Collector", *Solar Energy*, Vol. 93, Pp. 209-219, (2013).
17. Wang, D., Gao, M., Gao, Q., Liu, Y., Liu, Y. and Liu, J., "Experimental and Numerical Study of the Airflow and Thermal Characteristic of Non-Uniform Transpired Solar Collector", In *Building Simulation*, Vol. 13, Pp. 1305-1319, (2020).
18. Afzali, F., Amiri, H., Nakhaei, V. and Ameri, M., "Fabrication and Thermal Modeling of Unglazed Transpired Solar Air Heater Collectors with Metallic (Steel) and Non-Metallic Absorber Plates", *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 17(9), Pp. 339-350, (2017).
19. Kutscher, C.F., "Heat Exchange Effectiveness and Pressure Drop for Air Flow through Perforated Plates with and Without Crosswind", Vol. 116(2), Pp. 391-399, (1994).
20. Gholampour, M. and Ameri, M., "Design Considerations of Unglazed Transpired Collectors: Energetic and Exergetic Studies", *Journal of Solar Energy Engineering*, Vol. 136(3), Pp. 031004-10, (2014).
21. Iranmanesh, M., Akhijahani, H.S. and Jahromi, M.S.B., "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, (2020).
22. Iranmanesh, M. and Jahromi, B., "Effect of Forced Convection and PCM Materials on an Indirect Solar Dryer Equipped with Evacuated Heat Pipe Collector", *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 19(11), Pp. 2607-2614, (2019).
23. Rabani, M., and Kalantar, V., "Numerical Investigation of the Heating Performance of Normal and New Designed Trombewall", *Heat and Mass Transfer*, Vol. 52(6), Pp. 1139-1151, (2016).
24. Wilcox, D.C., "Formulation of the KW Turbulence Model Revisited", *AIAA journal*, Vol. 46(11), Pp. 2823-2838, (2008).
25. Davidson, L., "Fluid Mechanics, Turbulent Flow and Turbulence Modeling", *Chalmers University of Technology, Goteborg, Sweden (Nov 2011)*, Pp. 1-564 (2018).
26. Barghi Jahromi, M.S. and Iranmanesh, M., "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(6), pp. 73-87, (2019).
27. Gunnewiek, L.H., Brundrett, E. and Hollands, K.G.T., "Flow distribution in Unglazed Transpired Plate Solar Air Heaters of Large Area", *Solar Energy*, Vol. 58(4-6), Pp. 227-237, (1996).

28. Bal, L.M., Satya, S., Naik, S.N. and Meda, V., "Review of Solar Dryers with Latent Heat Storage Systems for Agricultural Products", *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Vol. 15(1), Pp. 876-880, (2011).
29. Midilli, A., "Determination of Pistachio Drying Behaviour and Conditions in a Solar Drying System", *International Journal of Energy Research*, Vol. 25(8), Pp. 715-725, (2001).
30. Samimi-Akhijahani, H. and Arabhosseini, A., "Accelerating Drying Process of Tomato Slices in a PV-assisted Solar Dryer Using a Sun Tracking System", *Renewable Energy*, Vol. 123, Pp. 428-438, (2018).
31. Mohsenin, N.N., "Physical Properties of Plant and Animal Materials", *Physical Characteristics and Mechanical Properties*. Routledge, Vol.1, (2020).
32. Jahromi, M.S.B., Kalantar, V., Akhijahani, H.S. and Kargarsharifabad, H., "Recent Progress on Solar Cabinet Dryers for Agricultural Products Equipped with Energy Storage Using Phase Change Materials", *Journal of Energy Storage*, Vol. 51, P. 104434, (2022).
33. Fudholi, A., Sopian, K., Ruslan, M.H., Alghoul, M.A. and Sulaiman, M.Y., "Review of Solar Dryers for Agricultural and Marine Products", *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Vol. 14(1), Pp. 1-30, (2010).
34. Wang, C., Guan, Z., Zhao, X. and Wang, D., "Numerical Simulation Study on Transpired Solar Air Collector", Vol. 3, Pp. 6-9, (2006).
35. Berville, C., Bode, F. and Croitoru, C., "Numerical Simulation Investigation of a Double Skin Transpired Solar Air Collector", *Applied Sciences*, Vol. 12(1), Pp. 520, (2022).
36. Khosravi, A. and Malekan, M., "Effect of the Magnetic Field on the Heat Transfer Coefficient of a Fe₃O₄-Water Ferrofluid Using Artificial Intelligence and CFD Simulation", *The European Physical Journal Plus*, Vol. 134(3), Pp. 1-18, (2019).
37. Andrews, G.E. and Bazdidi-Tehrani, F., "Small Diameter Film Cooling Hole Heat Transfer: The Influence of the Number of Holes", In *Turbo Expo: Power for Land, Sea, and Air*, Vol. 79160, Pp. V004T08A002, (1989).

Automatic Determination of Non-Uniform Blank-Holder Force in Sheet Metal Forming

Ghasem Azamirad¹, Behrooz Arezoo²

1. Introduction

Blank holder force in sheet metal forming operations can be very effective in repairing fracture and wrinkling defects. The supply of blank holder force in different dies is done in different ways. In many cases, as the shape of the sheet metal parts becomes more complex, it is necessary for the sheet to flow into the die in different parts of the die. One way to control the flow of the sheet into the die is to change the size and location of the blank holder forces. Today, in designing sheet metal forming dies, designers use analytical relationships or finite element software to determine the value of the blank holder force. In most cases, the amount of blank holder force in each position is assumed to be fixed and the designer calculates the number of positions according to this value. For shaping asymmetric axial sheet metal parts, several researches have been conducted to determine non-uniform blank holder forces to reduce forming defects. Despite the various researches that have been done in this field, the role of the designer in determining the amount of force in different points of the sheet is under researched and important and it is necessary to do extensive researches in order to automate the optimization in this field.

In this study, by establishing a relationship between Abaqus and Catia and with the help of optimization methods, a software system was created that after initial settings by the user, finite element analyses are performed automatically and according to the output of each analysis, changes are made in the input file and the next analysis is performed with new conditions. Applying these changes and performing various analyses until the problem converges to the optimal answer continues completely automatically.

2. Automatic software system for determining the number and size of blank holder forces

This study proposed a software system that is able to suggest the arrangement of the blank holder force of different parts in such a way that the sheet piece is formed without fracture and with the low possibility of wrinkling. In this system, possible states are introduced for the blank holder forces and the fracture and wrinkling of the sheet piece are specified as objective functions and problem constraints. Using the optimization algorithm and performing finite element analyses automatically, different arrangement modes are examined and the arrangement design of the forces is changed so that the problem constraint is satisfied and the objective functions are minimized. In this system, positions under the sheet metal are provided to apply the blank holder force. The optimization algorithm must change the value of each

position and finally suggest the appropriate layout. To optimize the objective function, it is necessary to create a workflow diagram in modefrontier software. Figure 1 shows the workflow diagram designed to solve this problem.

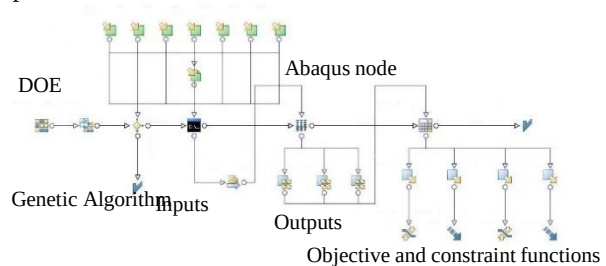


Figure 1. Workflow diagram in modefrontier software

3. Numerical simulation

The dimensions of the sheet metal part are 1050 mm by 900 mm with a thickness of 1 mm. Figure 2 shows the 3-D explosive model of the die components with the blank piece.

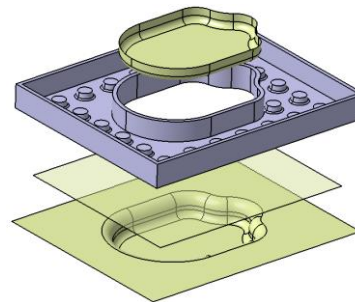


Figure 2. Explosive model of die components with the blank piece

The material of blank is st14 and the material of blank holder is GGG60 cast iron. In analytical software the shell components are meshed in the form of quadrilateral elements and blank holder with hexagonal cubic elements. Table 1 shows the conditions and parameters of the finite element simulation of sheet metal forming process.

Table 1. Parameters of simulation process

Parameters	Value
Sheet thickness	1 mm
Course of die motion	100 mm
Die movement speed	0.5 m/s
Friction coefficient	0.15

4. Results and discussion

By running the program in the fifth generation of the genetic algorithm and in the 274th run, the first analysis in which the problem is realized is obtained. The diagram of the change in the values of the fracture constraint is shown in Figure 3. Figures 4 and 5 show the changes in the values of the fracture and wrinkling objective function. As can be seen, with the continuation of the program, it can be said that the results have converged from the eighth generation

*Manuscript received, October, 27, 2021; Revised. May, 1, 2022, Accepted. May, 25, 2022.

¹ Corresponding author. Assistant Professor of Mechanical Engineering, Yazd University. Email: azamirad@yazd.ac.ir.

² Professor of Mechanical Engineering, Amirkabir University of Technology.

onwards and there is not much change in the continuation. For this reason, the program was stopped after performing 600 analyses.

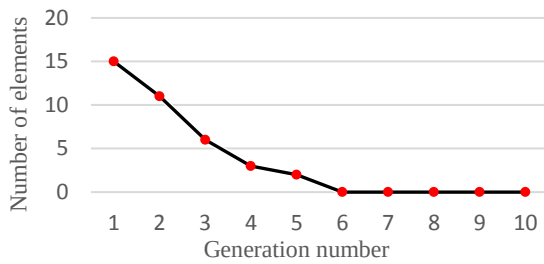


Figure 3. Diagram of fracture constraint changes

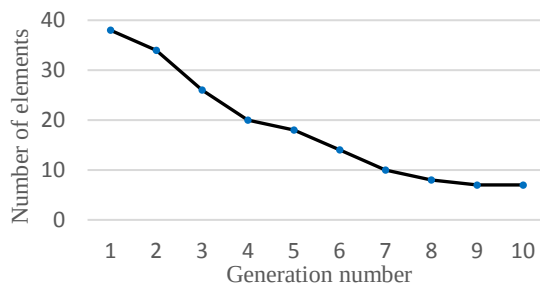


Figure 4. Convergence diagram of the fracture objective function

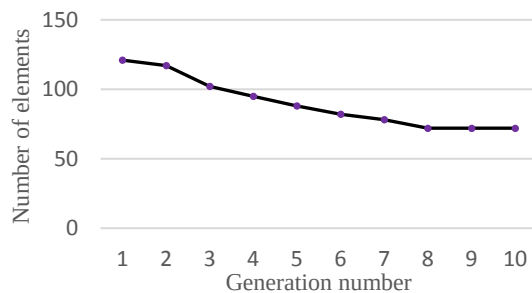


Figure 5. Convergence diagram of the wrinkling objective function

Table 2 shows the number of elements in the objective and constraint areas for the final result. These values are the best of all cases.

Table 2. Program output for objective and constraint functions

Constraint functions	Number of Elements
Constraint of fracture	0
Objective function of fracture	7
Objective function of wrinkling	72

Among the results obtained, the final blank holder force arrangement is equal to the best case, i.e., analysis No. 485. This force arrangement is shown in Figure 6 from the bottom view of the blank holder. As expected, due to the greater flow of the sheet on the left side of the die cavity, the blank holder force at these points is more than the right.

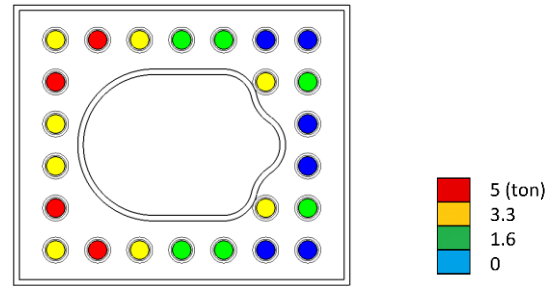


Figure 6. Force values of each position for the final state

Figure 7 shows the result of the simulation process in Abacus software for the final layout. In this figure, the fracture criterion distribution is visible.

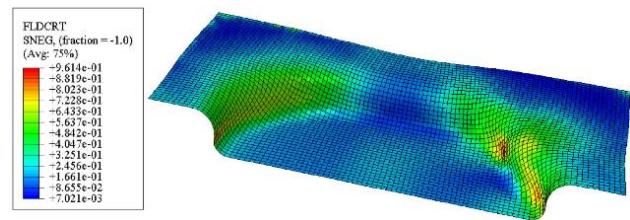


Figure 7. Simulation result for the final state

5. Conclusion

In the present study, a structure was created that is able to suggest the appropriate arrangement of blank holder forces in the form of sheet metal parts to the designer. This arrangement is such that the production part is created without fracture defect and with low potential for the possibility of wrinkling defect. The results presented for the example show that by non-uniform arrangement of blank holder forces for asymmetric and relatively complex part, it is possible to produce a part without fracture with low wrinkling potential. This structure was done in the environment of modefrontier software by creating a connection between Catia and Abaqus software. To perform this process, you need to code in Python, VBA and C # languages in the workflow diagram icons. The combination of these cases provided a suitable environment for the present study. The results presented in this research are expressed for a sheet with st14 material and thickness of 1 mm. Changing the material and thickness and considering cases such as sheet anisotropy can be suitable topics for future researches in this field.

تعیین خودکار نیروی ورق گیر غیریک نواخت در قالب های شکل دهی قطعات ورقی*

مقاله پژوهشی

قاسم اعظمی راد^(۱)بهروز آرزو^(۲)

چکیده نیروی ورق گیر از جمله پارامترهای مهم و تأثیرگذار در عملیات شکل دهی قطعات ورقی است. اندازه این نیرو در اطراف قطعه می تواند در رفع عیوب پارگی و چین خوردگی در نقاط مختلف قطعه بسیار مؤثر باشد. در قطعات متقارن محوری نیروی ورق گیر یک نواخت مناسب می تواند از بروز هر دو عیب مذکور جلوگیری کند ولی برای قطعات غیر متقارن محوری رسیدن به نیروی ورق گیر یک نواخت مناسب معمولاً دشوار است. در این حالت نیروی ورق گیر غیریک نواخت می تواند در بهبود کیفیت قطعات تولیدی تأثیر به سزایی داشته باشد. واضح است که شبیه سازی فرایند شکل دهی در نرم افزارهای المان محدود و استفاده مؤثر از الگوریتم های بهینه سازی می تواند کمک شایانی به طراح در تعیین مقدار نیروی ورق گیر غیریک نواخت داشته باشد. در این پژوهش راه کاری برای تعیین خودکار نیروی ورق گیر غیریک نواخت برای شکل دهی قطعات ورقی ارائه شده است. در این روش که به کمک نرم افزارهای کتیا، آباکوس و مدفرانتیر ایجاد شده است انجام شبیه سازی های مختلف و تغییر پارامترهای ورودی نیرو به صورت کاملاً خودکار انجام می گیرد تا این که شرایط مناسب برای شکل دهی ورق مشخص شود. برای نمایش شیوه عملکرد این ساختار دو قطعه با هندسه های متنوع مورد بررسی قرار گرفت. در این دو هندسه رسیدن به قطعه بدون عیب پارگی و چین خوردگی با نیروی ورق گیر یک نواخت امکان پذیر نبود، ولی نتایج نشان داد با استفاده از روش بیان شده در این پژوهش می توان به صورت خودکار به چیدمان غیریک نواخت مناسبی از نیروهای ورق گیری دست یافت که قطعه ای بدون عیب پارگی و با پتانسیل کم چین خوردگی تولید می کند.

واژه های کلیدی نیروی ورق گیر غیریک نواخت، شکل دهی قطعات ورقی، نرم افزار مدفرانتیر.

مقدمه

نیروی ورق گیری در عملیات شکل دهی قطعات ورقی می تواند در رفع عیوب پارگی و چین خوردگی بسیار مؤثر باشد. تأمین نیروی ورق گیری در قالب های مختلف به شیوه های متفاوتی انجام می گیرد. این نیرو در قالب های یک ضرب به زیر ورق گیر و در چندین نقطه اعمال می شود. در این قالب ها معمولاً نیروی ورق گیر توسط فنرهای گازی و یا پین های هوا فشار تأمین می گردد. تغییر موقعیت و اندازه هر یک از این نیروها می تواند در شکل دهی ورق تأثیرگذار باشد [1]. در بسیاری موارد با پیچیده شدن شکل قطعات ورقی لازم است جریان ورق به داخل قطعه در قسمت های مختلف قالب متفاوت باشد. یکی از راه های کنترل جریان ورق به داخل قالب تغییر اندازه و محل قرارگیری نیروهای ورق گیری است [2]. برای مثال اگر در یک قسمت از قالب نیروی ورق گیری بیشتر باشد، گیرش ورق بیشتر می شود و جریان ورق به سمت داخل قالب کاهش می یابد که احتمال پارگی را افزایش خواهد داد و در صورتی که تعداد و اندازه نیروهای ورق گیری کاهش یابد، شرایط دقیقاً به عکس خواهد شد و احتمال

چین خوردگی قطعه در آن منطقه افزایش می یابد. در نتیجه جایگاه قرارگیری این نیروها می تواند تأثیر مستقیمی در پارگی و چین خوردگی قطعه ورقی در حین انجام عملیات شکل دهی داشته باشد.

امروزه در طراحی قالب های شکل دهی، طراحان برای تعیین اندازه نیروی ورق گیری از روابط تحلیلی یا نرم افزارهای المان محدود استفاده می کنند. در اکثر موارد مقدار نیروی ورق گیری در هر جایگاه ثابت و مشخص فرض می شود و طراح با توجه به این مقدار تعداد جایگاه ها را محاسبه می کند. موقعیت این نیروها معمولاً با توجه به جانمایی قالب و میز پرس و بدون در نظر گرفتن شرایط شکل دهی ورق مشخص می شود که نتیجه آن ارائه چیدمانی منظم از نیروها در زیر ورق گیر برای قطعات مختلف است [3] ولی تحقیقات متعددی برای تعیین نیروهای غیریک نواخت ورق گیری به منظور کاهش عیوب شکل دهی انجام شده است که از آن جمله می توان به موارد زیر اشاره کرد:

چنگیزی و همکاران برای بهبود شکل پذیری قطعات ورقی از نیروی ورق گیر غیریک نواخت در سطح ورق گیر استفاده کردند

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۰/۷/۲۹ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۱/۲/۲۸ می باشد.

(۱) استادیار، مهندسی مکانیک، دانشگاه یزد.

(۲) استاد، مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی امیرکبیر، تهران.

آزمایش شده و نتایج خوبی به دست آورده است. اندلت و همکاران در دو تحقیقی که نتایج آن را دو مقاله منتشر کردند موفق شدند به صورت تجربی سیستم کنترلی با بازخورد لحظه ای ایجاد کنند که با تنظیم نیروی ورق گیر در طول عملیات شکل دهی ورق امکان تولید قطعات ورقی بدون عیب را داشته باشد [13,14]. بارتا و همکاران با کنترل حلقه بسته در طول فرایند کشش عمیق توانستند به استحکامی بالاتر از یک فرایند کشش عمیق معمولی دست یابند. علاوه بر این، با این روش افزایش قابل توجهی در عمق کشش امکان پذیر شد [15]. پکسینو و همکاران در تحقیقی نشان دادند که با استفاده از ورق گیری با سختی غیریک نواخت که از مواد مختلفی ساخته شده است می توان ورق های فولادی با مقاومت بالا را بدون استفاده از روش های دیگر مثل شکل دهی داغ شکل داد. استفاده از این روش باعث بهبود کیفیت و کاهش پارگی موضعی در قطعات تولیدی شد [16]. برون برای بهبود شکل دهی قطعات پیچیده ورقی از عملگرهای مغناطیسی برای کنترل فعال نیروی ورق گیر و جریان ورق به داخل قالب استفاده کرده است. مقایسه نتایج شبیه سازی و تجربی حاکی از تأثیر این روش در بهبود عملیات شکل دهی است [17].

علی رغم تحقیقات متنوعی که در زمینه قالب های شکل دهی قطعات ورقی انجام گرفته است هم چنان نقش طراح در تعیین مقادیر نیرو در نقاط مختلف ورق گیر حایز اهمیت است و لازم است پژوهش های گسترده ای به منظور بهینه سازی خودکار در این زمینه انجام گیرد. در تحقیق حاضر با برقراری ارتباط بین نرم افزار تحلیلی آباکوس و نرم افزار مدل سازی کتیا و به کمک روش های بهینه سازی، سیستمی نرم افزاری ایجاد شده است که پس از تنظیمات اولیه توسط کاربر، تحلیل های المان محدود به صورت خودکار انجام می شوند و با توجه به خروجی هر تحلیل، تغییراتی در فایل ورودی ایجاد شده و تحلیل بعدی با شرایط جدید انجام می گیرد. اعمال این تغییرات و انجام تحلیل های مختلف تا همگرا شدن مسئله به جوابی که چیدمان نیروهای ورق گیری را برای ایجاد قطعه ای بدون عیب پارگی و با پتانسیل کم چین خوردگی معرفی کند، به صورت کاملاً خودکار ادامه می یابد.

تحلیل شکل پذیری ورق توسط نمودار حد شکل دهی

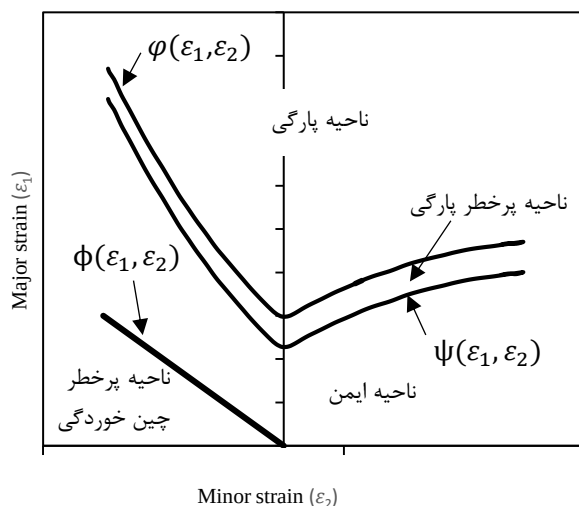
نمودار حد شکل دهی، ابزاری مفید برای تعیین حدود شکل دهی

[4]. در این تحقیق عیوب پارگی و چین خوردگی در تابع هدف مورد توجه قرار گرفت و از روش سطح پاسخ برای بهینه سازی این مهم استفاده شد. در این تحقیق برای شبیه سازی فرایند شکل دهی، ورق گیر به صورت شش قطعه صلب مجزا در نظر گرفته شد. پالانی سوآمی و همکاران حالات مختلف نیروی ورق گیر متغیر را در زمان و مکان مورد بررسی قرار دادند [3]. در این تحقیق که عملیات شکل دهی ورق به صورت هیدروفرمینگ انجام می شود چهار حالت تغییر نیرو بیان شده است. در این روش تابع هدف کاهش پارگی و قید مسئله بررسی پدیده چین خوردگی ورق است. در این تحقیق روش ارائه شده برای سه نمونه مورد بررسی قرار گرفته است و بیان شده است که با نتایج به دست آمده انجام مراحل آزمون و خطا برای رسیدن به تولید قطعه ورقی بدون عیب بسیار کاهش خواهد یافت. وانگ و همکاران در چهار مقاله مرتبط به تحقیق در زمینه تأثیر نیروی ورق گیر متغیر در شکل دهی قطعات ورقی پرداختند. در تحقیق اول نیروی ورق گیر را در نقاط مختلف، متفاوت در نظر گرفتند و چند مورد از پارامترهای هندسی اجزای قالب را نیز به عنوان متغیر در نظر گرفتند و تلاش کردند آن ها را بهینه کنند [5]. در تحقیق دوم به کمک روش بهینه سازی پاسخ سطح نیروی ورق گیر در نقاط مختلف ورق گیر تغییر داده شد تا بهترین حالت شکل دهی به دست آید [6]. در تحقیق سوم نیروی ورق گیر در نقاط مختلف با زمان متغیر در نظر گرفته شد تا قطعه ای بدون عیب تولید گردد [7]. همین موضوع در تحقیق چهارم با استفاده از روش PID حلقه بسته انجام پذیرفت [8]. در این مجموعه تحقیق ها ورق گیر به صورت تعدادی قطعه پوسته ای صلب مجزا مدل شده و نیروی زیر هر یک از این اجزا به عنوان متغیرهای طراحی تعریف شده است. و ورونک و همکاران در دو تحقیق تأثیر انواع روش های مدل سازی ورق گیر را بر شکل پذیری ورق بررسی کردند [9,10]. در این پژوهش قطعه ورق گیر به سه روش ورق گیر چند قطعه پوسته ای صلب، ورق گیر یکپارچه مسطح و تغییر شکل پذیر و ورق گیر یکپارچه مخروطی و تغییر شکل پذیر مدل سازی شده است. نتایج تحلیل المان محدود و تجربی روش سوم تشابه بیشتری دارد. کیتایاما و همکاران در دو تحقیق با استفاده از شبکه عصبی توانستند سیستمی ایجاد کنند که مقدار نیروی ورق گیر را با بازخوردی که از عملیات شکل دهی ورق می گیرد در هر لحظه مشخص کند [11,12]. این سیستم برای یک نمونه مستطیلی شکل

پارگی به عنوان قید مسئله طراحی شده است؛ یعنی با عبور حتی یک نقطه از این منحنی تحلیل موردنظر غیرقابل قبول خواهد بود و قطعه آن ناسالم ارزیابی می شود. برای کاهش احتمال عیب پارگی همان طور که در شکل (۱) قابل مشاهده است ضریب ایمنی Δ_f برای منحنی پارگی در نظر گرفته می شود که منحنی جدیدی به صورت معادله (۱) به دست می آید. مقدار Δ_f با نظر کاربر قابل تغییر است. المان هایی که در این ناحیه یعنی بین دو منحنی φ و ψ قرار بگیرند در معرض پارگی قرار دارند. هر چه تعداد المان های موجود در این ناحیه کمتر باشد احتمال پارگی کاهش می یابد. به همین منظور کمینه کردن تعداد نقاط موجود در این ناحیه به عنوان بخشی از تابع هدف در تحقیق حاضر در نظر گرفته شده است.

$$\psi(\varepsilon_1, \varepsilon_2) = \varphi(\varepsilon_1, \varepsilon_2) - \Delta_f \quad (1)$$

با توجه به این که تشخیص دقیق پدیده چین خوردگی با استفاده از نمودار حد شکل دهی به صورت دقیق و قطعی امکان پذیر نیست، از این نمودار برای کاهش احتمال وقوع این عیب استفاده می شود. ناحیه پرخطر چین خوردگی نیز با نام $\emptyset$ در شکل (۱) نشان داده شده است. در تعریف بخش دیگری از تابع هدف تعداد المان های موجود در این منطقه نیز شمارش و کمینه می شوند.



شکل ۱ نواحی پرخطر پارگی و چین خوردگی در نمودار حد شکل دهی

ورق های فلزی در فرایندهای شکل دهی مانند کشش عمیق است. این نمودار نسبت کرنش اصلی (ε_{major}) را به کرنش فرعی (ε_{minor}) نشان می دهد که ورق می تواند تا آستانه گلوپی شدن موضعی تحمل کند. این مقدار کرنش که ورق فلزی قبل از گلوپی شدن موضعی تحمل می کند، کرنش حدی نامیده می شود. نمودار حد شکل دهی میزان حداکثر کرنش های حدی را در بارگذاری های مختلف نشان می دهد.

تشخیص پارگی و چین خوردگی با نمودار حد شکل دهی

دو عیب رایج در فرایند شکل دهی ورق پارگی و چین خوردگی است. پارگی پدیده ای است که به علت کاهش ضخامت ورق در مناطقی که جریان ورق کم است اتفاق می افتد و باعث تخریب قطعه تولیدی می شود. هر امری که جریان ورق را تسهیل کند، از نازک شدن موضعی ورق می کاهد و از پدیده پارگی جلوگیری می کند. در تحقیقات مختلف از روش های متفاوتی برای تشخیص این عیب استفاده شده است.

چین خوردگی به دلیل افزایش ضخامت ورق تحت تنش های محیطی فشاری (σ_θ) به وجود می آید. در فرایند شکل دهی ورق هرگاه مقدار σ_θ فشاری بزرگتر از σ_c که حد تحمل فشاری ورق است، باشد ورق چین می خورد. تعیین مقدار تنش بحرانی چین خوردگی (σ_c) که شروع چین خوردگی را نشان می دهد در منابع مختلف مورد بحث قرار گرفته است. در تحقیق حاضر نیز برای بررسی این دو پدیده از این نمودار استفاده شده است. در ادامه، تعریف تابع هدف در تحقیق حاضر بیان شده است.

تعریف تابع هدف

در این پژوهش به منظور کاهش احتمال ایجاد عیوب پارگی و چین خوردگی نمودار حد شکل دهی به چهار ناحیه ایمن، پارگی، پرخطر پارگی و پرخطر چین خوردگی تقسیم می شود. این نواحی در شکل (۱) نشان داده شده است. در نمودار حد شکل دهی نقاط بالای منحنی φ دچار پارگی می شوند و نقاط پایین تر از منحنی ϕ پتانسیل زیادی برای چین خوردگی دارند. وجود تمامی نقاط در منطقه ایمن به معنی عدم پارگی و کاهش احتمال چین خوردگی قطعه است. در تحقیق حاضر عبور نقاط از منحنی

سیستم نرم افزاری برای تعیین خودکار تعداد و اندازه

نیروهای ورق گیری

در تحقیق حاضر سیستمی نرم افزاری ارائه شده که قادر است چیدمان نیروی ورق گیری قطعات ورقی مختلف را در زیر ورق گیر به گونه ای پیشنهاد دهد که قطعه ورقی بدون پارگی و با احتمال چین خوردگی کم شکل دهی شود. در این سیستم حالات ممکن برای نیروهای ورق گیری معرفی شده و پارگی و چین خوردگی قطعه ورقی به عنوان توابع هدف و قیود مسئله مشخص شده اند. با استفاده از الگوریتم بهینه سازی و انجام خودکار تحلیل های المان محدود، حالات مختلف چیدمان مورد بررسی قرار می گیرند و طراحی چیدمان نیروها به گونه ای تغییر داده می شود که قید مسئله ارضا شود و توابع هدف کمینه شوند. در این سیستم جایگاه هایی در زیر ورق گیر برای اعمال نیروی ورق گیری در نظر گرفته شده است. الگوریتم بهینه سازی باید مقدار هر جایگاه را تغییر دهد و در نهایت چیدمان مناسب را پیشنهاد دهد. در ادامه مدل سازی سه بعدی، شبیه سازی فرایند و پیاده سازی الگوریتم بهینه سازی بر روی مسئله بیان شده است.

شبیه سازی فرایند در نرم افزار آباکوس

برای مدل سازی اولیه اجزای قالب و قطعه ورقی خام از نرم افزار کتیا استفاده شده و قطعات پس از طراحی به نرم افزار آباکوس منتقل شده است. در تحلیل المان محدود، تعدادی از اجزای قالب به صورت پوسته ای و صلب در نظر گرفته می شوند، لذا این قطعات در محیط مدل سازی سطحی کتیا مدل سازی شده اند. با توجه به این که قطعه ورقی خام دارای ضخامت ثابتی است این قطعه نیز به صورت سطحی مدل شده ولی به صورت انعطاف پذیر وارد نرم افزار تحلیلی می شود. با توجه به این که در تحلیل المان محدود تغییر شکل قطعه ورق گیر تأثیرگذار است، این قطعه به صورت توپر و در محیط قطعه سازی کتیا مدل شده است. تمامی قطعات با توجه به موقعیت قرارگیری در شروع عملیات شکل دهی در موقعیت مختصاتی دقیق خود مدل سازی شده اند تا پس از ورود به نرم افزار شبیه سازی نیاز به جابه جایی آن ها نباشد. فرایند شکل دهی ورق در نرم افزار المان محدود آباکوس شبیه سازی شده است. با توجه به ماهیت فرایند شکل دهی ورق که نیمه استاتیکی محسوب می شود در این پژوهش نیز مانند اکثر منابع این عملیات به صورت صریح مدل شده است. در ابتدا

مدل های سه بعدی قطعات با فرمت کتیا به نرم افزار وارد می شوند. در عملیات شکل دهی ورق با حرکت رو به پایین ماتریس، ابتدا ورق بین ورق گیر و ماتریس گرفته می شود و سپس بر روی سنبه تحت کشش شکل می گیرد. در فرایند شبیه سازی نیز این عملیات در یک مرحله و با یک گام تعریف شده است.

در شبیه سازی فرایند سنبه به طور کامل مقید شده است و ماتریس به مقدار کورس حرکتی پایین می آید. قطعه ورقی بدون هیچ قیدی تحت حرکت اجزای قالب و نیروهای وارده شکل می گیرد. ورق گیر تنها مجاز به حرکت در راستای حرکت ماتریس است و در زیر آن نیروی ورق گیری وارد می شود. نیروی ورق گیری به صفحات دایره ای شکل که در محل قرارگیری فنرها قرار گرفته اند اعمال می شود. مقدار هر نیرو باتوجه به فنر طراحی شده برای آن موقعیت تعیین می شود و در شبیه سازی اعمال می گردد. اصطکاک بین اجزای متحرک نیز در شرایط کلمب مدل شده است.

سنبه، ماتریس و ورق به المان های چهارضلعی پوسته ای تقسیم شده اند. ورق گیر نیز با کمک دستور تقسیم بندی به چند جزء ساده تر با المان های شش وجهی مکعبی شبکه بندی شده است. ابعاد این شبکه بندی ها با توجه به هم گرایی نتایج در اندازه های کوچک تر برای قطعات در نظر گرفته شده اند.

پیاده سازی الگوریتم بهینه سازی

برای بهینه سازی تابع هدف لازم است یک نمودار گردش کار در نرم افزار مدفرانتیر ایجاد شود. در شکل (۲) نمودار گردش کار طراحی شده برای حل این مسئله ارائه گردیده است. در قسمت بالای این نمودار آیکون های پارامترهای ورودی مسئله نمایش داده شده است. در سمت چپ آیکون های مربوط به روش طراحی آزمایش و روش حل بهینه سازی قرار دارد. سپس در یک آیکون شرط، ورودی ها مورد بررسی قرار می گیرند و در صورتی که مجموع آن ها خیلی کوچک و یا خیلی بزرگ نباشد تحلیل المان محدود انجام می گیرد در غیر این صورت اجرای بعدی مورد بررسی قرار خواهد گرفت.

آیکون های بعدی مربوط به اسکرپت نویسی پایتون، تحلیل نتایج آباکوس و در نهایت انجام محاسبات می باشند. آیکون های پایین خروجی ها، توابع هدف و شروط مسئله هستند. مسئله می تواند دارای چندین قید و چندین تابع هدف باشد.

در کد پایتون اولیه لازم است از آیکون Python-Code استفاده شود. در این مرحله برنامه پایتون اجرا می‌شود و تحلیل المان محدود به صورت خودکار انجام می‌شود. نتیجه این مرحله ایجاد فایل خروجی آباکوس است که به گام بعدی تحویل داده می‌شود.

در گام بعدی نتایج شبیه‌سازی المان محدود مورد بررسی قرار می‌گیرند و مقادیر موردنظر از آن استخراج می‌شود. مقادیر خروجی در این مسئله کرنش اصلی و کرنش فرعی پلاستیک المان‌های قطعه ورق با نام‌های PEmax و PEmin و همچنین پارامتر نمودار حد شکل‌دهی با نام FLDCRT است که نشان‌دهنده نسبت کرنش اصلی هر المان به کرنش اصلی بیشینه مجاز می‌باشد. با توجه به این که این مقادیر به تعداد المان‌های قطعه ورق می‌باشند باید آیکون خروجی به صورت برداری باشد تا امکان ذخیره‌سازی تمامی این مقادیر با یک نام وجود داشته باشد. این آیکون تمامی مقادیر را با اندیس‌های متوالی در خود نگه‌داری می‌کند.

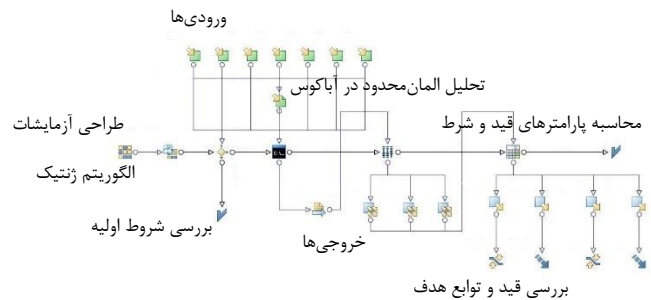
مقادیر استخراج شده در آیکون ماشین حساب با نام Calculator مورد بررسی قرار می‌گیرند. در صورتی که از حدود مجاز در نمودار حد شکل‌دهی تجاوز کرده باشند و از منطقه ایمن خارج شده باشند به عنوان المان‌های پاره شده و یا محتمل برای چین خوردگی شمارش می‌شوند. این مقادیر به عنوان خروجی‌های پارگی و چین خوردگی باید صفر یا کمینه شوند. البته برای کاهش این مقادیر از حدود مرزی برای شمارش المان‌هایی که در منطقه پرخطر قرار گرفته‌اند استفاده می‌شود. در تابع هدف تعداد المان‌های موجود در این مناطق کمینه می‌شوند.

تحلیل نتایج

از بین تحلیل‌های انجام شده که قیود مسئله را رعایت کرده‌اند مواردی که احتمال عیوب پارگی و چین خوردگی در آن‌ها کمتر است، برای ورق‌گیری قطعه انتخاب می‌شوند. نرم‌افزار در قسمت نتایج قادر است انواع نمودارهای موردنظر را نیز ارائه کند که در مثال‌های ارائه شده آمده است.

ارائه مثال کاربردی

توانایی سیستم نرم‌افزاری ارائه شده با دو مثال در ادامه نشان داده شده است. در این دو مثال سعی شده از قطعاتی با اشکال مختلف استفاده شود تا اهمیت چیدمان نیروهای ورق‌گیری مورد بررسی

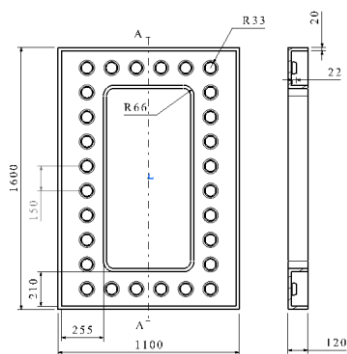


شکل ۲ نمودار جریان کار در نرم‌افزار مدفرانتیر

ورودی‌های مسئله که مقادیر نیروهای ورق‌گیری هستند و در نمودار با نام‌های F1 تا F7 نمایش داده شده‌اند، می‌توانند در سطوح مختلف تعریف شوند. در آیکون شرط، مجموع مقادیر نیروها مورد بررسی قرار می‌گیرد و در صورتی که از یک مقدار حداقلی کمتر و یا از یک مقدار حداکثری بیشتر باشد این تحلیل انجام نمی‌شود. این آیکون به این منظور تعبیه شده است که از اجرای تحلیل‌هایی که قطعاً مورد قبول نخواهند بود جلوگیری شود. مقادیر حداقل و حداکثر نیروها توسط کاربر تعیین می‌شود. الگوریتم بهینه‌سازی مورد استفاده در تحقیق حاضر الگوریتم ژنتیک چندهدفه است که در شکل با آیکونی با نام MOGA-II نشان داده شده است. در این الگوریتم نسل اول را می‌توان به صورت تصادفی ایجاد کرد ولی در سیستم حاضر امکان ایجاد نسل اول به روش‌های متنوعی وجود دارد از جمله روش سبل (Sobol) که قادر است تمام حالات ممکن را به صورت تقریباً یکسان پوشش دهد و نسبت به روش تصادفی که ممکن است قسمت‌هایی از فضای کار را به خوبی پوشش ندهد مناسب‌تر است. در این مسئله از روش سبل برای ایجاد نسل اول الگوریتم بهینه‌سازی استفاده شده و در شکل با نام DOE نمایش داده شده است.

با اجرای نسل اول نسل‌های بعدی با در نظر گرفتن پاسخ‌های هر یک از ورودی‌های نسل‌های پیش ایجاد می‌شوند. این انتخاب به پارامترهای تعریف شده در الگوریتم ژنتیک شامل احتمال جهش، احتمال ترکیب و احتمال انتخاب از نخبه‌های نسل پیش وابسته است. حداکثر تعداد نسل‌های الگوریتم را کاربر مشخص می‌کند.

برای اجرای خودکار تحلیل المان محدود لازم است تا برنامه‌ای به زبان پایتون در محیط پنجره دستوری آباکوس اجرا شود. برای دسترسی به این محیط از آیکونی با نام DOSBatch در نمودار جریان کار استفاده شده است. برای اعمال مقادیر ورودی



شکل ۵ ابعاد هندسی ورق گیر

با توجه به تقارن قطعه در دو راستا، یک چهارم مدل آن در تحلیل های المان محدود مورد بررسی قرار گرفته است. قطعه ورقی نیز با توجه به مدل سازی یک چهارم قطعه در دو لبه داخلی با قیود تقارن مقید شده است.

جنس ورق فولاد st14 و جنس ورق گیر چدن GGG60 در نظر گرفته شده است. خواص این جنس ها در جداول (۱ و ۲) آمده است. اصطکاک بین اجزای متحرک نیز در شرایط کلمب با ضریب اصطکاک ۰/۱۵ مدل شده است. برای اعمال نیروی ورق گیر در هر جایگاه از دستور اعمال فشار در نرم افزار آباکوس استفاده شده است که به صورت یک نواخت و گسترده بر سطح مقطع دایروی جایگاه وارد می شود. مقدار این فشار نیز از تقسیم مقدار نیروی هر جایگاه بر مساحت سطح مقطع آن قابل محاسبه است. قطعات پوسته ای به صورت المان های چهار ضلعی پوسته ای و ورق گیر با المان های مکعبی شش وجهی شبکه بندی شده است. برای محاسبه اندازه مناسب مش آزمون های متعددی با اندازه های مختلف انجام شد و در نهایت اندازه ۱۰ mm برای قطعات مختلف مناسب ارزیابی شد. مدل مونتاژی قطعات در حالت شبکه بندی شده در نرم افزار تحلیلی در شکل (۶) نمایش داده شده است. شرایط و پارامترهای شبیه سازی المان محدود فرایند شکل دهی قطعه ورقی در جدول (۳) ارائه شده است.

جدول ۱ خصوصیات جنس قطعه ورقی [18]

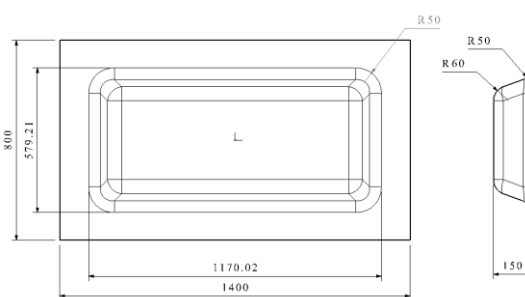
خواص جنس قطعه ورقی	اندازه
مدول یانگ	۲۱۰ GPa
نسبت پواسون	۰/۳
تنش تسلیم	۲۱۰ MPa
ثابت تنش	۵۸۰ MPa
توان کرنش سختی	۰/۲۳
چگالی	۷۸۰۰ (kg/m ³)

قرار گیرد. شرایط مدل سازی قطعه ورقی و اجزای قالب در نرم افزار طراحی و شبیه سازی و تحلیل در نرم افزار المان محدود و پیاده سازی آن ها در نرم افزار بهینه سازی به همراه نتایج مسئله در ادامه بیان شده است.

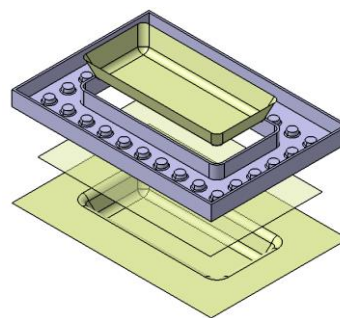
مثال اول

شبیه سازی فرایند در نرم افزار آباکوس

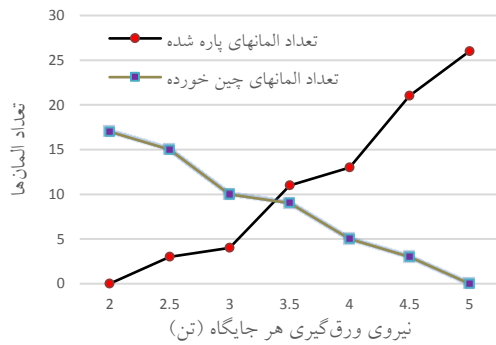
در این مثال قطعه ورقی مستطیل شکل ساده ای در نظر گرفته شده تا تأثیر مقادیر نیروهای ورق گیری در آن مورد بررسی قرار گیرد. ابعاد قطعه نهایی ۱۴۰۰ mm در ۸۰۰ mm با ضخامت ۱ mm است. ابعاد هندسی قطعه ورقی در شکل (۳) نمایش داده شده است. در شکل (۴) مدل انفجاری اجزای قالب و قطعه ورقی به صورت کامل آمده است. در این شکل فاصله قطعات به گونه ای تنظیم شده است که اجزای مختلف قابل رؤیت باشد. قطعه ورقی خام در این اشکال به صورت شفاف نمایش داده شده است. ابعاد هندسی قطعه ورق گیر در شکل (۵) نمایش داده شده است. در این قطعه جایگاه های قرارگیری نیروهای ورق گیری به صورت مخروط طراحی شده است تا تأثیر اعمال نیروی ورق گیری متغیر بیشتر شود. فاصله آن ها با توجه به فاصله سوراخ های محل پین های فشاری در پرس های سنگین در نظر گرفته شده است.



شکل ۳ ابعاد هندسی قطعه ورقی



شکل ۴ مدل انفجاری اجزای قالب و قطعه ورقی از نمای پایین

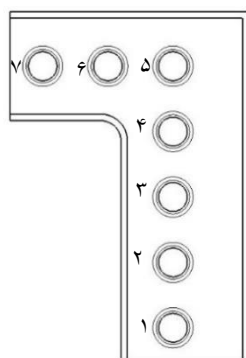


شکل ۷. بررسی نیروی ورق‌گیر یک‌نواخت در مثال اول

در صنعت برای رفع این مشکل از ترمز در مناطقی که پدیده چین‌خوردگی اتفاق می‌افتد، استفاده می‌شود که در بسیاری موارد نیز کار ساز خواهد بود ولی در صورتی که پس از ساخت هم‌چنان یکی از عیوب مذکور و یا هر دو آن‌ها وجود داشته باشد اصلاح قالب کاری بسیار دشوار، زمان‌بر و پرهزینه است.

پیاده‌سازی الگوریتم بهینه‌سازی

نمودار گردش کار طراحی شده برای حل این مثال در شکل (۲) نمایش داده شده است. در بالای نمودار پارامترهای ورودی که ۷ عدد هستند و بیان‌کننده مقادیر نیروهای ورق‌گیری می‌باشند آمده است. چیدمان آن‌ها در شکل (۸) نمایش داده شده است. این نیروها از صفر تا ۵ تن به چهار سطح تقسیم شده‌اند.

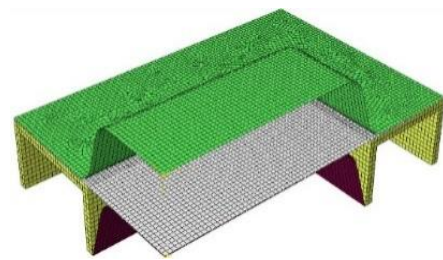


شکل ۸. جایگاه اعمال نیروهای ورق‌گیری در مثال اول

طراحی آزمایش به روش سبیل انجام شده است و تعداد آزمایش‌های نسل اول ۵۰ عدد است. از روش بهینه‌سازی الگوریتم ژنتیک چندهدفه برای طراحی چیدمان نیروها بهره گرفته شده است. احتمال ترکیب در این مثال برابر با عدد ۰.۵٪ که مقداری رایج برای این پارامتر در منابع مختلف است در نظر گرفته شده است. در منابع مختلف مقدار احتمال جهش معمولاً

جدول ۲. خصوصیات جنس ورق‌گیر [19]

خواص جنس قطعه ورقی	اندازه
مدول یانگ	۱۷۰ GPa
نسبت پواسون	۰/۲۹
تنش تسلیم	۳۶۰ MPa
ثابت تنش	۱۵۸۵ MPa
توان کرنش سختی	۰/۱۹
چگالی	۷۲۰۰ (kg/m ³)



شکل ۶. مدل سه‌بعدی مونتاژی اجزای قالب و قطعه ورقی شبکه‌بندی شده

جدول ۳. پارامترهای شبیه‌سازی فرایند شکل‌دهی ورق

تنظیم پارامترها	اندازه
ضخامت قطعه ورقی خام	۱ mm
کورس حرکتی ماتریس	۱۵۲ mm
سرعت حرکت ماتریس	۰/۵ m/s
ضریب اصطکاک	۰/۱۵

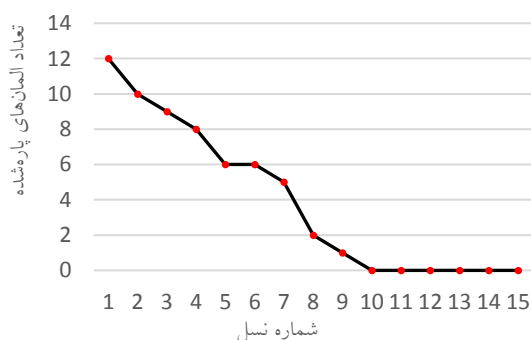
تحلیل فرایند با نیروی ورق‌گیر یک‌نواخت

با توجه به هندسه غیریک‌نواخت قطعه، نیروی ورق‌گیر یک‌نواخت برای هدایت جریان ورق به داخل حفره ماتریس مناسب نخواهد بود. برای بررسی این موضوع مقادیر مختلف نیرویی برای شکل‌دهی قطعه در نظر گرفته شد. نتایج این تحلیل‌ها در شکل (۷) آمده است. همان‌طور که ملاحظه می‌شود و قابل‌انتظار است با افزایش مقدار نیروی ورق‌گیر تعداد المان‌های پاره‌شده افزایش و تعداد المان‌های چین‌خورده کاهش یافته است. در حالت اول که نیروی تمام پین‌های فشاری برابر ۲ تن است پارگی اتفاق نمی‌افتد ولی تعداد المان‌های چین‌خورده قابل توجه است. در حالت پایانی که نیروی تمام پین‌ها ۵ تن در نظر گرفته شده است عیب چین‌خوردگی برطرف شده، ولی تعداد زیادی از المان‌ها دچار پارگی شده‌اند. در موارد میانی نیز نمی‌توان به حالتی رسید که هر دو عیب پارگی و چین‌خوردگی برطرف شوند.

می گردد. برای تابع هدف تعداد المان های موجود در مناطق پرخطر پارگی و چین خوردگی شمارش و با نام های FOBj و WObj ذخیره سازی می شوند. برای شمارش تابع هدف چین خوردگی از خطی با 10^0 زاویه نسبت به خط نیم سازه ربع دوم نمودار حد شکل دهی استفاده شده است و منطقه پرخطر به این صورت مشخص شده است و المان های موجود در این ناحیه برای کمینه شدن شمارش شده اند. مقدار ضریب ایمنی برای پارگی در این مثال $0/05$ در نظر گرفته شده است و تعداد المان های موجود در منطقه پرخطر پارگی با نام FOBj برای کمینه شدن شمارش شده اند.

با اجرای برنامه در نسل ۱۰ ام از الگوریتم ژنتیک و آزمایش ۴۶۴ ام اولین تحلیل که قید مسئله در آن محقق شده دیده می شود که در شکل (۹) نمایش داده شده است. در ادامه فرایند الگوریتم بهینه سازی برای کاهش توابع هدف تلاش خواهد کرد. تغییرات مقادیر تابع هدف پارگی و چین خوردگی در نسل های متوالی در شکل های (۱۰ و ۱۱) ارائه شده است. همان طور که ملاحظه می شود با ادامه برنامه می توان گفت نتایج از نسل ۱۲ به بعد هم گرا می شود و تغییر زیادی در توابع هدف و تابع قید قابل مشاهده نیست. به همین دلیل اجرای برنامه در نسل ۱۵ که معادل انجام ۷۵۰ آزمایش است، متوقف شده است.

زمان انجام هر تحلیل در این مثال حدود ۲۰ دقیقه در کامپیوتر با پردازشگر ۸ هسته ای و رم ۸ گیگابایت طول می کشد. البته برای انجام ۷۵۰ حالت نشان داده شده در این مثال نیاز به انجام تمامی تحلیل ها نیست زیرا تعدادی از حالات شرط اولیه را ندارند و مورد بررسی قرار نمی گیرند و تعدادی نیز تکراری هستند و بدون انجام تحلیل نتایج آن ها در نمودارها نمایش داده می شود. انجام تحلیل های مثال حاضر حدود ۱۰۰ ساعت به طول انجامید.



شکل ۹ نمودار تغییرات قید پارگی در مثال اول

بین ۱٪ تا ۵٪ در نظر گرفته می شود ولی در این مثال به دلیل این که تعداد جمعیت اولیه به اندازه کافی بزرگ نیست تا همه فضای طراحی را به خوبی پوشش دهد، مقدار درصد جهش برابر با ۱۰٪ در نظر گرفته شده است. توجه به این نکته ضروری است که با توجه به انتخاب نخبه در هر نسل، بزرگ بودن این مقدار باعث از دست دادن مقادیر بهینه و نخبه نخواهد شد و فقط اندکی سرعت همگرایی را کاهش می دهد که با توجه به اهمیت زیاد پوشش همه فضای طراحی، بزرگ بودن این پارامتر در این تحقیق قابل توجیه است.

در این مثال در آیکون شرط ابتدا مواردی که نیروی ورق گیری آن ها کمتر از ۱۵ تن است شناسایی شده و مورد تحلیل قرار نمی گیرد. پس از عبور از این مرحله تحلیل المان محدود به صورت خودکار انجام شده و در مرحله بعدی از فایل خروجی آباکوس مقادیر معیار FLD، کرنش اصلی و کرنش فرعی المان های قطعه ورق استخراج می شود. این مقادیر در ماتریس های تعریف شده در قسمت خروجی مقداردهی می شود. در مرحله آخر این مقادیر مورد بررسی قرار گرفته و تعداد المان هایی که شرط مسئله را رعایت نکرده اند یا تعداد المان هایی که باید به عنوان تابع هدف کمینه شوند، شمارش می شوند و در چهار مقدار خروجی قرار می گیرند. مسئله دارای یک قید و دو تابع هدف است. پارامترهای تنظیم شده در این نرم افزار در جدول (۴) ارائه شده است.

جدول ۴ پارامترهای تنظیم شده در نرم افزار مدفرانتیر

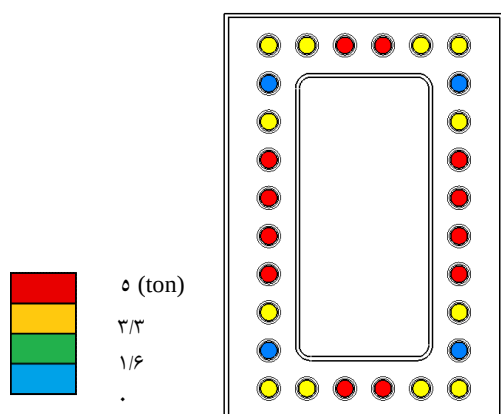
اندازه	تنظیم پارامترها
۷	تعداد پارامترهای ورودی
(۰، ۱/۶، ۳/۳، ۵)	سطوح پارامترهای ورودی (تن)
۵۰	تعداد آزمایش های نسل اول
۲۰	تعداد حداکثر نسل ها
۵۰٪	احتمال ترکیب
۱۰٪	احتمال جهش
۲	تعداد توابع هدف
۱	تعداد قیود

ارائه نتایج

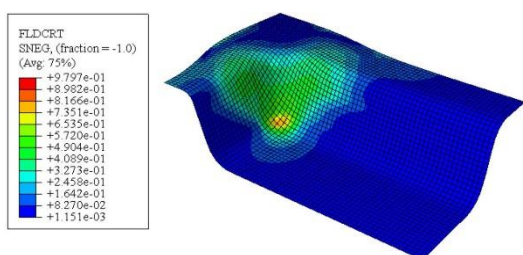
در این مسئله سه پارامتر خروجی وجود دارد. دو مورد مربوط به تابع هدف و یک مورد دیگر بیان کننده قید مسئله است. برای تعریف قید المان های موجود در منطقه پارگی از نمودار حد شکل دهی شناسایی و شمارش می شود و با نام FCon ذخیره

جدول ۵ دو چیدمان مناسب برای مثال اول

تحلیل شماره	تحلیل شماره	
۶۳۲	۵۶۵	
۵	۵	نیروی جایگاه ۱ (ton)
۵	۵	نیروی جایگاه ۲ (ton)
۱.۶	۳.۳	نیروی جایگاه ۳ (ton)
۱.۶	۰	نیروی جایگاه ۴ (ton)
۳.۳	۳.۳	نیروی جایگاه ۵ (ton)
۳.۳	۳.۳	نیروی جایگاه ۶ (ton)
۵	۵	نیروی جایگاه ۷ (ton)
۰	۰	قید پارگی (FCon)
۳	۴	تابع هدف پارگی (FObj)
۵۸	۶۰	تابع هدف چین خوردگی (WObj)



شکل ۱۲ مقادیر نیروی هر جایگاه برای حالت نهایی

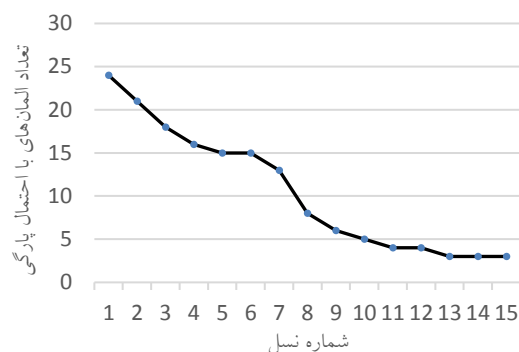


شکل ۱۳ نتیجه شبیه سازی برای حالت نهایی

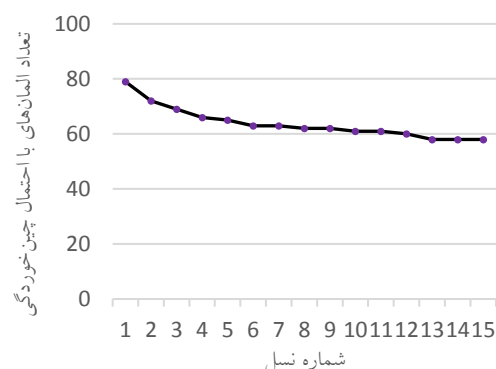
مثال دوم

شبیه سازی فرایند در نرم افزار آباکوس

قطعه ورقی مورد بحث در این قسمت قطعه ورقی با کانتور بیرونی منحنی شکل است. ابعاد قطعه نهایی ۱۰۵۰mm در ۹۰۰mm با ضخامت ۱mm است. ابعاد هندسی قطعه ورقی در



شکل ۱۰ نمودار هم گرایی تابع هدف پارگی در مثال اول



شکل ۱۱ نمودار هم گرایی تابع هدف چین خوردگی در مثال اول

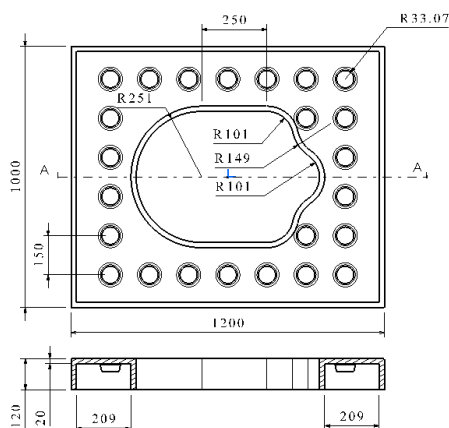
تحلیل نتایج

در بین نتایج به دست آمده دو چیدمان نیرو که در جدول (۵) بیان شده اند دارای کمترین مقادیر توابع هدف ضمن محقق شدن قید مسئله هستند. همان طور که انتظار می رود با توجه به جریان بیشتر ورق در وسط اضلاع مستطیل نیروی ورق گیری در این نقاط بیشتر از گوشه ها پیشنهاد شده است. البته از بین دو چیدمان مذکور چیدمان ارائه شده در تحلیل ۵۶۵ مناسب تر است زیرا تعداد نیروهای ورق گیری کاهش یافته است و این به معنای کاهش هزینه اعمال نیروی ورق گیری است. این چیدمان در شکل (۱۲) از نمای پایین ورق گیر نمایش داده شده است. در این شکل برای نمایش بهتر چیدمان نیروها از رنگ های مختلف استفاده شده است.

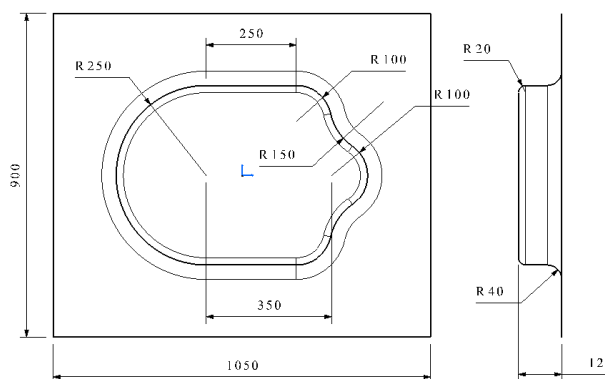
نتیجه فرایند شبیه سازی در نرم افزار آباکوس برای حالت نهایی در شکل (۱۳) نمایش داده شده است. در این شکل توزیع معیار پارگی قابل مشاهده است.

شکل (۱۴) نمایش داده شده است.

شکل ۱۵ مدل انفجاری اجزای قالب و قطعه ورقی از نمای پایین



شکل ۱۶ ابعاد هندسی قطعه ورق‌گیر



شکل ۱۴ ابعاد هندسی قطعه ورقی



شکل ۱۷ مدل سه‌بعدی مونتاژی اجزای قالب و قطعه ورقی در نرم‌افزار آباکوس

جدول ۶ پارامترهای شبیه‌سازی فرایند شکل‌دهی ورق

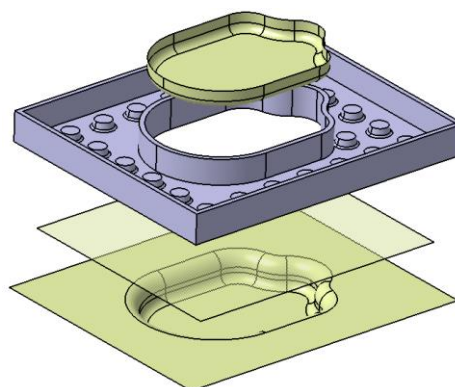
مقدار	تنظیم پارامترها
۱mm	ضخامت قطعه ورقی خام
۱۰۰mm	کورس حرکتی ماتریس
۰/۵m/s	سرعت حرکت ماتریس
۰/۱۵	ضریب اصطکاک

تحلیل فرایند با نیروی ورق‌گیر یک‌نواخت

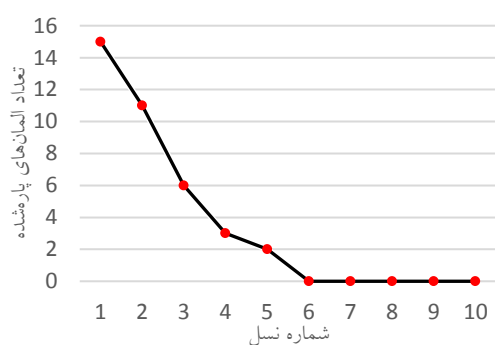
در این مثال نیز ابتدا استفاده از نیروی ورق‌گیر یک‌نواخت برای هدایت جریان ورق به داخل حفره ماتریس مورد بررسی قرار گرفته است. نتایج این تحلیل‌ها مشابه مثال ۱ است و در شکل (۱۸) قابل مشاهده است. در حالت اول که نیروی تمام پین‌های فشاری برابر ۱/۵ تن است پارگی در کمترین مقدار ممکن که البته بزرگ‌تر از صفر است قرار دارد ولی تعداد المان‌های چین‌خورده قابل توجه است. در حالت پایانی که نیروی تمام پین‌ها ۵ تن در نظر گرفته شده است عیب چین‌خوردگی برطرف شده است ولی

در شکل (۱۵) مدل انفجاری سه‌بعدی و دید از پایین اجزای قالب به همراه قطعه ورقی آمده است. در این نما قطعه ورقی خام به صورت شفاف نمایش داده شده است. در شکل (۱۶) ابعاد هندسی قطعه ورق‌گیر نشان داده شده است.

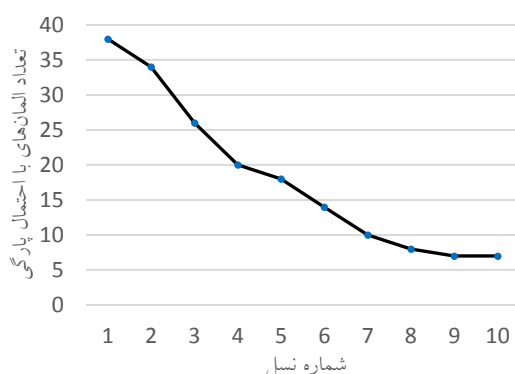
به علت تقارن این قطعه ورقی، نیمی از قطعه و اجزای قالب در تحلیل المان محدود مورد بررسی قرار می‌گیرد. قطعه ورقی نیز با توجه به مدل‌سازی نصف قطعه در یک لبه داخلی با قیود تقارن مقید شده است. جنس ورق فولاد st14 و جنس ورق‌گیر چدن GGG60 در نظر گرفته شده است. خواص این دو جنس در جداول (۱ و ۲) آمده است. اصطکاک بین اجزای متحرک نیز در شرایط کلمب با ضریب اصطکاک ۰/۱۵ مدل شده است. قطعات پوسته‌ای به صورت المان‌های چهارضلعی پوسته‌ای و ورق‌گیر با المان‌های مکعبی شش‌وجهی شبکه‌بندی شده است. مدل مونتاژی قطعات در حالت شبکه‌بندی شده در نرم‌افزار تحلیلی در شکل (۱۷) نمایش داده شده است. شرایط و پارامترهای شبیه‌سازی المان محدود فرایند شکل‌دهی ورقی در جدول (۶) ارائه شده است.



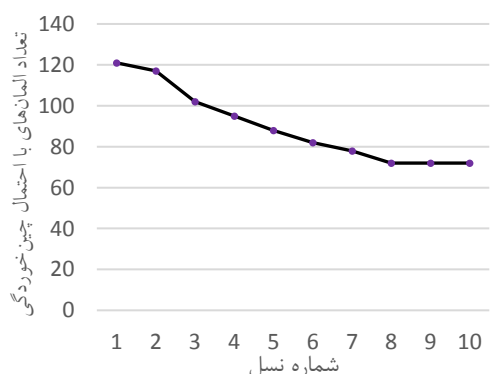
با اجرای برنامه در نسل پنجم الگوریتم ژنتیک و در آزمایش ۲۷۴ ام اولین تحلیل که قید مسئله در آن محقق شده است به دست می آید. نمودار تغییر مقادیر قید پارگی در شکل (۲۰) آمده است. تغییرات مقادیر تابع هدف پارگی و چین خوردگی در شکل های (۲۱ و ۲۲) ارائه شده است. همان طور که ملاحظه می شود با ادامه برنامه می توان گفت نتایج از نسل هشتم به بعد هم گرا شده اند و تغییر زیادی در ادامه مشاهده نمی شود. به همین دلیل برنامه پس از اجرای ۶۰۰ تحلیل متوقف گردید.



شکل ۲۰ نمودار تغییرات قید پارگی



شکل ۲۱ نمودار هم گرایی تابع هدف پارگی



شکل ۲۲ نمودار هم گرایی تابع هدف چین خوردگی

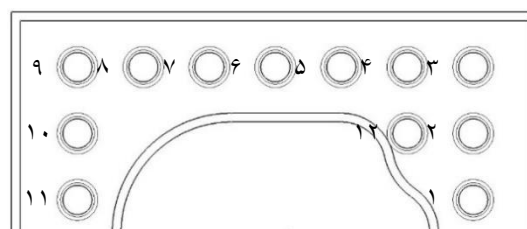
تعداد زیادی از المان ها دچار پارگی شده اند. در موارد میانی نیز نمی توان به حالتی رسید که هر دو عیب پارگی و چین خوردگی برطرف شده باشند. در نتیجه باید برای رفع مشکل از نیروی ورق گیر غیریک نواخت استفاده کرد. در ادامه به کمک الگوریتم معرفی شده چیدمان مناسب نیروهای ورق گیری مورد بررسی قرار می گیرد.



شکل ۱۸ تعداد المان های پرخطر برای نیروی ورق گیر یک نواخت

پایه سازی الگوریتم بهینه سازی

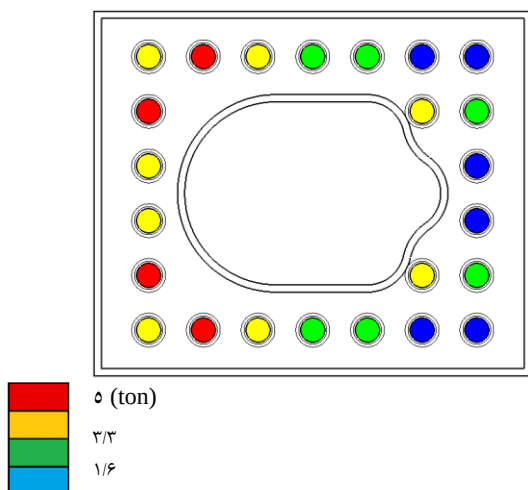
نمودار گردش کار طراحی شده برای حل این مثال مانند شکل (۳) است تنها تفاوت در تعداد پارامترهای ورودی است که ۱۲ عدد می باشد. چیدمان آن ها در شکل (۱۹) آمده است. این نیروها از صفر تا ۵ تن به چهار سطح تقسیم شده اند. طراحی آزمایش به روش سبل انجام شده و تعداد آزمایش های نسل اول ۶۰ عدد است. مابقی موارد مانند مثال اول است که در جدول (۴) آمده است.



شکل ۱۹ جایگاه اعمال نیروهای ورق گیری

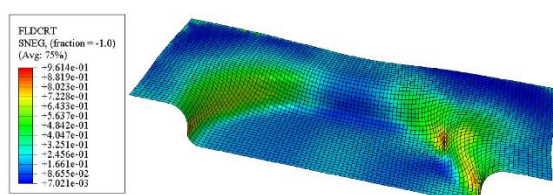
ارائه نتایج

توابع هدف و قید و هم چنین مقدار ضریب اطمینان مناطق پارگی و چین خوردگی در این مسئله همانند مثال اول تعریف شده است.



شکل ۲۳ مقادیر نیروی هر جایگاه برای حالت نهایی

نتیجه فرایند شبیه سازی در نرم افزار آباکوس برای چیدمان نهایی که در جدول (۸) بیان شد در شکل (۲۴) نمایش داده شده است. در این شکل توزیع معیار پارگی قابل مشاهده است.



شکل ۲۴ نتیجه شبیه سازی برای حالت نهایی

نتیجه گیری

در تحقیق حاضر ساختاری ایجاد شده است که قادر است چیدمان مناسب نیروهای ورق گیری را در قالب های شکل دهی قطعات ورقی به طراح پیشنهاد دهد. این چیدمان به گونه ای است که قطعه تولیدی بدون عیب پارگی و با پتانسیل کم برای امکان پدیده چین خوردگی ایجاد می شود. در این مسئله توابع هدف و قید الگوریتم، تعداد المان های در معرض این عیوب انتخاب شدند. نتایج ارائه شده برای دو مثال ارائه شده نشان می دهد که با چیدمان غیریک نواخت نیروهای ورق گیری برای قطعات نامتقارن و نسبتاً پیچیده می توان به تولید قطعه ای بدون عیب پارگی با پتانسیل کم چین خوردگی رسید. این ساختار در محیط نرم افزار مدفرانتیر و با ایجاد ارتباط بین نرم افزارهای کتیا و آباکوس انجام شده است. برای این مهم لازم است با زبان های Python، VBA و C# در آیکون های نمودار جریان کار کدنویسی کرد. ترکیب این موارد،

تعداد المان های موجود در نواحی قید و توابع هدف برنامه برای نتیجه نهایی در جدول (۷) مشخص شده است. این مقادیر بهترین حالتی است که از بین تمامی موارد به دست آمده است.

جدول ۷ خروجی برنامه برای توابع قید و هدف مسئله

توابع قید و هدف	تعداد المان ها
قید پارگی (FCon)	۰
تابع هدف پارگی (FObj)	۷
تابع هدف چین خوردگی (WObj)	۷۲

تحلیل نتایج

در بین نتایج به دست آمده چیدمان نهایی نیرویی برابر با نخبه نسل آخر یعنی تحلیل شماره ۴۸۵ است که در جدول (۸) بیان شده است. در این چیدمان ضمن برقراری قید مسئله مقادیر توابع هدف نیز کمینه می باشند. این چیدمان نیرویی در شکل (۲۳) از نمای پایین ورق گیر نمایش داده شده است. در این شکل برای نمایش بهتر چیدمان نیروها از رنگ های مختلف استفاده شده است. همان طور که انتظار می رود با توجه به جریان بیشتر ورق در سمت چپ حفره ماتریس نیروی ورق گیری در این نقاط بیشتر از سمت راست پیشنهاد شده است. البته در این چیدمان ها تاحدودی قالب از لحاظ نیرویی نامتعادل می شود و نیروی وارد به صفحات سایشی افزایش می یابد که با افزایش اندازه و فاصله آنها می توان این نیروی جانبی و گشتاور حاصل را خنثی کرد.

جدول ۸ خروجی برنامه برای تعیین نیروی هر جایگاه

شماره جایگاه	نیروی ورق گیر (تن)
۱	۰
۲	۱/۶
۳	۰
۴	۰
۵	۱/۶
۶	۱/۶
۷	۳/۳
۸	۵
۹	۳/۳
۱۰	۵
۱۱	۳/۳
۱۲	۳/۳

Sheet metal forming die	قالب شکل دهی قطعات ورقی	محیطی مناسب را برای انجام تحقیق حاضر مهیا نموده است. نتایج
Fracture defect	عیب پارگی	ارائه شده در این تحقیق برای ورقی با جنس St14 و ضخامت ۱ میلی متر بیان شده است تغییر جنس و ضخامت و در نظر گرفتن
Wrinkling defect	عیب چین خوردگی	مواردی از جمله ناهمسان گردی ورق می تواند موضوعات مناسبی
Forming limit diagram	نمودار حد شکل دهی	برای تحقیقات آینده در این زمینه باشد.
Minor strain	کرنش اصلی	
Major strain	کرنش فرعی	
Workflow diagram	نمودار جریان کار	واژه نامه
		Non-uniform blank-holder force
		نیروی ورق گیر غیریک نواخت

مراجع

1. Obermeyer, E. J. and Majlessi, S. A., "A Review of Recent Advances in the Application of Blank-Holder Force towards Improving the Forming Limits of Sheet Metal Parts", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 75, No. 1-3, Pp. 222-234, (1998).
2. Sheng, Z. Q., Jirathearanat, S. and Altan, T., "Adaptive FEM Simulation for Prediction of Variable Blank Holder Force in Conical Cup Drawing", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 44, No. 5, Pp. 487-494, (2004).
3. Palaniswamy, H., et al., "Optimal Programming of Multi-Point Cushion Systems for Sheet Metal Forming", *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, Vol. 55, No. 1, Pp. 249-254, (2006).
4. Chengzhi, S., Guanlong, C. and Zhongqin, L., "Determining the Optimum Variable Blank-Holder Forces Using Adaptive Response Surface Methodology (ARSM)", *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 26, No. 1-2, Pp. 23-29, (2005).
5. Wang, L., and Lee, T., "Numerical Simulation of the Effects of the Space-Variant Blank-Holder Force and Geometrical Variables in the Deep-Drawing Process", *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, Vol. 40, No. 4, Pp. 375-384, (2005).
6. Wang, L. and Lee, T., "Controlled Strain Path Forming Process with Space Variant Blank Holder Force Using RSM Method", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 167, No. 2, Pp. 447-455, (2005).
7. Wang, L., Chan, L. and Lee, T., "Process Modeling of Controlled Forming with Time Variant Blank Holder Force Using RSM Method", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 47, No. 12, Pp. 1929-1940, (2007).
8. Wang, W., et al., "Determination of Optimal Blank Holder Force Trajectories for Segmented Binders of Step Rectangle Box Using PID Closed-Loop FEM Simulation", *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 32 No. 11-12, Pp. 1074-1082, (2007).
9. Wu-rong, W., Guan-long, C. and Zhong-qin, L., "The Effect of Binder Layouts on the Sheet Metal Formability in the Stamping with Variable Blank Holder Force", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 210, No. 10, Pp. 1378-1385, (2010).

10. Zhong-qin, L., Wu-rong, W. and Guan-long, C., "A New Strategy to Optimize Variable Blank Holder Force towards Improving the Forming Limits of Aluminum Sheet Metal Forming", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 183, No. 2, Pp. 339-346, (2007).
11. Kitayama, S., et al., "A Closed-Loop Type Algorithm for Determination of Variable Blank Holder Force Trajectory and its Application to Square Cup Deep Drawing", *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 51, No. 5-8, Pp. 507-517, (2010).
12. Kitayama, S., Kita, K. and Yamazaki, K., "Optimization of Variable Blank Holder Force Trajectory by Sequential Approximate Optimization with RBF Network", *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 61, No. 9-12, Pp. 1067-1083, (2012)
13. Tommerup, S. and Endelt, B., "Experimental Verification of a Deep Drawing Tool System for Adaptive Blank Holder Pressure Distribution", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 212, No.11, Pp. 2529-2540, (2012).
14. Endelt, B., Tommerup, S. and Danckert, J., "A Novel Feedback Control System—Controlling the Material Flow in Deep Drawing Using Distributed Blank-Holder Force", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 213, No. 1, Pp. 36-50, (2013).
15. Barthau, M. and Liewald, M., "New Approach on Controlling Strain Distribution Manufactured in Sheet Metal Components during Deep Drawing Process", *Journal of Procedia Engineering*, Vol. 207, No. 1, Pp. 66-71, (2017).
16. Peixinho, N., Costa, S. and Blanco, V., "Development of Forming Tool Concept Validator with Variable Stiffness Blank-Holder for High Strength Steel Applications", *International Journal of Lightweight Materials and Manufacture*, Vol. 2, No. 2, Pp. 116-122, (2019).
17. Brun, M., Ghiotti, A., Bruschi, S. and Filippi, S., "Active Control of Blank-Holder in Sheet Metal Stamping", *Procedia CIRP*, Vol. 100, Pp. 151-156, (2021).
18. Fazli, A., Arezoo, B. and Hasanniya, M.H., "An Automated Process Sequence Design and Finite Element Simulation of Axisymmetric Deep Drawn Components", *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 136, No. 3, Pp. 031005-1-031005-9, (2014).
19. Abebe, B.H., "Fatigue Life Assessment of a Diesel Engine Pump Part Subjected to Constant and Variable Amplitude Loading", Master Thesis, Bauhaus University, (2008).

CONTENTS

Experimental and Numerical Study of the Effects of Using Selected Twisted Tapes Insert on the Performance of Photovoltaic Thermal System	Mohammad Reza Kalateh - Ali Kianifar Mohammad Sardarabadi	1
Nonlinear Bending Analysis of Nanocomposite Beams Reinforced by Graphene Platelets using Harmonic Differential Quadrature Method	Hassan Shokrollahi - Reza Beigpour	23
Numerical and Experimental Investigation of Deflection of Laminated Composites due to Drop Weight Impact of Different Projectiles	Mohammad Javad Ramezani Meisam Mohahmmadi	41
The Effects of Air Gap between Two Glass Covers on the Performance of Plane Solar Air Heaters	Omid Deymi – S.Abdolreza Gandjalikhan-nassab	55
Numerical Study of the Effects of Structural and Functional Parameters on Unmixed Combustion of Natural Gas in Three Radiant Tubes with Different Geometries	Mahdi Niknam-Azodi - Mohammad Moghiman	83
Numerical Simulation of Crack Growth in the Glass Layer of Gallium-Arsenide Solar Cell	Pouya Mokhtari- Farhad Haji Aboutalebi Hamid Beheshti- Mohammad Reza Ashraf Khorasani	93



JOURNAL OF APPLIED AND COMPUTATIONAL SCIENCES IN MECHANICS

Ferdowsi University of Mashhad

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, United States
Dr. Hamid Niazmand	Professor	Ferdowsi University of Mashhad

Text Editor: Dr. Y. Bina

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

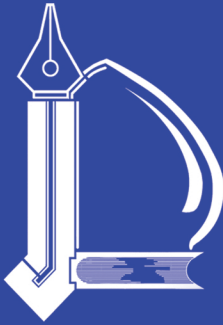
Fax: +98 51 38763301

Email: ejour@um.ac.ir

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

Indexed in: ISC, SID, Magiran, EBSCO

ISSN 2008 - 918X



Ferdowsi University
of Mashhad

Journal of
Applied and
Computational Sciences
in Mechanics

Serial No. 27

Investigating the Impacts of Blowing Jet on the Dynamic Stall of NACA0012 Saman Kasmaiee, Mehran Tadjfar, Siroos Kasmaiee	1
The Effects of Microtube Addition on Thermal and Hydrodynamic Behavior of Microchannel Heatsink for Nanofluid Flow Akram Jahanbakhshi, Afshin Ahmadi Nodooshan Morteza Bayareh	21
Investigating the Effects of Geometric Defects and Temperature Changes on the Fracture Behavior of Boron Carbide Monocrystalline Structure by Molecular Dynamics Alireza Albooyeh, Ali Dadrasi Mohammadamin Razavikia	37
The Effects of Flower Pattern on Uniform Distribution of Force on Rollers in Cold Roll Reshaping Hosain Arzandeh, Hasan Moslemi Naeini Mahdi Tajdari, Siamak Mazdak, Manabo Kiuchi	49
Thermofluid Numerical Simulation of Flat Solar Heating Transpired Collector for Drying Purposes Mohammad Saleh Barghi Jahromi, Vali Kalantar Mohammad Sefid, Masoud Iranmanesh Hadi Samimi Akhijahani	61
Automatic Determination of Non-Uniform Blank-Holder Force in Sheet Metal Forming Ghasem Azamirad, Behrooz Arezoo	81

Vol. 34, No.1
Spring 2022