Volume 40
Number 2
Semiannually
Fall
2024
2
ISSN 1028-7167

Mechanical Engineering
Sharif

ARTICLES:

- Fractional Order Sliding Mode Controller (FOSMC) Design for Attitude Control of a Satellite with Coupled Rigid–Flexible Structures Using Fractional Order Transfer Function
  R. Safaei and M. Fathi
- Investigating the Effect of Texture Intensity on the Forming Limit Diagram of Magnesium Microtubes Used in Stents Using Crystal Plasticity Finite Element Modeling
  M. Reisi, A. Mirzakhani and A. Asempour
- Numerical Simulation of Film Pool Boiling of Ethanol-Based Nanofluids
  A. Hedayati, M. Khayat and M.H. Nobakhti
- Intelligent Fault Detection of Rolling Element Bearing Under Variable Operating Conditions By Convolutional Neural Network Using Time and Frequency Domain Signals
  A. Farahani, A. Davoodabadi, S. Mohammadi and M. Behzad
- Experimental Acoustic Study of Small Horizontal Axis Wind Turbines Based on Computational Fluid Dynamics and Artificial Intelligence Approaches
  M. Sadeghi Malekabadi and A.R. Davari
- Investigating the Stability of the Yield Strength of the Friction Stir Welding Joint of Similar Amorphous Thermoplastic Based on the Ordered Weighted Averaging Operators
  N. Sadeghian and A. Chaji
- Experimental Investigation and Simulation of Controlled Size Droplet Formation in a Capillary Microdevice
  M. Oveysi, A.H. Karami and V. Bazargan
- A Nonlinear Model for Vibro-Acoustic Analysis of a Submerged Axially Moving Cylindrical Shell
  A.H. Orafa, M.M. Jalili and A.R. Fotuhi
- Numerical and Experimental Analysis of Anisotropic Damage Growth and Martensitic Phase Change Due to Plastic Strain at Ambient Temperature
  R. Barkhordari, M. Ganjiani and S. Etemadi Haghighi

مهندسی مکانیک شریف
Mechanical Engineering SHARIF
۲
2

مهندسی مکانیک
شریف

دوره‌ی ۴۰
شماره‌ی ۲
دوفصلنامه
پاییز
۱۴۰۳
۲

مقالات پژوهشی:

- طراحی کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری برای کنترل وضعیت یک ماهواره دارای سازه‌های کوپل‌شده صلب -انعطاف‌پذیر با تابع تبدیل مرتبه کسری
  رضا صفائی و محسن فتحی جگرکندی
- بررسی اثر شدت بافت بر نمودار حد شکل دهی میکرولوله‌های منیزیمی مورد استفاده در استنت‌ها با استفاده از شبیه‌سازی المان محدود کریستال پلاستیسیته
  مهدی رئیسی، امین میرزاخانی و احمدعاصم‌پور
- شبیه سازی عددی جوشش استخری فیلمی نانو سیالات پایه اتانول
  علی هدایتی، مرتضی خیاط و محمدحسن نوبختی
- عیب‌یابی هوشمند خرابی یاتاقان غلتشی در شرایط کاری متغیر با شبکه عصبی پیچشی برمبنای سیگنال‌های حوزه زمان و فرکانس
  علی فراهانی، علی داودآبادی، سمیه محمدی و مهدی بهزاد
- مطالعه‌ی تجربی آکوستیک توربین‌های بادی محور افقی کوچک با تکیه بر رویکردهای دینامیک سیالات محاسباتی و شبکه عصبی
  مهیار صادقی ملک‌آبادی و علیرضا داوری
- بررسی پایداری استحکام تسلیم اتصال جوشی همزنی اصطکاکی پلاستیک گرمانرم آمورف مشابه با استفاده از عملگرهای میانگین وزنی مرتب شده
  ناصر صادقیان و علیرضا چاجی
- بررسی تجربی و شبیه‌سازی تشکیل قطرات با اندازه‌ی کنترل‌شده در ریزتراشه‌ی مبتنی بر لوله مویین
  مهرناز اویسی، امیرحسین کرمی و وحید بازارگان
- ارائه یک مدل غیرخطی برای تحلیل ارتعاشات آکوستیک یک پوسته استوانه‌ای متحرک در عمق سیال
  امیرحسین عرفا، محمدمهدی جلیلی و علیرضا فتوحی
- تحلیل عددی و تجربی رشد آسیب ناهمسانگرد و تغییر فاز مارتنزیتی ناشی از کرنش پلاستیک در دمای محیط
  رضا برخورداری، مهدی گنجیانی و شهرام اعتمادی حقیقی

به نام خدا

مهندسی مکانیک

شریف

دوره‌ی ۴۰
شماره‌ی ۲
پاییز
۱۴۰۳

صاحب امتیاز: دانشگاه صنعتی شریف
مدیر مسئول: دکتر علی‌اکبر صالحی
مدیرنشریه: دکتر رضا نقدآبادی
سردبیر: دکتر مهرداد تقی‌زاده منظری
سردبیرهیات‌تحریریه: دکتر سعید سهراب‌پور

ویرایش: گروه ویراستاری ویرافر
حروف‌چینی: راضیه قربانی
صفحه‌آرایی و امورگرافیکی: غزل احمدی میرقائد
امور اجرایی: شیما آل اسداله، مریم پورابراهیمی باوفا

مجله‌ی مهندسی مکانیک شریف در پایگاه‌های DOAJ، ISC و SID نمایه می‌شود.

نشانی: تهران / صندوق پستی ۸۶۳۹-۱۱۱۵۵
دفتر مجله‌ی علمی و پژوهشی شریف
تلفن: ۶۶۱۶۴۰۹۳-۶۶۰۰۵۴۱۹
نمابر: ۶۶۰۱۲۹۸۳
نشانی سایت: http://journal.sharif.ir
رایانامه: pajouhesh@sharif.edu

نقل مندرجات این مجله با ذکر مأخذ آزاد است.
مجله در ویرایش مطالب آزاد است.

از انتشارات حوزه معاونت پژوهش و فناوری دانشگاه صنعتی شریف

هیأت تحریریه

دکتر محمدرضا اسلامی
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی امیرکبیر
دکتر محمدتقی احمدیان
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی شریف
دکتر محسن اصغری
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی شریف
دکتر محمدرضا اعلم
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه برکلی، آمریکا
دکتر محمد اقتصاد
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه شیراز
دکتر آریا الستی
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی شریف
دکتر عبدالرضا اوحدی همدانی
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی امیرکبیر
دکتر احمد براری
دانشکده مهندسی مکانیک، انستیتو آنتاریو
دکتر مهرداد تقی زاده منظری
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی شریف
دکتر حسن سالاریه
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی شریف
دکتر محمدحسن سعیدی
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی شریف
دکتر سعید سهراب پور
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی شریف
دکتر امیررضا شاهانی
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی خواجه نصیرالدین طوسی
دکتر محمد شرعیات
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی خواجه نصیرالدین طوسی
دکتر محمودمهرداد شکریه
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه علم و صنعت ایران
دکتر مجید صفاراول
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی امیرکبیر
دکتر حسن ظهور
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی شریف
دکتر فمیدا فلاح رجب‌زاده
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی شریف
دکتر هادی محمدی
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه بیریتیش کلمبیا، کانادا
دکتر علی مقداری
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی شریف
دکتر سیدمحمدباقر ملائک
دانشکده مهندسی هوافضا، دانشگاه صنعتی شریف
دکتر حسین نجات پیشکناری
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی شریف
دکتر محمود یعقوبی
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه شیراز
دکتر داود یونسیان
دانشکده مهندسی راه‌آهن، دانشگاه علم و صنعت ایران

هیأت مشاوران

دکتر مجتبی افتخاری

دانشکده‌ی مهندسی مکانیک - دانشگاه شهید باهنر کرمان

دکتر محمدجواد اشرفی

دانشکده‌ی مهندسی مکانیک - دانشگاه علم و صنعت

دکتر مرتضی بیاره

دانشکده‌ی مهندسی مکانیک - دانشگاه شهرکرد

دکتر ایمان بهمن‌جهرمی

پژوهشگاه هوافضا

دکتر ولی‌الله پناهی‌زاده

دانشکده‌ی مهندسی مکانیک - دانشگاه شهید رجایی

دکتر محمدرضا جهان‌نما

پژوهشگاه فضایی ایران (ایرانداک)

دکتر سعید خدایگان

دانشکده‌ی مهندسی مکانیک - دانشگاه صنعتی شریف

دکتر حامد دیلمی عضدی

دانشکده‌ی مهندسی مکانیک - دانشگاه صنعتی اراک

دکتر عباس روحانی بسطامی

دانشکده‌ی مهندسی مکانیک - دانشگاه شهید بهشتی

دکتر سید امیرحسین زمزمیان

دانشکده‌ی مهندسی - دانشگاه

دکتر روح‌اله طالبی

دانشکده‌ی مهندسی - دانشگاه

دکتر ناصر کردانی

دانشکده‌ی مهندسی مکانیک - دانشگاه مازندران

دکتر جلال کریمی

دانشکده‌ی مهندسی هوافضا — دانشگاه صنعتی مالک اشتر

دکتر امیررضا کوثری

دانشکده‌ی مهندسی مکانیک - دانشگاه علوم و فنون تهران

دکتر محمد مشایخی

دانشکده‌ی مهندسی مکانیک - دانشگاه صنعتی اصفهان

دکتر مهران مصدری

دانشکده‌ی مهندسی مکانیک - دانشگاه علوم و فنون تهران

دکتر رامین مشک‌آبادی

دانشکده‌ی مهندسی مکانیک - دانشگاه محقق اردبیلی

دکتر سحر نوری

دانشکده‌ی مهندسی هوافضا - دانشگاه صنعتی امیرکبیر

دکتر شیدوش وکیلی‌پور

دانشکده‌ی مهندسی هوافضا - دانشگاه علوم و فنون تهران

دکتر رامین هاشمی

دانشکده‌ی مهندسی - دانشگاه

مطالب این شماره

مقالات پژوهشی:

۳ **طراحی کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری برای کنترل وضعیت یک ماهواره دارای سازه‌های کوپل‌شده صلب -انعطاف‌پذیر با تابع تبدیل مرتبه کسری**
رضا صفائی و محسن فتحی جگرکندی

۱۵ **بررسی اثر شدت بافت بر نمودار حد شکل دهی میکرولوله‌های منیزیمی مورد استفاده در استنت‌ها با استفاده از شبیه‌سازی المان محدود کریستال پلاستیسیته**
مهدی رئیسی، امین میرزاخانی و احمدعاصم‌پور

۲۵ **شبیه‌سازی عددی جوشش استخری فیلمی نانو سیالات پایه اتانول**
علی هدایتی، مرتضی خیاط و محمدحسن نوبختی

۳۸ **عیب‌یابی هوشمند خرابی یاتاقان غلتشی در شرایط کاری متغیر با شبکه عصبی پیچشی برمبنای سیگنال‌های حوزه زمان و فرکانس**
علی فراهانی، علی داودآبادی، سمیه محمدی و مهدی بهزاد

۵۲ **مطالعه‌ی تجربی آکوستیک توربین‌های بادی محور افقی کوچک با تکیه بر رویکردهای دینامیک سیالات محاسباتی و شبکه عصبی**
مهیار صادقی ملک‌آبادی و علیرضا داوری

۶۴ **بررسی پایداری استحکام تسلیم اتصال جوشی همزنی اصطکاکی پلاستیک گرمانرم آمورف مشابه با استفاده از عملگرهای میانگین وزنی مرتب شده**
ناصر صادقیان و علیرضا چاجی

۷۶ **بررسی تجربی و شبیه‌سازی تشکیل قطرات با اندازه‌ی کنترل‌شده در ریزتراشه‌ی مبتنی بر لوله مویین**
مهرناز اویسی، امیرحسین کرمی و وحید بازارگان

۸۵ **ارائه یک مدل غیرخطی برای تحلیل ارتعاشات آکوستیک یک پوسته استوانه‌ای متحرک در عمق سیال**
امیرحسین عرفا، محمدمهدی جلیلی و علیرضا فتوحی

۹۷ **تحلیل عددی و تجربی رشد آسیب ناهمسانگرد و تغییر فاز مارتنزیتی ناشی از کرنش پلاستیک در دمای محیط**
رضا برخورداری، مهدی گنجیانی و شهرام اعتمادی حقیقی

ضمائم:

۱۱۴ **چکیده انگلیسی مقالات**

مهندسی مکانیک شریف، (پاییز ۱۴۰۳)
دوره ی ۴۰، شماره ی ۲، صص. ۱۴-۳ (پژوهشی)

Original Article

طراحی کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری برای کنترل وضعیت یک ماهواره دارای سازه‌های کوپل‌شده صلب-انعطاف‌پذیر با تابع تبدیل مرتبه کسری

رضا صفائی (دانشجوی دکتری)
محسن فتحی جگرکندی *(دانشیار)
دانشکده مهندسی هوافضا، دانشگاه صنعتی شریف

در این مقاله، مدل تابع تبدیل مرتبه کسری یک ماهواره با سازه‌های کوپل‌شده صلب-انعطاف‌پذیر مبنای کار قرار گرفته است. برای کنترل این سیستم دینامیکی از روش مقاوم کنترل مود لغزشی استفاده شده است. برای توابع تبدیل نمی‌توان به‌صورت مستقیم کنترل‌کننده مود لغزشی طراحی کرد. به همین دلیل، در ابتدا از روی مدل تابع تبدیل مرتبه کسری، یک تحقق فضای حالت مرتبه کسری به‌دست آورده و سپس کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری طراحی شده است. در روند طراحی کنترل‌کننده مود لغزشی و اثبات پایداری آن از معادلات دینامیکی سیستم استفاده می‌شود و از آنجا که مدل فضای حالت از نوع مرتبه کسری است از سطح لغزش مرتبه صحیح نمی‌توان استفاده کرد؛ بنابراین، از سطح لغزش مرتبه کسری استفاده شده است. نتایج نشان می‌دهد که در شرایط وجود عدم‌قطعیت در هر کدام از چهار پارامتر سیستم، کنترل‌کننده قادر است تا سیگنالی تولید کند که در نهایت سیگنال مرجع به‌خوبی تعقیب گردد.

واژگان کلیدی: کنترل مود لغزشی مرتبه کسری، تابع تبدیل مرتبه کسری، کنترل وضعیت ماهواره، سازه‌های کوپل‌شده صلب-انعطاف‌پذیر، عدم‌قطعیت.

reza.safaei@sharif.edu
fathi@sharif.edu

۱. مقدمه

یکی از مسائل مهم در کنترل بسیاری از سیستم‌های مکانیکی وجود اثرات سازه‌ای است که می‌تواند عملکرد کنترلی سیستم را دچار مشکل کند. تمامی اجسام در واقعیت الاستیک هستند، و صلب بودن فقط یک فرض در اجسام است که در برخی موارد هم نمی‌توان صرفاً از این فرض استفاده کرد. برای مثال، بال‌های یک هواپیما نسبت به بدنه هواپیما دارای نوسانات سازه‌ای قابل ملاحظه است. در یک مثال دیگر، بوم‌های گرادیان جاذبه و پنل‌های خورشیدی در یک ماهواره نسبت به بدنه ماهواره دارای نوسانات قابل توجهی هستند. همچنین پره‌های یک بالگرد نسبت به شفت موتور بالگرد دارای چنین حالتی است. به این قبیل سیستم‌ها، سازه‌های کوپل‌شده صلب— انعطاف‌پذیر گفته می‌شود [۱-۴]. در این موارد می‌توان یک قسمت که نوسانات سازه‌ای بیشتری دارد را به‌عنوان جسم الاستیک و قسمت دیگر را به‌عنوان جسم صلب در نظر گرفت.

همواره بین سیستم واقعی و سیستم مدل شده تفاوت‌هایی وجود دارد که این تفاوت‌ها به‌عنوان عدم‌قطعیت شناخته می‌شوند [۵]. در کارهای پژوهشی و عملی، یکی از موضوعات حائز اهمیت کنترل سیستم تحت شرایط وجود عدم‌قطعیت است. در روش‌های کنترل کلاسیک، به-دلیل اینکه در روند طراحی کنترل‌کننده وجود عدم‌قطعیت در نظر گرفته نمی‌شود، تضمینی هم برای پایداری و عملکرد مناسب سیستم وجود ندارد. به همین دلیل، بهتر است که از روش‌های کنترل مقاوم استفاده شود.

از جمله روش‌های کنترل مقاوم، روش کنترل مود لغزشی[۱] است که در این تحقیق از آن استفاده شده است. نکته حائز اهمیتی که در اینجا وجود دارد این است که به-دلیل استفاده از معادلات دینامیکی سیستم در روند طراحی و اثبات پایداری کنترل‌کننده مود لغزشی، در صورتی که دینامیک سیستم از نوع مرتبه کسری باشد، نمی‌توان از کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه صحیح استفاده کرد. دلیل این امر این است که در دینامیک مرتبه کسری از مشتق مرتبه کسری استفاده می‌شود که حالت تعمیم یافته و کلی‌تری نسبت به مشتق مرتبه صحیح است [۶]. بنابراین، اگر سیستم مرتبه کسری باشد، باید حتماً از سطح لغزش مرتبه کسری استفاده کرد که در این‌صورت به کنترل‌کننده موجود، کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری[۲] گفته می‌شود [۷].

*نویسنده مسئول
تاریخ دریافت:۱۴۰۲/۰۳/۰۲، تاریخ اصلاحیه: ۱۴۰۲/۰۷/۰۷، تاریخ پذیرش: ۱۴۰۲/۰۹/۰۵.

استناد به این مقاله:
صفائی، رضا، فتحی جگرکندی ، محسن، ۱۴۰۳. طراحی کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری برای کنترل وضعیت یک ماهواره با تابع تبدیل مرتبه کسری، مهندسی مکانیک شریف، ۴۰(۲)، صص. ۳-۱۴. DOI: 10.24200/j40.2023.62462.1684

۱ Sliding Mode Control (SMC)
۲ Fractional Order Sliding Mode Control (FOSMC)

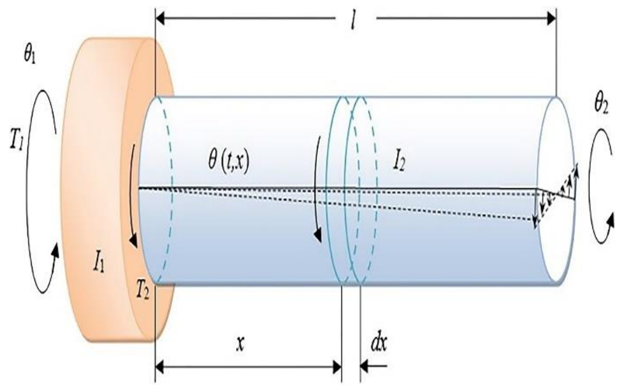
تاکنون پژوهش‌های زیادی در زمینه کنترل سیستم‌ها با استفاده از کنترل مود لغزشی مرتبه کسری صورت گرفته است که در ادامه به برخی از آنها اشاره می‌شود. در سال ۲۰۱۰ میلادی، دلاوری و همکارانش [8] برای سیستم دینامیکی غیرخطی بازوی ربات دو درجه آزادی با دینامیک مرتبه صحیح و همچنین، سیستم دینامیکی غیرخطی مدل دو تانک با دینامیک مرتبه صحیح دو کنترل‌کننده مود لغزشی طراحی کردند که یکی دارای سطح لغزش مرتبه صحیح و دیگری دارای سطح لغزش مرتبه کسری است. نتایج نشان داد که این روش کنترلی در حضور تغییرات پارامترها و همچنین اغتشاش خارجی عملکرد بسیار مناسبی از خودش نشان می‌دهد. در سال ۲۰۱۲ میلادی، بینگان و همکارانش [9] برای سیستم ترمز ضد قفل[1] که دارای غیرخطیت شدید است و در شرایط جاده‌ای، دارای تغییرات و عدم‌قطعیت در پارامترهایش است، یک کنترل‌کننده مود لغزشی با سطح لغزش تناسبی–مشتقی مرتبه کسری طراحی کردند. نتایج نشان داد که کنترل مود لغزشی مرتبه کسری از همتای مرتبه صحیح خود عملکرد بهتری نشان می‌دهد. در سال ۲۰۱۵ میلادی، وانگ و همکارانش [۱۰] برای کنترل موقعیت زاویه‌ای یک سروُمکانیزم که تحت اثر بارهای آیرودینامیکی قرار می‌گیرد، از کنترل مود لغزشی مرتبه کسری فازی تطبیقی استفاده کردند. عملکرد این کنترل‌کننده در حضور عدم‌قطعیت‌های سیستم، اصطکاک غیرخطی و بارهای آیرودینامیکی مورد ارزیابی قرار گرفت. در این مقاله، از دو سطح لغزش مرتبه کسری تناسبی-مشتقی و تناسبی-انتگرالی و همچنین برای کاهش پدیده چترینگ[2] از منطق فازی استفاده شد. تاثیر استفاده از روش کنترلی ارائه شده در مثال‌های موجود در مقاله نشان‌دهنده عملکرد مناسب این روش کنترلی است. در سال ۲۰۱۵ میلادی، ابراهیم‌خانی [۱۱] دینامیک غیرخطی یک توربین بادی را به‌عنوان مرجع کارش در نظر گرفت و برای کنترل بهتر این سیستم در حضور نامعینی‌ها، از روش کنترل مود لغزشی مرتبه کسری و همچنین برای تخمین نامعینی‌ها از یک تخمینگر مرتبه کسری استفاده کرد. نتایج شبیه‌سازی نشان‌دهنده عملکرد مقاوم خوب کنترل‌کننده است. در سال ۲۰۱۷ میلادی، فرهادی و همکارانش [۱۲] از کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری با سطح لغزش تناسبی-مشتقی با مرتبه α برای کنترل یک کوادکوپتر با مدل غیرخطی شش درجه آزادی استفاده کردند. با در نظر گرفتن پارامتر α در بازه صفر تا دو، بعد از اعمال قانون کنترلی روی مدل دینامیکی سیستم نتیجه گرفته شد که: حالت $\alpha = 1$ نشان‌دهنده یک کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه اول استاندارد است که برای دنبال کردن مسیر مطلوب کوادکوپتر سیگنال کنترل دچار نوسانات شدید می‌شود. در حالت $1 > \alpha > 0$، دامنه نوسان در ورودی کنترل از دامنه نوسان در کنترل مود لغزشی استاندارد بزرگتر می‌شود و نه‌تنها بهبودی در میزان چترینگ ندارد بلکه دامنه نوسانات نیز افزایش می‌یابد. در حالت $2 > \alpha > 1$، در دامنه نوسان سیگنال ورودی کنترل نسبت به حالت استاندارد بهبود حاصل می‌شود. در سال ۲۰۲۲ میلادی، یولا و همکارانش [۱۳] برای کنترل آرایش‌بندی رهبر-پیرو برای تعدادی وسیله پرنده بدون سرنشین از کنترل مود لغزشی مرتبه کسری استفاده کردند. در این پژوهش، عدم‌قطعیت‌های پارامتری و تندباد در دو بخش طولی و عرضی دینامیک وسایل پرنده در نظر گرفته شد و عمکرد منطق کنترل مقاوم طراحی شده در این شرایط مورد ارزیابی قرار گرفت. نتایج نشان‌دهنده عملکرد مناسب الگوریتم کنترلی طراحی شده است. در سال ۲۰۲۲ میلادی، شوانگی و همکارانش [۱۴] برای رهگیری یک وسیله پرنده ابرصوت یک قانون هدایت با استفاده از کنترل مود لغزشی مرتبه کسری طراحی کردند. در این پژوهش، با استفاده از مفهوم صفر بودن نرخ چرخش خط دید هدف از دیدگاه موشک رهگیر یک قانون هدایت طراحی شد و برای بررسی عملکرد قانون هدایت برای هدف دو مانور بنگ–بنگ و مانور سینوسی در نظر گرفته شد. در نهایت سه الگوریتم هدایت ناوبری تناسبی[3]، هدایت مود لغزشی مرتبه صحیح و هدایت مود لغزشی مرتبه کسری با یکدیگر مقایسه شدند. نتایج نشان دادند که در صورت استفاده از ریاضیات مرتبه کسری در قانون هدایت، موشک رهگیر توانسته است در زمان رهگیری کمتر با مصرف انرژی کمتر به فاصله از دست‌دهی[4] کمتری دست یابد.

در تحقیق حاضر، مدل تابع تبدیل مرتبه کسری یک ماهواره با سازه‌های کوپل‌شده صلب-انعطاف‌پذیر که دارای قسمت ویسکوالاستیک با رابطه مرتبه کسری است مرجع کار قرار گرفته است [۴]. برای این سیستم، کنترل‌کننده مود لغزشی با سطح لغزش مرتبه کسری طراحی شده و از تقریب اوستالوپ[5] برای شبیه‌سازی عددی استفاده شده است.

در ادامه در بخش ۲، نحوه استخراج مدل تابع تبدیل مرتبه کسری سیستم با توجه به مرجع [۴] توضیح داده شده است. در بخش ۳، تئوری کنترل مود لغزشی مرتبه کسری و رابطه ریاضی سیگنال کنترلی حاصل، که در این پژوهش از آن استفاده شده، مورد بررسی قرار گرفته است. در بخش ۴، فرم مناسب فضای شبه حالت مرتبه کسری که برای طراحی کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری ضروری است استخراج شده است. در نهایت در بخش ۵، حالت‌های مختلف عدم‌قطعیت در پارامترهای سیستم معرفی شده و نتایج شبیه‌سازی عددی ارائه گردیده است.

۲. مدل مرتبه کسری ماهواره

برای طراحی کنترل‌کننده هر سیستم دینامیکی، به یک مدل دینامیکی از سیستم مورد مطالعه نیاز است. یک مدل ساده برای بسیاری از مسائل دینامیک و کنترل ماهواره با سازه‌های کوپل‌شده صلب–انعطاف‌پذیر در شکل ۱ نشان داده شده است.



شکل ۱. مدل ایده‌آل پایه یک ماهواره با سازه‌های کوپل‌شده صلب–انعطاف‌پذیر [۴].

[1] Antilock Braking System
[2] Chattering
[3] Proportional Navigation Guidance
[4] Miss Distance
[5] Oustaloup

در این مدل، دو قسمت وجود دارد که به یکدیگر متصل هستند. قسمت اول مربوط به بدنه اصلی ماهواره می‌باشد که به‌صورت یک دیسک صلب با ممان اینرسی I_1 مدل شده است. قسمت دوم مربوط به سازه‌های انعطاف‌پذیر ماهواره است و به‌صورت یک میله انعطاف‌پذیر معادل با طول l ، ممان اینرسی I_2 و شعاع R مدل شده است. فرض بر این است که مواد موجود در هر دو قسمت ایزوتروپیک[1] و همگن[2] هستند. در شکل ۱، T_1 گشتاور کنترلی، T_2 گشتاور عکس‌العملی، θ_1 جابجایی دورانی دیسک صلب و $\theta(t,x)$ تغییر شکل دورانی میله انعطاف‌پذیر در زمان t و موقعیت x است.

قسمت انعطاف‌پذیر این ماهواره از جنس ماده ویسکوالاستیک است و از یک مدل مرتبه کسری برای مدول الاستیسیته برشی آن استفاده شده است. این مدول برشی به‌صورت زیر است:

$$G(t)=\frac{G_\beta}{\Gamma(1-\beta)}t^{-\beta} \quad , \quad 0\le\beta\le 1 \tag{۱}$$

که $\Gamma(\cdot)$ تابع گاما، G_β مدول برشی نامی، t زمان و β مشخصه ویسکوالاستیک مرتبه کسری است. شایان ذکر است که قانون هوک و قانون لزجت نیوتن مدل‌های ریاضی خطی برای توصیف رابطه بین تنش برشی و نرخ کرنش برشی به ترتیب برای جامدات الاستیک خالص و سیالات ویسکوز خالص هستند. در دنیای واقعی، جامد الاستیک خالص و سیال ویسکوز خالص وجود ندارند و اینها صرفاً یک مدل هستند و تمامی مواد دارای ویژگی‌هایی از هر دو مدل می‌باشند.

در رابطه (۱)، به ازای $\beta=0$ داریم:

$$G(t)=G_\beta \tag{۲}$$

که معرف مدول الاستیسیته یک ماده جامد الاستیک خالص است. همچنین به ازای $\beta=1$ داریم:

$$G(t)=0 \tag{۳}$$

که معرف مدول الاستیسیته یک ماده سیال ویسکوز خالص است.

برای به‌دست آوردن یک مدل تابع تبدیل از ورودی کنترلی T_1 به خروجی θ_1، از دو رابطه و دو شرط مرزی می‌توان استفاده کرد. برای شفت انعطاف‌پذیر با سطح مقطع دایروی، رابطه گشتاور داخلی $T(t,x)$ و تغییر شکل دورانی شفت $\theta(t,x)$ به‌صورت رابطه زیر در نظر گرفته می‌شود:

$$T(t,x)=G_\beta J\,{}_0^CD_t^\beta\left(\frac{\partial\theta(t,x)}{\partial x}\right) \tag{۴}$$

در این رابطه، ${}_0^CD_t^\beta(\cdot)$ مشتق مرتبه کسری β در بازه زمانی 0 تا t بر طبق تعریف کپوتو[3] است. همچنین، معادله تعادل پیچشی شفت انعطاف‌پذیر به‌صورت زیر می‌باشد:

$$\rho J\frac{\partial^2\theta(t,x)}{\partial t^2}=\frac{dT(t,x)}{dx} \tag{۵}$$

با استفاده از روابط (۴) و (۵)، معادله دیفرانسیل با مشتقات جزئی زیر حاصل می‌شود:

$$\rho J\frac{\partial^2\theta(t,x)}{\partial t^2}=G_\beta J\left({}_0^CD_t^\beta\right)\left[\frac{\partial^2\theta(t,x)}{\partial x^2}\right] \tag{۶}$$

در این رابطه، J و ρ به ترتیب ممان اینرسی قطبی و چگالی برای شفت ویسکوالاستیک است. معادله (۶)، معادله موج برای سازه‌های کوپل‌شده صلب–انعطاف‌پذیر با مواد ویسکوالاستیک با دینامیک مرتبه کسری است. شایان ذکر است که برخلاف روش‌های کلاسیک، در این معادله هیچ عبارت مستقلی به‌عنوان میرایی وجود ندارد. درحقیقت، دینامیک مرتبه کسری موجود در این معادله نه‌تنها خاصیت الاستیک ذخیره شده در سازه منعطف بلکه خاصیت میرایی سازه انعطاف‌پذیر را نیز در برمی‌گیرد.

دو شرط مرزی برای این معادله وجود دارد که به‌صورت زیر هستند:

۱) شرط پیوستگی در محل اتصال دیسک صلب و شفت انعطاف‌پذیر برقرار است:

$$\theta(t,x)\big|_{x=0}=\theta_1(t) \tag{۷}$$

۲) شفت انعطاف‌پذیر در انتها آزاد است و آزادانه بدون هیچ‌گونه اصطکاکی حرکت می‌کند.

$$\left.\frac{d\theta(t,x)}{dx}\right|_{x=l}=0 \tag{۸}$$

با اعمال تبدیل لاپلاس روی معادله (۶) و استفاده از تبدیل لاپلاس در شروط مرزی (۷) و (۸)، تابع تبدیل از ورودی گشتاور کنترلی T_1 به خروجی θ_1 به‌صورت زیر حاصل می‌شود:

$$G(s)=\frac{1}{I_1s^2}\times\frac{1}{1+\left(\frac{I_2}{I_1}\right)\times\frac{\tanh\left(\frac{1}{\omega_{nf}}s^{1-\frac{\beta}{2}}\right)}{\left(\frac{1}{\omega_{nf}}s^{1-\frac{\beta}{2}}\right)}} \tag{۹}$$

در این تابع تبدیل، s متغیر لاپلاس است. همچنین یک پارامتر جدید به نام فرکانس شبه‌طبیعی[4] وجود دارد که مربوط به شفت ویسکوالاستیک با مدل مرتبه کسری است و عبارت است از:

$$\omega_{nf}=\sqrt{\frac{G_\beta J}{lI_2}} \tag{۱۰}$$

همانطور که ملاحظه می‌شود، تابع تبدیل ارائه شده، دارای دو قسمت است:

قسمت اول، ناشی از وجود دیسک صلب است و به‌صورت زیر می‌باشد:

$$\frac{1}{I_1s^2} \tag{۱۱}$$

[1] Isotropic
[2] Homogeneous
[3] Caputo
[4] Pseudo-Natural Frequency

قسمت دوم، ناشی از اثر کوپلینگ بین دیسک صلب و شفت ویسکوالاستیک است:

$$\frac{1}{1+\left(\frac{I_2}{I_1}\right)\times\frac{\tanh\left(\frac{1}{\omega_{nf}}s^{1-\frac{\beta}{2}}\right)}{\left(\frac{1}{\omega_{nf}}s^{1-\frac{\beta}{2}}\right)}} \qquad (۱۲)$$

در این پژوهش، تابع تبدیل رابطه (۹) مرجع کار قرار گرفته و برای آن کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری طراحی شده است.

۳. کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری

روش کنترل مود لغزشی روشی است که در حالت کلی قابلیت استفاده برای کنترل سیستم‌های دینامیکی چند ورودی-چند خروجی و غیرخطی را دارد. حتی اگر سیستم دارای عدم‌قطعیت‌هایی هم باشد، باز هم این روش کنترلی قابل استفاده است و در صورت طراحی خوب، توانایی مقابله با عدم‌قطعیت‌ها را دارد. در حقیقت می‌توان گفت که کنترل مود لغزشی یک روش کنترل مقاوم است. مطالب این بخش، برای یک سیستم غیرخطی تک‌ورودی–تک‌خروجی با مرتبه همسان[1] بیان شده است که برای سیستم‌های خطی هم قابل استفاده است. این مطالب برای کنترل سیستم‌های خطی یا غیرخطی چند ورودی–چند خروجی با مرتبه همسان یا غیرهمسان هم قابل استفاده خواهند بود.

یک سیستم غیرخطی تک‌ورودی–تک‌خروجی از مرتبه همسان α با تعداد n متغیر شبه حالت را به‌صورت زیر در نظر بگیرید:

$$\begin{cases} D^{\alpha}x_1 = x_2 \\ D^{\alpha}x_2 = x_3 \\ \quad\vdots \\ D^{\alpha}x_{n-1} = x_n \\ D^{\alpha}x_n = f_A + f_B u \\ y = x_1 \end{cases} \qquad (۱۳)$$

که $\alpha > 0$ و تمام شرایط اولیه صفر در نظر گرفته می‌شوند. بردار متغیرهای شبه حالت به‌صورت زیر تعریف می‌شود:

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ \vdots \\ x_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} y \\ D^{\alpha}y \\ D^{2\alpha}y \\ \vdots \\ D^{(n-1)\alpha}y \end{bmatrix} \qquad (۱۴)$$

اگر از معادلات موجود در رابطه (۱۳) استفاده شود، فرم مناسب معادله سیستم برای استفاده در طراحی کنترل مود لغزشی به‌صورت زیر به‌دست می‌آید:

$$D^{n\alpha}y = f_A + f_B u \qquad (۱۵)$$

در اینجا هدف از طراحی کنترل مود لغزشی این است که خروجی سیستم یعنی y، سیگنال مرجع r را تعقیب کند. این بدین معناست که بردار متغیرهای شبه حالت $\mathbf{x}$، بردار سیگنال مرجع $\mathbf{r}$ را دنبال کند. بردار سیگنال مرجع به‌صورت زیر تعریف می‌شود:

$$\mathbf{r} = \begin{bmatrix} r \\ D^{\alpha}r \\ D^{2\alpha}r \\ \vdots \\ D^{(n-1)\alpha}r \end{bmatrix} \qquad (۱۶)$$

همچنین، بردار سیگنال خطای ردیابی به‌صورت رابطه زیر است:

$$\mathbf{e} = \mathbf{x} - \mathbf{r} = \begin{bmatrix} y-r \\ D^{\alpha}\left(y-r\right) \\ D^{2\alpha}\left(y-r\right) \\ \vdots \\ D^{(n-1)\alpha}\left(y-r\right) \end{bmatrix} \qquad (۱۷)$$

ایده اصلی در کنترل مود لغزشی مرتبه کسری این است که سیگنال کنترل u به‌گونه‌ای به‌دست آید که بردار متغیرهای شبه حالت به یک زیرفضا به نام سطح لغزش با رابطه مرتبه کسری همگرا شوند و در آنجا باقی بماند. با این کار، بردار سیگنال خطای ردیابی به سمت صفر همگرا می‌شود:

$$\mathbf{e} = \mathbf{0} \qquad (۱۸)$$

یک انتخاب متداول برای تابع سطح لغزش مرتبه کسری به‌صورت زیر است:

$$s = \left(D^{\gamma} + \lambda\right)^{m} e \qquad (۱۹)$$

در این رابطه، γ یک عدد حقیقی مثبت است؛ به‌طوری‌که نسبت $\frac{\alpha}{\gamma}$ باید یک عدد طبیعی باشد تا در روند اثبات پایداری کنترل‌کننده، دینامیک سیستم در روابط ظاهر شود. همچنین λ یک پارامتر است که باید توسط طراح کنترل تعیین شود. برای اینکه تمام مرتبه‌های مشتق‌گیری سیگنال‌های y و x (و به‌عبارتی e) در تابع سطح لغزش ظاهر شود، باید m به‌صورت زیر باشد:

$$m = (n-1)\frac{\alpha}{\gamma} \qquad (۲۰)$$

برای اثبات پایداری کنترل‌کننده مود لغزشی از روش پایداری لیاپانوف استفاده می‌شود. تابع لیاپانوف در این پژوهش به‌صورت زیر در نظر گرفته شده است:

$$V = \frac{1}{2}s^{2} \qquad (۲۱)$$

این تابع، یک تابع مثبت معین است. برای اینکه سطح لغزش دارای پایداری لیاپانوف باشد، باید مشتق زمانی تابع لیاپانوف منفی نیمه معین باشد. یعنی:

$$\frac{d}{dt}V \le 0 \qquad (۲۲)$$

بنابراین، شرط لغزش را می‌توان به‌صورت زیر تعریف کرد:

[1] Commensurate Order

$$\frac{d}{dt}V \le -\eta |s| \tag{۲۳}$$

که $\eta \in \mathrm{R}^+$ است که مقدار آن باید توسط طراح کنترل انتخاب شود. با قرار دادن رابطه (۲۱) در (۲۳) خواهیم داشت:

$$s\frac{ds}{dt} \le -\eta |s| \tag{۲۴}$$

از طرفی:

$$\frac{s}{|s|} = \mathrm{sign}(s) \tag{۲۵}$$

بنابراین رابطه (۲۴) به‌صورت زیر خواهد شد:

$$\frac{ds}{dt}\mathrm{sign}(s) \le -\eta \tag{۲۶}$$

در معادله (۱۵)، در هر کدام از توابع f_A و f_B می‌تواند عدم‌قطعیت وجود داشته باشد. با توجه به نحوه استفاده از کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری در این پژوهش، فرض شده است که فقط در تابع f_A عدم‌قطعیت وجود دارد و $f_B = 1$ است. در این صورت فرض می‌شود که فقط یک تخمینی از تابع f_A به‌صورت $\hat{f}_A$ و یک کران به‌صورت زیر وجود دارد:

$$\left| D^{1-\alpha}(f_A - \hat{f}_A) \right| < F \tag{۲۷}$$

بنابراین طراحی کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری برای سیستم زیر انجام خواهد شد:

$$D^{n\alpha} y = \hat{f}_A + u \tag{۲۸}$$

اثبات می‌شود [7] که در این حالت، سیگنال کنترل عبارت است از:

$$u = -\hat{f}_A + D^{n\alpha} r - D^{\alpha} S - K D^{\alpha-1} \mathrm{sign}(s) \tag{۲۹}$$

در این رابطه، تابع S به‌صورت زیر تعریف شده است:

$$S = \sum_{i=1}^{m} \binom{m}{i} \lambda^i D^{(m-i)\gamma} e \tag{۳۰}$$

همچنین، عبارت زیر برای پارامتر کنترلی K پیدا می‌شود:

$$K \ge \eta + F \tag{۳۱}$$

در این صورت، با اعمال سیگنال کنترلی رابطه (۲۹) به سیستم دینامیکی موجود در رابطه (۲۸)، می‌توان تضمین کرد که حتی با وجود عدم‌قطعیت در تابع f_A می‌توان سیستم را طوری کنترل کرد تا سیگنال مرجع r ردیابی شود.

۴. طراحی کنترل‌کننده

برای طراحی کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری، باید ابتدا مدل تابع تبدیل مرتبه کسری سیستم به مدل فضای شبه حالت مرتبه کسری تبدیل شود که به آن تحقق[1] فضای حالت یک تابع تبدیل گفته می‌شود. در مراجع مختلف، راه‌های متفاوتی برای تبدیل از فرم تابع تبدیل مرتبه کسری به فرم فضای شبه حالت مرتبه کسری معرفی شده است. در مرجع [7] فرم‌های کانونی مختلفی از جمله فرم کانونی کنترل‌پذیر، فرم کانونی مشاهده‌پذیر و فرم کانونی جردن معرفی شده‌اند. در مراجع [۱۵-۱۷] روش‌هایی برای به‌دست آوردن تحقق مینیمال فضای شبه حالت از روی تابع تبدیل مرتبه کسری پیشنهاد شده است. اما باید توجه کرد که این تبدیل را باید طوری انجام داد که در نهایت فرم فضای شبه حالت به گونه‌ای باشد که برای طراحی کنترل‌کننده مود لغزشی مناسب باشد. هیچ‌کدام از روش‌های ذکر شده در مراجع، دارای چنین فرمی نیستند. بنابراین از هیچکدام از آنها نمی‌توان برای این کار استفاده کرد؛ لذا از روش دیگری که در ادامه توضیح داده شده است، استفاده خواهد شد.

همانطور که در تابع تبدیل ارائه شده در معادله (۷) ملاحظه می‌شود، وجود عبارت

$$\frac{\tanh\left(\dfrac{1}{\omega_{nf}} s^{1-\frac{\beta}{2}}\right)}{\left(\dfrac{1}{\omega_{nf}} s^{1-\frac{\beta}{2}}\right)} \tag{۳۲}$$

باعث شده است تابع تبدیل سیستم از نوع مرتبه کسری باشد. ابتدا برای تابع تانژانت هیپربولیک موجود در تابع تبدیل مرتبه کسری باید تدبیری اندیشیده شود. برای سادگی در نمایش، تغییر متغیرهای زیر انجام می‌شود:

$$\alpha = 1 - \frac{\beta}{2} \quad , \quad k = \frac{1}{\omega_{nf}} \tag{۳۳}$$

بنابراین، معادله (۳۲) به‌صورت زیر تبدیل می‌شود:

$$\frac{\tanh\left(ks^{\alpha}\right)}{ks^{\alpha}} \tag{۳۴}$$

برای تانژانت هیپربولیک در ریاضیات پایه عبارت زیر وجود دارد:

$$\tanh(z) = \frac{e^z - e^{-z}}{e^z + e^{-z}} \tag{۳۵}$$

با استفاده از بسط سری تیلور حول نقطه $z = 0$ برای عبارت‌های نمایی موجود در تابع تانژانت هیپربولیک، رابطه (۳۴) به‌صورت رابطه زیر تبدیل می‌شود:

$$\frac{\tanh\left(ks^{\alpha}\right)}{ks^{\alpha}} = \frac{\sum\limits_{i=0\ ,\ i=even}^{N} b_i s^{i\alpha}}{\sum\limits_{i=0\ ,\ i=even}^{N} a_i s^{i\alpha}} \tag{۳۶}$$

به‌طوری‌که:

$$a_i = \frac{2k^i}{(i)!} \ , \ b_i = \frac{2k^i}{(i+1)!} \ , \ k = \frac{1}{\omega_{nf}} \tag{۳۷}$$

است. شایان ذکر است که استفاده از رابطه (۳۶) زمانی معتبر است که فرض شود حالت اولیه سیستم تحت کنترل به سطح لغزش نزدیک باشد. در غیر این صورت برای لحظات زمانی بین شروع فرآیند کنترل تا رسیدن به سطح لغزش این رابطه قابل استفاده نخواهد بود. در این مقاله، در قسمت شبیه‌سازی عددی

[1] Realization

در هفت حالت نیز از این فرض استفاده شده است. در یک حالت، شرایطی که در زمان اولیه متغیر تحت کنترل روی سطح لغزش نباشد مورد بررسی قرار گرفته است و جذب‌کننده بودن سطح لغزش در این حالت نیز به خوبی نمایان خواهد بود. رابطه (۳۶) در تابع تبدیل رابطه (۹) قرار داده می‌شود که پس از ساده‌سازی خواهیم داشت:

$$G(s)=\frac{\sum_{i=0\ ,\ i=even}^{N} a_i s^{i\alpha}}{\sum_{i=0\ ,\ i=even}^{N}\left(a_i I_1+b_i I_2\right)s^{i\alpha}}\times\frac{1}{s^2} \qquad (۳۸)$$

برای اینکه ضریب بزرگترین توان موجود در مخرج یک شود، اولین عبارت موجود در مخرج را از سری خارج می‌کنیم:

$$G(s)=\frac{\sum_{i=0\ ,\ i=even}^{N} a_i s^{i\alpha}}{\left(a_N I_1+b_N I_2\right)s^{N\alpha}+\sum_{i=0\ ,\ i=even}^{N-2}\left(a_i I_1+b_i I_2\right)s^{i\alpha}}\times\frac{1}{s^2} \qquad (۳۹)$$

صورت و مخرج رابطه (۳۹) را بر عبارت

$$a_N I_1+b_N I_2 \qquad (۴۰)$$

تقسیم کرده و با انجام تغییر متغیر به‌صورت زیر:

$$\frac{a_i}{a_N I_1+b_N I_2}=d_i \quad , \quad \frac{a_i I_1+b_i I_2}{a_N I_1+b_N I_2}=c_i \qquad (۴۱)$$

می‌توان رابطه (۳۹) را به‌صورت زیر نوشت:

$$G(s)=\frac{\sum_{i=0\ ,\ i=even}^{N} d_i s^{i\alpha}}{s^{N\alpha}+\sum_{i=0\ ,\ i=even}^{N-2} c_i s^{i\alpha}}\times\frac{1}{s^2} \qquad (۴۲)$$

برای به‌دست آوردن فرمی از فضای شبه حالت که قابل استفاده در روش طراحی کنترل مود لغزشی مرتبه کسری باشد، رابطه (۴۲) را به‌صورت زیر می‌نویسیم:

$$G(s)=\frac{1}{s^{N\alpha}+\sum_{i=0\ ,\ i=even}^{N-2} c_i s^{i\alpha}}\times\frac{\sum_{i=0\ ,\ i=even}^{N} d_i s^{i\alpha}}{s^2} \qquad (۴۳)$$

با نوشتن تابع تبدیل فوق به‌صورت

$$\frac{1}{s^{N\alpha}+\sum_{i=0\ ,\ i=even}^{N-2} c_i s^{i\alpha}}\times\frac{\sum_{i=0\ ,\ i=even}^{N} d_i s^{i\alpha}}{s^2}=\frac{Y(s)}{U(s)} \qquad (۴۴)$$

و با انجام ساده‌سازی داریم:

$$\left(s^{N\alpha}+\sum_{i=0\ ,\ i=even}^{N-2} c_i s^{i\alpha}\right)Y(s)=\left(\frac{\sum_{i=0\ ,\ i=even}^{N} d_i s^{i\alpha}}{s^2}\right)U(s) \qquad (۴۵)$$

برای سادگی، تغییر متغیر زیر انجام می‌شود:

$$\left(\frac{\sum_{i=0\ ,\ i=even}^{N} d_i s^{i\alpha}}{s^2}\right)U(s)=W(s) \qquad (۴۶)$$

بنابراین:

$$\left(s^{N\alpha}+\sum_{i=0\ ,\ i=even}^{N-2} c_i s^{i\alpha}\right)Y(s)=W(s) \qquad (۴۷)$$

با ضرب کردن $Y(s)$ در عبارت داخل پرانتز رابطه (۴۷) داریم:

$$s^{N\alpha}Y(s)+\sum_{i=0\ ,\ i=even}^{N-2} c_i s^{i\alpha}Y(s)=W(s) \qquad (۴۸)$$

با معکوس لاپلاس گرفتن از رابطه (۴۸) و مرتب‌سازی داریم:

$$D^{N\alpha}y(t)=-\sum_{i=0,i=even}^{N-2} c_i D^{i\alpha}y(t)+w(t) \qquad (۴۹)$$

مشاهده می‌شود که عبارت رابطه (۴۹) مشابه رابطه (۲۸) است و فرم مناسبی برای طراحی کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری دارد. لازم به ذکر است که با توجه به معادله دیفرانسیل (۴۹) وقتی کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری طراحی شود، خروجی این کنترل‌کننده سیگنال $w(t)$ است. با عبور دادن این سیگنال از تابع تبدیل رابطه زیر

$$\frac{U(s)}{W(s)}=\frac{s^2}{\sum_{i=0\ ,\ i=even}^{N} d_i s^{i\alpha}} \qquad (۵۰)$$

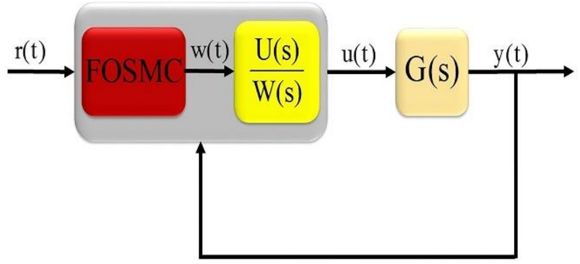
که برگرفته از رابطه (۴۶) است، سیگنال کنترلی سیستم اصلی یعنی $u(t)$ به‌دست می‌آید و قابل اعمال به سیستم اصلی است.

در شکل ۲، دیاگرام بلوکی سیستم کنترل حلقه بسته را می‌توان مشاهده کرد.

در قسمت بعد، با توجه به روش گفته شده در این بخش، نتایج شبیه‌سازی عددی طراحی کنترل‌کننده برای سیستم دینامیکی مورد مطالعه ارائه شده است.

۵. شبیه‌سازی عددی و نتایج

در این قسمت، نتایج شبیه‌سازی کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری طراحی شده در هشت حالت مختلف برای سیستم دینامیکی ارائه شده است.



شکل ۲. دیاگرام بلوکی سیستم کنترل حلقه بسته.

در هر حالت برای یک یا تعدادی از پارامترهای سیستم از مجموعه پارامترهای I_1، I_2، ω_{nf} و β عدم‌قطعیت در نظر گرفته شده است. همچنین پارامتر N، که به نوعی پارامتری برای نشان دادن تعداد جملات بسط تیلور تابع نمایی است، برابر با ۴ فرض می‌شود. در تمامی حالت‌ها برای پارامترهایی که دارای عدم‌قطعیت هستند، از نماد hat استفاده شده است (برای مثال $\hat{I}_1$). مقدار عددی پارامترهای سیستم از روی مقاله مرجع [۴] انتخاب شده است. لازم به ذکر است که با توجه به پیشرفت‌های امروزی در محیط‌های آزمایشگاهی، دیگر عدم‌قطعیت‌هایی در حدود ۲۰ درصد برای پارامترهای یک سیستم دینامیکی قابل قبول نیست؛ اما در اینجا صرفاً برای بررسی عملکرد و توانایی کنترل‌کننده طراحی شده، عدم‌قطعیت‌های بزرگی برای پارامترها در نظر گرفته شده است. همچنین دینامیک عملگر ماهواره و دینامیک سنسورها، از نوع دینامیک مرتبه صفر[1] در نظر گرفته شده است که این به مفهوم ایده‌آل بودن تابع تبدیل آنهاست و در نتیجه برابر با یک خواهد بود.

همچنین برای به‌دست آوردن پارامترهای کنترل‌کننده مثل η و λ از الگوریتم بهینه‌سازی ازدحام ذرات[2] با تابع هزینه میانگین مربعات خطای ردیابی استفاده شده است. لازم به ذکر است که در شبیه‌سازی عددی از تقریب اوستالوپ برای محاسبه مشتقات و انتگرال‌های مرتبه کسری استفاده شده است. لازم به ذکر است که در تمام شبیه‌سازی‌ها سیگنال خالص کنترلی ترسیم شده تا پدیده چترینگ در آنها مشاهده شود و بتوان عملکرد سیستم کنترل را بهتر مورد ارزیابی قرار داد. منظور از پدیده چترینگ نوسانات ناخواسته با فرکانس بالا در سیگنال کنترل است که به علت وجود تابع علامت در رابطه سیگنال کنترل بوجود می‌آید. وجود پدیده چترینگ باعث می‌شود که کنترل‌کننده قابلیت پیاده‌سازی نداشته باشد؛ اما با انجام اصلاحات ساده در سیگنال کنترل می‌توان این چالش را حل نمود. به این‌صورت که برای حذف پدیده چترینگ، از روش‌های متعددی مانند تقریب پیوسته‌ای از تابع علامت، استفاده از منطق فازی در تعیین دامنه لایه مرزی باریک در اطراف سطح لغزش، استفاده از تابع اشباع به جای تابع علامت می‌توان استفاده کرد. در این مقاله سیگنال کنترلی خالص کنترل‌کننده نشان داده شده است و در شبیه‌سازی‌ها پدیده چترینگ را حذف نکردیم تا این پدیده هم قابل نمایش باشد.

در ادامه، هشت حالت مختلف برای شبیه‌سازی عددی اعمال کنترل‌کننده مقاوم مود لغزشی مرتبه کسری روی سیستم دینامیکی ماهواره با سازه‌های کوپل‌شده صلب-انعطاف‌پذیر با تابع تبدیل مرتبه کسری معرفی شده است. در حالت‌های اول تا ششم، عدم قطعیت در هر کدام از پارامترهای سیستم مورد بررسی قرار گرفته است و برای بررسی عملکرد سیستم کنترل حلقه بسته، سیگنال مرجع به فرم سینوسی در نظر گرفته شده است. در حالت هفتم، خاصیت جذب‌کننده بودن سطح لغزش در حالتی که در زمان اولیه متغیر تحت کنترل روی سطح لغزش قرار ندارد مورد بررسی قرار گرفته و سیگنال مرجع به فرم پالسی در نظر گرفته شده است؛ و در حالت هشتم، دو سطح لغزش مرتبه صحیح و مرتبه کسری با یکدیگر مقایسه شده‌اند.

در حالت اول، عدم‌قطعیت فقط در پارامتر I_1 در نظر گرفته شده و پارامترهای I_2، ω_{nf} و β را معلوم و بدون عدم‌قطعیت فرض می‌کنیم. مقدار عددی پارامترهای سیستم و همچنین سایر پارامترهای مورد نیاز برای شبیه‌سازی عبارتند از:

$$I_1 = 1 \,,\, \hat{I}_1 = 0.8$$

$$I_2 = 2 \,,\, \omega_{nf} = 2$$

$$\beta = 0.4 \,,\, \alpha = 0.8$$

$$\gamma = 0.8 \,,\, F = 80$$

در این حالت، در شکل ۳ سیگنال خروجی و در شکل ۴ سیگنال کنترلی نشان داده شده است. مشاهده می‌شود که در این حالت با اینکه ۲۰ درصد عدم‌قطعیت در پارامتر I_1 در نظر گرفته شده است اما کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری توانسته است به خوبی از پس این عدم‌قطعیت برآید و سیگنال مرجع سینوسی با دقت خوبی ردیابی شود. در شکل ۴ مشاهده می‌شود که نوسانات زیادی با فرکانس بالا در سیگنال کنترل وجود دارد. این نوسانات همان پدیده چترینگ هستند.

حالت دوم: عدم‌قطعیت در پارامتر I_2

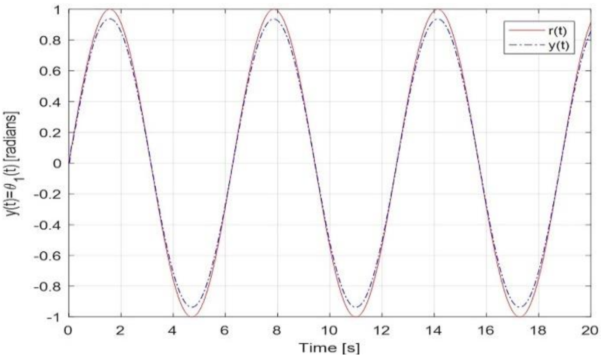
در حالت دوم، عدم‌قطعیت فقط در پارامتر I_2 در نظر گرفته شده و پارامترهای I_1، ω_{nf} و β معلوم و بدون عدم‌قطعیت هستند. مقدار عددی پارامترهای سیستم و همچنین سایر پارامترهای مورد نیاز برای شبیه‌سازی عبارتند از:

$$I_2 = 3 \,,\, \hat{I}_2 = 2.75$$

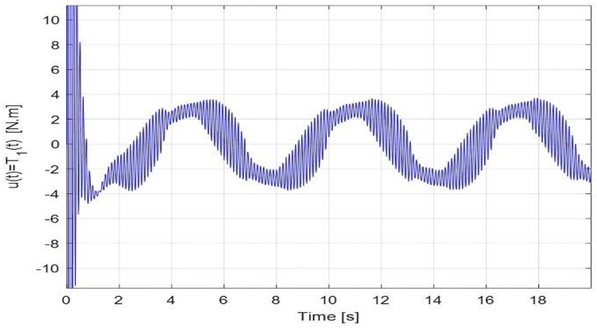
$$I_1 = 1.5 \,,\, \omega_{nf} = 2.15$$

$$\beta = 0.3 \,,\, \alpha = 0.85$$

$$\gamma = 0.85 \,,\, F = 40$$



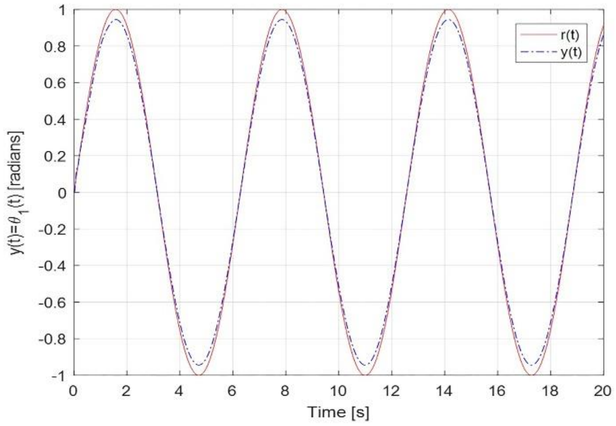
شکل ۳. سیگنال خروجی حالت اول (عدم‌قطعیت در پارامتر I_1).



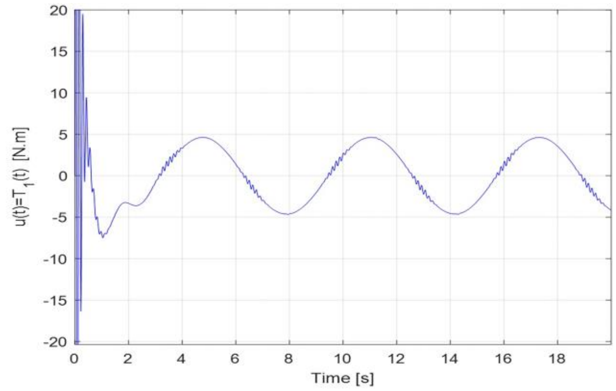
شکل ۴. سیگنال کنترل حالت اول (عدم‌قطعیت در پارامتر I_1).

1 Zero Order Dynamic

2 Particle Swarm Optimization



شکل ۵. سیگنال خروجی حالت دوم(عدم‌قطعیت در پارامتر I_2).



شکل ۶. سیگنال کنترل حالت دوم (عدم‌قطعیت در پارامتر I_2).

در این حالت، در شکل ۵ سیگنال خروجی و در شکل ۶ سیگنال کنترلی نشان داده شده است. در این حالت برای پارامتر I_2 عدم‌قطعیت ۸/۳ درصدی در نظر گرفته شد. مشاهده می‌شود که کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری توانسته است به خوبی از پس این عدم‌قطعیت برآید و سیگنال مرجع سینوسی با دقت خوبی ردیابی شود. با مقایسه دو شکل ۴ و ۶ مشاهده می‌شود که وجود عدم‌قطعیت در پارامتر I_2 منجر به چترینگ کمتری در سیگنال کنترل نسبت به وجود عدم‌قطعیت در پارامتر I_1 می‌شود.

حالت سوم: عدم‌قطعیت در پارامتر ω_{nf}

در حالت سوم، عدم‌قطعیت فقط در پارامتر ω_{nf} در نظر گرفته شده و پارامترهای I_1، I_2 و β معلوم و بدون عدم‌قطعیت هستند. مقدار عددی پارامترهای سیستم و همچنین سایر پارامترهای مورد نیاز برای شبیه‌سازی عبارتند از:

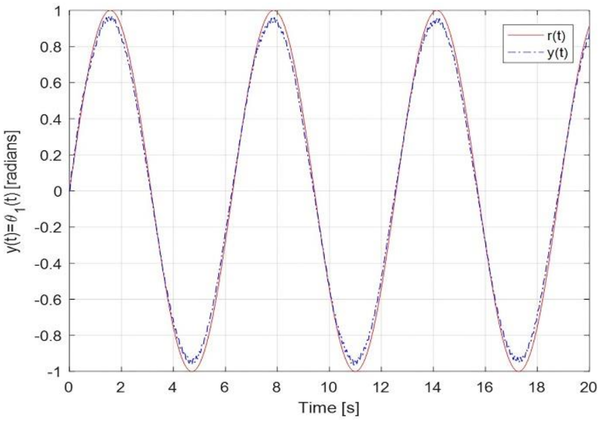
$$\omega_{nf} = 2 \ , \ \hat{\omega}_{nf} = 2.7$$

$$I_1 = 1.3 \ , \ I_2 = 2.4$$

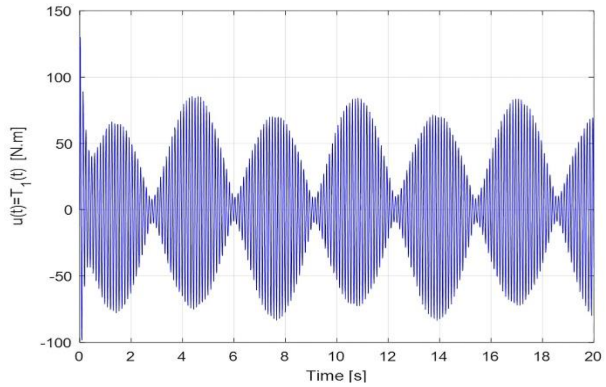
$$\beta = 0.45 \ , \ \alpha = 0.775$$

$$\gamma = 0.775 \ , \ F = 2500$$

در این حالت، در شکل ۷ سیگنال خروجی و در شکل ۸ سیگنال کنترلی نشان داده شده است. در این حالت برای پارامتر ω_{nf} عدم‌قطعیت ۳۵ درصدی در نظر گرفته شد. در شکل ۸ مشاهده می‌شود که در لحظاتی که مقدار



شکل ۷. سیگنال خروجی حالت سوم (عدم‌قطعیت در پارامتر ω_{nf}).



شکل ۸. سیگنال کنترل حالت سوم (عدم‌قطعیت در پارامتر ω_{nf}).

سیگنال ردیابی مرجع صفر است مقدار سیگنال کنترل هم به حداقل خود می‌رسد و در حوال ی صفر نوسان می‌کند و علت این نوسان هم همان پدیده چترینگ است. همچنین در لحظاتی که مقدار سیگنال ردیابی مرجع به حداکثر مقدار خود می‌رسد مقدار سیگنال کنترل هم بسیار زیاد شده و سیگنال کنترل دچار چترینگ بسیار زیادتری می‌شود. مشاهده می‌شود که در این حالت هم با توجه به اینکه عدم‌قطعیت بسیار زیادی برای پارامتر مورد مطالعه در نظر گرفته شد، کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری توانست به خوبی از پس این عدم‌قطعیت برآید و سیگنال مرجع سینوسی با دقت خوبی ردیابی شود.

حالت چهارم: عدم‌قطعیت در پارامترهای I_1، I_2 و ω_{nf}

در حالت چهارم، عدم‌قطعیت در پارامترهای I_1، I_2 و ω_{nf} در نظر گرفته شده و پارامتر β معلوم و بدون عدم‌قطعیت است. مقدار عددی پارامترهای سیستم و همچنین سایر پارامترهای مورد نیاز برای شبیه‌سازی عبارتند از:

$$I_1 = 1.45 \ , \ \hat{I}_1 = 1$$

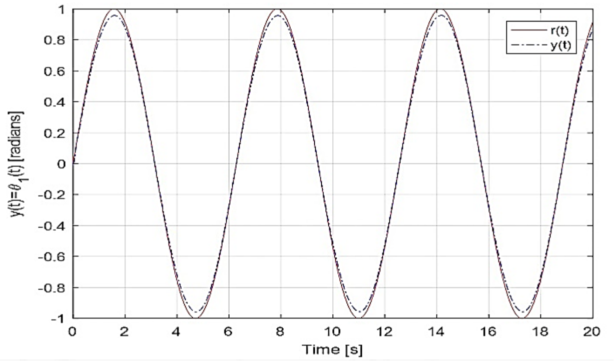
$$I_2 = 2.25 \ , \ \hat{I}_2 = 1.9$$

$$\omega_{nf} = 2.41 \ , \ \hat{\omega}_{nf} = 2$$

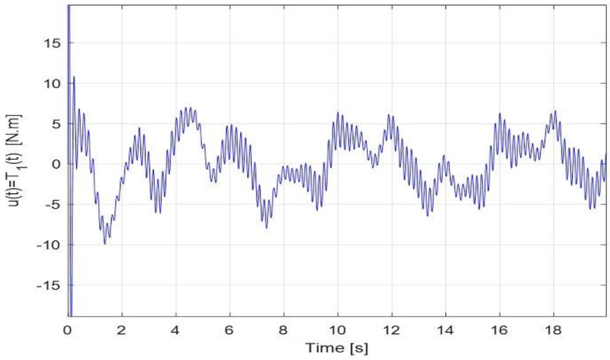
$$\beta = 0.01 \ , \ \alpha = 0.995$$

$$\gamma = 0.995 \ , \ F = 800$$

در این حالت، در شکل ۹ سیگنال خروجی و در شکل ۱۰ سیگنال کنترلی نشان داده شده است. در این حالت برای پارامتر I_1 عدم‌قطعیت ۳۱ درصدی



شکل ۹. سیگنال خروجی حالت چهارم (عدم‌قطعیت در پارامترهای I_1، I_2 و ω_{nf}).



شکل ۱۰. سیگنال کنترل حالت چهارم (عدم‌قطعیت در پارامترهای I_1، I_2 و ω_{nf}).

، برای پارامتر I_2 عدم‌قطعیت ۱۵/۵۵ درصدی و برای پارامتر ω_{nf} عدم‌قطعیت ۱۷ درصدی در نظر گرفته شد. مشاهده می‌شود که با وجود این عدم‌قطعیت‌های زیاد برای پارامترهای سیستم باز هم کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری توانسته است به خوبی از پس این عدم‌قطعیت‌ها برآید و سیگنال مرجع سینوسی با دقت خوبی ردیابی شود.

حالت پنجم: عدم‌قطعیت در پارامتر β

در حالت پنجم، عدم‌قطعیت فقط در پارامتر β در نظر گرفته شده و پارامترهای I_1، I_2 و ω_{nf} معلوم و بدون عدم‌قطعیت هستند. مقدار عددی پارامترهای سیستم و همچنین سایر پارامترهای مورد نیاز برای شبیه‌سازی عبارتند از:

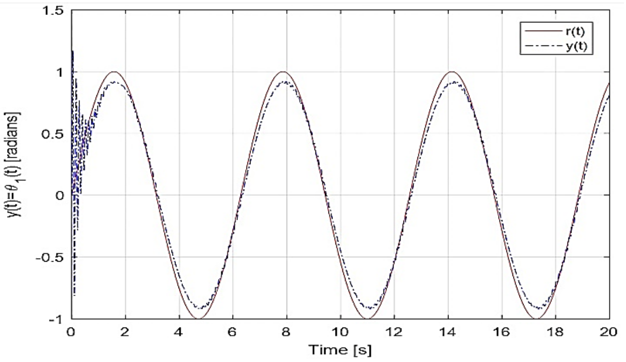
$$\beta = 0.4$$

$$I_1 = 1 \ , \ I_2 = 2$$

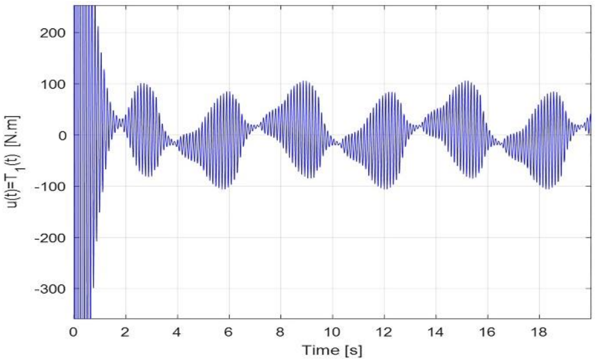
$$\omega_{nf} = 2 \ , \ \alpha = 0.8$$

$$\gamma = 0.8 \ , \ F = 40$$

پارامتر β که مشخصه ویسکوالاستیک شفت انعطاف‌پذیر است، به پارامتر α که مرتبه مشتق‌گیری دینامیکی سیستم است مربوط می‌شود. بنابراین هرگونه عدم‌قطعیت در پارامتر β، خودش را به صورت عدم‌قطعیت در مرتبه مشتق‌گیری سیستم نشان می‌دهد. نکته بسیار مهمی که وجود دارد این است که اگر بزرگترین مرتبه مشتق‌گیری سیستم دارای عدم‌قطعیت باشد، نمی‌توان به‌صورت تحلیلی اثبات کرد که کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری دارای



شکل ۱۱. سیگنال خروجی حالت پنجم (عدم‌قطعیت در پارامتر β).



شکل ۱۲. سیگنال کنترل حالت پنجم (عدم‌قطعیت در پارامتر β).

پایداری است. بنابراین در اینجا برای اینکه تاثیر وجود عدم‌قطعیت در پارامتر β را بررسی کنیم، عدم‌قطعیت را در تمام مرتبه‌های مشتق‌گیری سیستم در نظر نمی‌گیریم، بلکه فقط در یکی از مشتق‌ها در نظر گرفته می‌شود که در نهایت عدم‌قطعیت در تابع f_A ظاهر شود.

در این حالت، در شکل ۱۱ سیگنال خروجی و در شکل ۱۲ سیگنال کنترلی نشان داده شده است. به دلیل اینکه وجود عدم‌قطعیت در پارامتر β را نمی‌توان به طور کامل در طراحی کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری در نظر گرفت، از کنترل‌کننده طراحی شده آن عملکرد بسیار خوبی که در صورت وجود عدم‌قطعیت در پارامترهای I_1، I_2 و ω_{nf} از خود نشان می‌دهد را دیگر نمی‌توان چندان انتظار داشت. اما با این وجود مشاهده می‌شود که باز هم این کنترل‌کننده توانسته است که تا حد نسبتاً خوبی از پس این عدم‌قطعیت برآید و منجر به ردیابی سیگنال مرجع سینوسی شود.

حالت ششم: عدم‌قطعیت در تمامی پارامترهای سیستم

در حالت ششم، عدم‌قطعیت در تمامی پارامترهای سیستم یعنی I_1، I_2، ω_{nf} و β در نظر گرفته شده است. مقدار عددی پارامترهای سیستم و همچنین سایر پارامترهای مورد نیاز برای شبیه‌سازی عبارتند از:

$$I_1 = 1.35 \ , \ \hat{I}_1 = 1$$

$$I_2 = 2.2 \ , \ \hat{I}_2 = 1.8$$

$$\omega_{nf} = 2.52 \ , \ \hat{\omega}_{nf} = 2$$

$$\beta = 0.2 \ , \ \alpha = 0.9$$

$$\gamma = 0.9 \ , \ F = 1500$$

در این حالت، در شکل ۱۳ سیگنال خروجی و در شکل ۱۴ سیگنال کنترلی نشان داده شده است. در این حالت برای پارامتر I_1 عدم‌قطعیت ۲۵/۹ درصدی، برای پارامتر I_2 عدم‌قطعیت ۱۸/۱۸ درصدی، برای پارامتر ω_{nf} عدم‌قطعیت ۲۰/۶۳ درصدی و عدم‌قطعیتی هم برای پارامتر β در نظر گرفته شد. مشاهده می‌شود که در این حالت هم با وجود عدم‌قطعیت‌های زیادی که برای پارامترهای سیستم در نظر گرفته شده است باز هم کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری توانسته به خوبی از پس این عدم‌قطعیت‌ها برآید و سیگنال مرجع سینوسی با دقت خوبی ردیابی شود.

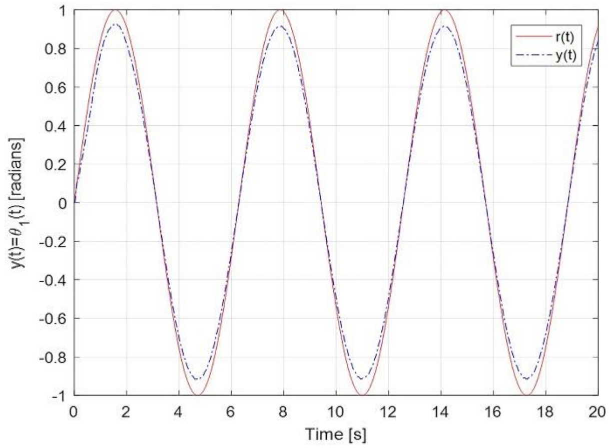
حالت هفتم: عدم‌قطعیت در تمامی پارامترهای سیستم با در نظر گرفتن سیگنال مرجع پالسی

در حالت هفتم، عدم‌قطعیت در تمامی پارامترهای سیستم یعنی I_1، I_2، ω_{nf} و β در نظر گرفته شده است. فرق این حالت با حالت قبل در این است که در اینجا سیگنال مرجع به‌صورت پالس درنظر گرفته شده است. شرط اولیه متغیر تحت کنترل در تمامی حالات قبل صفر درنظر گرفته شده بود و به دلیل آنکه سیگنال مرجع به‌صورت سینوسی در نظر گرفته شده بود، مقدار اولیه سیگنال مرجع هم صفر بود. یعنی به عبارتی در لحظه اولیه، متغیر حالت روی سطح لغزش قرار داشت. در این حالت شرط اولیه متغیر تحت کنترل همچنان صفر است ولی مقدار اولیه سیگنال مرجع غیر صفر می‌باشد. به عبارتی در این حالت هدف این است که جذب کننده بودن سطع لغزش را در لحظات بین زمان اولیه تا زمانی که متغیر حالت روی سطح لغزش قرار می‌گیرد بررسی شود. در این حالت، مقدار عددی پارامترهای سیستم و همچنین سایر پارامترهای مورد نیاز برای شبیه‌سازی دقیقاً همان مقادیر موجود در حالت ششم است.

در این حالت، در شکل ۱۵ سیگنال خروجی و در شکل ۱۶ سیگنال کنترلی نشان داده شده است. نتایج شبیه‌سازی نشان می‌دهند که در این حالت هم با وجود عدم‌قطعیت‌های زیادی که برای پارامترهای سیستم در نظر گرفته شده است باز هم کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری توانسته به خوبی از پس این عدم‌قطعیت‌ها برآید و سیگنال مرجع سینوسی با دقت خوبی ردیابی شود. همچنین به دلیل اینکه در زمان شروع شبیه‌سازی مقدار اولیه سیگنال مرجع با مقدار اولیه متغیر تحت کنترل یکسان نیست، سطح لغزش طراحی شده به اندازه کافی خاصیت جذب‌کننده بودن را دارد. این خاصیت از آنجا که سیگنال مرجع به خوبی ردیابی شده است قابل استدلال می‌باشد.

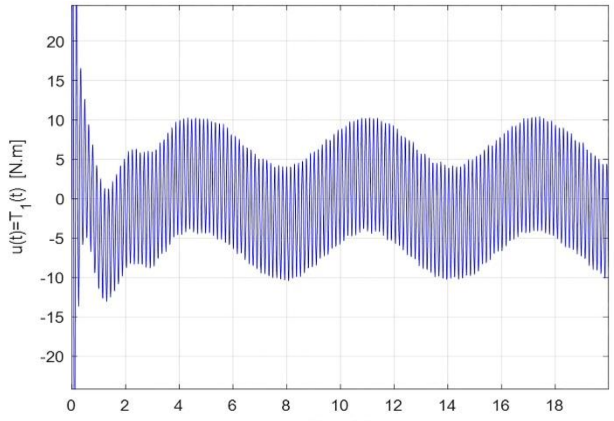
حالت هشتم: مقایسه کنترل لغزشی مرتبه کسری و مرتبه صحیح

در هفت حالت قبل، برای سیستم دینامیکی مرتبه کسری در حالت‌های



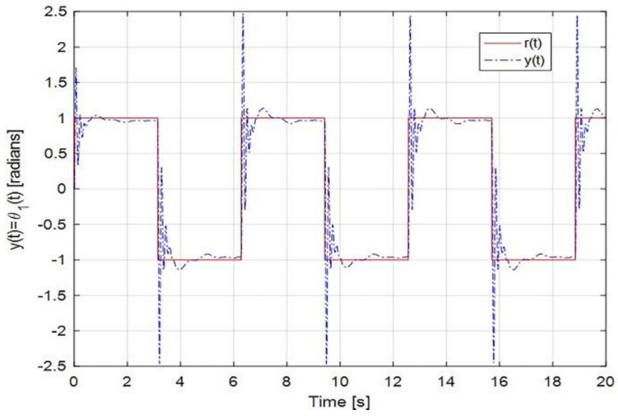
شکل ۱۳. سیگنال خروجی حالت ششم

(عدم‌قطعیت در پارامترهای I_1، I_2، ω_{nf} و β).



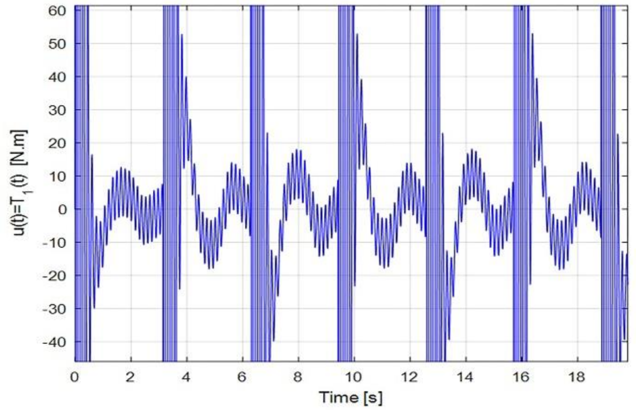
شکل ۱۴. سیگنال کنترل حالت ششم

(عدم‌قطعیت در پارامترهای I_1، I_2، ω_{nf} و β).



شکل ۱۵. سیگنال خروجی حالت هفتم

(عدم‌قطعیت در پارامترهای I_1، I_2، ω_{nf} و β با در نظر گرفتن سیگنال مرجع پالسی)



شکل ۱۶. سیگنال کنترل حالت هفتم

(عدم‌قطعیت در پارامترهای I_1، I_2، ω_{nf} و β با در نظر گرفتن سیگنال مرجع پالسی)

مختلف، عدم‌قطعیت در پارامترهای سیستم در نظر گرفته شد و نتایج کنترل‌کننده مود لغزشی با سطح لغزش مرتبه کسری ارائه شد. در این قسمت، عملکرد کنترل‌کننده مرتبه کسری و مرتبه صحیح با یکدیگر مقایسه می‌شوند.

شایان ذکر است که برای یک سیستم با دینامیک مرتبه صحیح، هم می‌توان کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه صحیح و هم مرتبه کسری طراحی کرد؛ اما در صورتی که سیستم دارای دینامیک مرتبه کسری باشد، فقط می‌توان کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری برای آن طراحی کرد. علت این امر این است که در روند طراحی و اثبات پایداری کنترل‌کننده مود لغزشی از معادلات دینامیکی سیستم استفاده می‌شود. حال اگر سیستم مرتبه کسری باشد، در صورت استفاده از سطح لغزش مرتبه صحیح تمام مرتبه‌های مشتقگیری متغیر حالت تحت کنترل در روابط ریاضی مربوطه ظاهر نمی‌شود و این موضوع هم باعث می‌شود تا نتوان معادلات دینامیکی سیستم را به طور کامل ظاهر نمود و از آن برای طراحی کنترل‌کننده و اثبات پایداری آن استفاده کرد. بنابراین برای اینکه بتوان عملکرد سطح لغزش‌های مرتبه صحیح و مرتبه کسری را با یکدیگر مقایسه کرد، باید سیستم دینامیکی را به‌طور مرتبه صحیح در نظر گرفت. همانطور که در بخش معادله دینامیکی سیستم توضیح داده شد، عاملی که باعث مرتبه کسری شدن سیستم دینامیکی شده است، مشخصه ماده ویسوالاستیک با پارامتر β است. این پارامتر دارای مقداری بین صفر و یک است. اگر $\beta = 0$ باشد، قسمت منعطف سیستم به جای ویسکوالاستیک به‌صورت جامد الاستیک خالص می‌شود. در این صورت یک تابع تبدیل مرتبه صحیح به‌دست می‌آید. برای این سیستم دینامیکی مرتبه صحیح، یک کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه صحیح و یک کنترل‌کننده مود لغزشی مرتبه کسری طراحی می‌کنیم. در این حالت، عدم‌قطعیت را به‌طور هم‌زمان در هر سه پارامتر I_1، I_2 و ω_{nf} در نظر می‌گیریم. مقدار عددی پارامترهای سیستم و همچنین سایر پارامترهای مورد نیاز برای شبیه‌سازی عبارتند از:

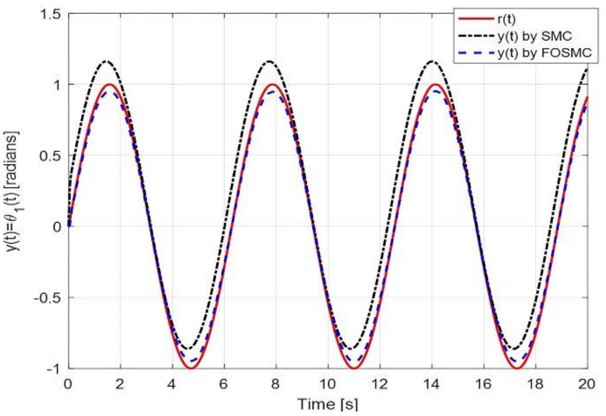
$$I_1 = 2.35 \,,\, \hat{I}_1 = 2$$

$$I_2 = 3.98 \,,\, \hat{I}_2 = 3.6$$

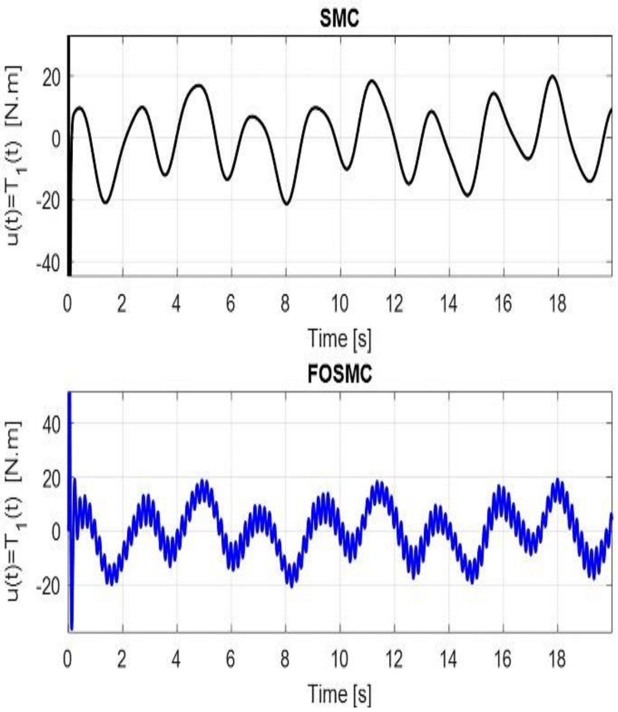
$$\omega_{nf} = 1.5 \,,\, \hat{\omega}_{nf} = 1.8$$

$$\gamma = 1 \,,\, F = 400$$

در این حالت برای پارامتر I_1 عدم‌قطعیت ۱۷/۵ درصدی، برای پارامتر I_2 عدم‌قطعیت ۱۹ درصدی، برای پارامتر ω_{nf} عدم‌قطعیت ۲۰ درصدی در نظر گرفته شده است. سیگنال مرجع را هم در این حالت به‌صورت سینوسی در نظر می‌گیریم. در شکل ۱۷ نتیجه اعمال سیگنال کنترل به سیستم قابل مشاهده است و می‌بینیم که در صورت استفاده از سطح لغزش مرتبه کسری در مقایسه با سطح لغزش مرتبه صحیح، سیگنال مرجع با دقت بهتری ردیابی می‌شود. همچنین در شکل ۱۸، سیگنال کنترلی سیستم مشاهده می‌شود که در ابتدا دارای مقادیر زیادی است و باید در عمل قبل از اعمال به عملگر اشباع شود. همچنین در این شکل می‌بینیم که در صورت استفاده از سطح لغزش مرتبه صحیح، چترینگ کمتری نسبت به استفاده از سطح لغزش مرتبه کسری ایجاد می‌شود؛ اما حدوداً دامنه سیگنال کنترلی در هر دو حالت یکسان است.



شکل ۱۷. سیگنال خروجی حالت هفتم
(مقایسه سطح لغزش مرتبه صحیح و کسری)



شکل ۱۸. سیگنال کنترل حالت هفتم
(مقایسه سطح لغزش مرتبه صحیح و کسری)

۶. نتیجه‌گیری

نتایج شبیه‌سازی نشان می‌دهد که استفاده از روش مقاوم کنترل مود لغزشی با سطح لغزش مرتبه کسری قادر است تا سیستم دینامیکی ماهواره با سازه‌های کوپل‌شده صلب-انعطاف‌پذیر با دینامیک مرتبه کسری را حتی با وجود عدم‌قطعیت در هر کدام از پارامترهای سیستم به خوبی کنترل کند. لازم به ذکر است که چون تمام دینامیک سیستم قابلیت تبدیل شدن به فرمی از فضای شبه حالت که کاملاً مناسب برای طراحی کنترل مود لغزشی مرتبه کسری باشد را نداشت، در این پژوهش فقط بخشی از کل دینامیک سیستم در روند طراحی کنترل‌کننده در نظر گرفته شد ولی در نهایت سیگنال کنترل روی سیستم اصلی اعمال شده است. با توجه به اینکه کل سیستم به فرم فضای شبه حالت مرتبه کسری تبدیل نشده است و همچنین عدم‌قطعیت‌های بزرگی برای مثال حتی تا حدود ۲۰ درصد در پارامترهای چهارگانه سیستم دینامیکی در نظر گرفته شد، اما نتایج شبیه‌سازی عددی نشانگر این است که کنترل کننده مود لغزشی مرتبه کسری توانسته عملکرد خوب و قابل قبولی را حتی در مقایسه با کنترل مود لغزشی مرتبه صحیح از خود نشان دهد.

Referncces- منابع

1. Zhendong, H. and Jiazhen, H., 1999. Modeling and analysis of a coupled rigid-flexible system. *Journal of Applied Mathematics and Mechanics*, *20* (10), pp. 1167-1174. https://doi.org/10.1007/BF02460335.

2. Lu, Y. h., Zeng, J., Wu, P. b. and Guan, Q. h., 2009. Modeling of rigid-flexible coupling system dynamics for railway vehicles with flexible bogie frame. *Fourth International Conference on Innovative Computing, Information and Control (ICICIC), Kaohsiung, Taiwan*, pp. 1355-1360. https://doi.org/10.1109/ICICIC.2009.265.

3. Zhang, G., Lu, N. and Che, R., 2011. Dynamic analysis on rigid-flexible coupled multi-body system with a few flexible components. *International Conference on Quality, Reliability, Risk, Maintenance, and Safety Engineering, Xi'an*, pp. 1010-1015. https://doi.org/10.1109/ICQR2MSE.2011.5976775.

4. Sun, G. and Zhu, Z. H., 2015. Fractional-order dynamics and control of rigid–flexible coupling space structures. *Journal of Guidance, Control and Dynamics*, *38* (7), pp. 1324-1330.

   https://doi.org/10.2514/1.G001046.

5. Taghirad. H., Fathi. M and Zamani. F., 2018. Robust H-infinity control, *K. N. Toosi University of Technology Publication*, 3th Edition. [In Persian]

6. Tavazoei, M. S. and Tavakoli, M., 2015. Fractional order systems and controllers, *K. N. Toosi University of Technology Publication*. [In Persian].

7. Valério, D., 2013. An introduction to fractional control. *The Institution of Engineering and Technology (IET) Publication, London*.

8. Delavari, H., Ghaderi, R., Ranjbar, A. and Momani, S., 2010. Fuzzy fractional order sliding mode controller for nonlinear systems. *Communications in Nonlinear Science and Numerical Simulation*, *15* (4), pp. 963-978.

   https://doi.org/10.1016/j.cnsns.2009.05.025.

9. Tang, Y., Zhang, X., Zhang, D., Zhao, G. and Guan, X., 2012. Fractional order sliding mode controller design for antilock braking systems, *Neurocomputing*, *111*, pp. 122-130.

   https://doi.org/10.1016/j.neucom.2012.12.019.

10. Ullah, N., Shaoping, W., Khattak, M. I. and Shafi, M., 2015. Fractional order adaptive fuzzy sliding mode controller for a position servo system subjected to aerodynamic loading and nonlinearities. *Aerospace Science and Technology*, *43*, pp. 381-387.

    https://doi.org/10.1016/j.ast.2015.03.020.

11. Ebrahimkhani, S., 2016. Robust fractional order sliding mode control of doubly-fed induction generator (DFIG)-based wind turbines. *ISA Transactions*, *63*, pp. 343-354. https://doi.org/10.1016/j.isatra.2016.03.003.

12. Kamali, M., Farhadi, M. and Askari J., 2017. Fractional order sliding mode controller design for quadrotor system. *Modares Mechanical Engineering*, *17* (5), pp. 287-294. [In Persian]

13. Liu, S., Yan, B., Zhang, X., Liu, W. and Yan, J., 2022. Fractional-order sliding mode guidance law for intercepting hypersonic vehicles. *Journal of Aerospace*, *9* (2).

    https://doi.org/10.3390/aerospace9020053

14. Ullah, N., Mehmood, Y., Aslam, J., Wang, S. and Phoungthong, Kh., 2022. Fractional order adaptive robust formation control of multiple quad-rotor UAVs with parametric uncertainties and wind disturbances. *Chinese Journal of Aeronautics*. *35* (8), pp. 204-220.

    https://doi.org/10.1016/j.cja.2021.10.012.

15. Tavakoli, M. and Haeri, M., 2010. The minimal state space realization for a class of fractional order transfer functions. *Society for Industrial and Applied Mathematics Journal on Control and Optimization*, *48* (7), pp. 4317–4326.

    https://doi.org/10.1137/090753048.

16. Tavakoli, M., Haeri, M. and Tavazoei, M. S., 2011. Notes on the state space realizations of rational order transfer functions. *IEEE Transactions on Circuits and Systems*, *58* (5), pp. 1099-1108. https://doi.org/10.1109/TCSI.2010.2090568.

17. Tavazoei, M. S. and Tavakoli, M., 2013. Minimal realizations for some classes of fractional order transfer functions. *IEEE Journal on Emerging and Selected Topics in Circuits and Systems*, *3* (3), pp. 313-321. https://doi.org/10.1109/JETCAS.2013.2265798.

Original Article

بررسی اثر شدت بافت بر نمودار حد شکل دهی میکرولوله‌های منیزیمی مورد استفاده در استنت‌ها با استفاده از شبیه‌سازی المان محدود کریستال پلاستیسیته

مهدی رئیسی (دانشجوی کارشناسی ارشد)
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی شریف
امین میرزاخانی (استادیار)
گروه مهندسی مکانیک، دانشگاه پیام نور، تهران، ایران
احمدعاصم‌پور *(استاد)
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی شریف

در این مقاله، اثر شدت بافت ناشی از فرایند اکستروژن جهت ساخت میکرولوله‌های منیزیمی با استفاده از فرایند شبیه سازی المان محدود کریستال پلاستیسیته بررسی می‌گردد. به-منظور تایید مدل‌سازی، فرایند هیدروفرمینگ آلومینیوم شبیه‌سازی شده و با نتایج تجربی موجود مقایسه شده است. در این مقاله، ضرایب ناهمسانگردی منیزیم با استفاده از روابط کریستال پلاستیسته به-صورت یک زیربرنامه در آباکوس (UMAT) بر روی المان حجمی نماینده (Representative Volume Element) استخراج گردیده است. مطابق با نتایج، دامنه فعالیت نسبی سیستم‌های لغزش سخت مثل لغزش هرمی و لغزش منشوری در راستای اکستروژن بیشتر از راستاهای دیگر است. بنابراین، ضریب ناهمسانگردی به‌دست آمده در راستای اکسترژون بیشتر از راستاهای دیگر می‌باشد. همچنین، نتایج بیانگر آن است که هرچقدر شدت بافت کاهش پیدا کند ضرایب ناهمسانگردی به یک نزدیک شده و منحنی حد شکل‌دهی بالاتر می‌رود و با افزایش شدت بافت، منحنی حد شکل‌دهی منطقه ایمن کمتری را نشان می‌دهد.

واژگان کلیدی: نمودار حد شکل‌دهی، میکرولوله منیزیمی، ناهمسانگردی، المان حجمی نماینده، کریستال پلاستیسیته.

mahdi.reisi396@gmail.com
a.mirzakhani@pnu.ac.ir
assem.sharif.edu

۱. مقدمه

یکی از روش‌های متداول برطرف‌کردن گرفتگی عروق، آنژیوپلاستی با استنت[۱] است. استنت لوله‌ای مشبک است با قرارگیری در منطقه تعیین شده به‌وسیله یک بالن منبسط می‌شود و با باز نگاه داشتن رگ‌هایی که مسدود شده‌اند، جریان خون را به رگ‌ها باز می‌گرداند. منیزیم به‌عنوان ماده فلزی زیست تخریب‌پذیر و زیست سازگار، خود را به‌عنوان یک ماده امیدوار کننده برای استنت‌های زیست تخریب-پذیر معرفی می‌کند[۱]. منیزیم با وجود برخی خواص مکانیکی مناسب همچون نسبت استحکام به وزن بالا دارای خواص مکانیکی پایینی مثل شکل‌پذیری و مقاومت مکانیکی پایین است. ازاین‌رو، محققان در تلاش هستند تا خواص مکانیکی منیزیم را نسبت به فلزات دیگر بهبود ببخشند. با توجه به این که خواص مکانیکی استنت نسبت مستقیم با میکرولوله‌ای که از آن ساخته می‌شود دارد[۲]، بنابراین، بررسی خواص مکانیکی میکرولوله‌ها دارای اهمیت زیادی است. یکی از راه‌هایی که می‌توان خواص مکانیکی میکرولوله‌ها را مورد بررسی قرار داد رسم نمودار حد شکل‌دهی است[۳].

در منحنی حد شکل‌دهی کرنش‌های اصلی برحسب کرنش‌های فرعی رسم می‌شود و چنانچه کرنش‌های موجود در لوله به‌گونه‌ای باشد که نقطه متناظر با آن بالاتر از این نمودار قرار گیرد، لوله دچار گلویی خواهد شد. در واقع منحنی‌های حد شکل‌دهی محدوده ترکیب کرنش‌هایی است که شروع گلویی موضعی را مشخص می‌کند. برای استفاده از این منحنی‌ها، در عمل یک ناحیه اطمینان به‌جای یک منحنی در نظر گرفته می‌شود. اما استفاده از آن بر این اصل استوار است که اگر توزیع کرنش در کلیه نقاط لوله زیر این منحنی باشد، لوله بدون پارگی کشیده می‌شود ولی اگر ترکیب کرنش در ناحیه بحرانی قطعه یعنی بالای این منحنی واقع گردد، لوله قطعاً پاره شده و عملیات شکل‌دهی ناتمام خواهد ماند[۴].

هاشمی و همکارانش[۵] منحنی حد تنشی بر اساس مدل مارشینیاک-کوزینسکی را استخراج کردند و به‌کمک این منحنی مسیر بارگذاری مناسب برای فرایند هیدروفرمینگ را تعیین کردند. عاصم‌پور و همکارانش[۶] بر اساس مدل مارشینیاک – کوزینسکی نشان دادند که در فرایند هیدروفرمینگ به-دلیل وجود تنش نرمال، منحنی حد شکل‌دهی بالاتر می‌افتد و شکل‌پذیری

*نویسنده مسئول
تاریخ دریافت:۱۴۰۳/۰۶/۲۷، تاریخ اصلاحیه: ۱۴۰۳/۰۸/۱۴، تاریخ پذیرش: ۱۴۰۳/۰۸/۱۷.

استناد به این مقاله:
رئیسی، مهدی، میرزاخانی، امین، و عاصم پور، احمد، ۱۴۰۳. بررسی اثر شدت بافت بر نمودار حد شکل دهی میکرولوله‌های منیزیمی مورد استفاده در استنت‌ها با استفاده از شبیه‌سازی المان محدود کریستال پلاستیسیته ، مهندسی مکانیک شریف، ۴۰(۲)، صص. ۱۵-۲۴. DOI: 10.24200/j40.2023.63013.1695

[۱] Stent

ماده افزایش می‌یابد. فرجی و همکارانش[۷] از منحنی حد شکل‌دهی کرنشی و تنشی برای پیش‌بینی ترکیدگی در شبیه‌سازی فرآیند هیدروفرمینگ لوله‌های خرطومی استفاده کردند.

منیزیم به‌دلیل ساختار شش وجهی فشرده ((HCP دارای تعداد محدودی از سیستم‌های لغزش است. سیستم‌های لغزش فعال در منیزیم شامل لغزش پایه[۱]، لغزش منشوری[۲]، لغزش هرمی < a>[۳] و لغزش هرمی < a+c>[۴] هستند. در کنار این سیستم‌های لغزش، سیستم‌های تغییر شکل دو قلویی را در منیزیم و آلیاژهای آن می‌توان شناسایی کرد که به‌عنوان دو قلویی‌های کششی (TT)[۵] و فشاری (CT)[۶] شناخته می‌شوند و می‌توانند در تغییر شکل منیزیم موثر واقع شوند[۸]. مطالعات قبلی نشان می‌دهد که عوامل میکروساختاری همچون اندازه دانه، بافت، وجود عناصر کمیاب خاکی می‌توانند باعث تغییر خواص مکانیکی شوند[۹]. در میان عوامل بالا اندازه دانه و بافت نسبت به سایر روش‌ها دارای تأثیر بیشتری در خواص مکانیکی منیزیم هستند. اهمیت بافت در پلاستیسیته‌ی منیزیم ناشی از سهم قابل توجه دوقلویی‌ها در تغییر شکل پلاستیک آلیاژهای منیزیم است[۱۰]. تنش‌های داخلی در آلیاژهای منیزیم باعث تنش کششی در امتداد محور c بلور می‌شوند و این باعث ایجاد دوقلویی‌ها می‌شود. در مقابل لغزش نابجایی که می‌تواند در دو جهت مختلف بارگذاری (مانند کشش و فشار در امتداد یک جهت خاص) رخ دهد، دوقلویی‌ها تنها در یک مسیر کرنش شکل می‌گیرند و در جهت مخالف این مسیر کرنش، دوقلویی‌ها ایجاد نمی‌شوند. این مسئله نشان‌دهنده تأثیر چشم‌گیر جهت بارگذاری بر وقوع دوقلویی‌ها در آلیاژهای منیزیم است[۱۱].

میکروساختارهای فلزات منیزیم از عوامل موثر بر خواص مکانیکی آن‌ها هستند. شناخت کامل از ارتباط میان عوامل مؤثر در مقیاس میکرو بر خصوصیات مکانیکی منیزیم، می‌تواند در مقیاس ماکرو بهبود چشم‌گیری در ویژگی‌های مکانیکی منیزیم ایجاد نماید و استفاده از این فلز افزایش پیدا کند. برای ایجاد این ارتباط، نیازمند استفاده از روش‌های مبتنی بر مفاهیم مکانیک محیط پیوسته هستیم. این روش باید عوامل میکروساختاری مانند سیستم‌های لغزش، تشکیل دوقلویی‌ها، اندازه دانه‌ها، بافت و هندسه دانه‌ها را به‌درستی مدل‌سازی نماید. این دانش به ما کمک می‌کند تا بهترین فهم از فیزیک تغییر شکل در منیزیم و آلیاژهای آن را به‌دست آورده و بتوانیم طراحی بهتری برای اجزای ساخته شده از این مواد انجام دهیم. در دهه‌های اخیر، از ابزارهای محاسباتی پیشرفته برای بررسی مکانیزم‌های تغییر شکل در فلزات با ساختار هگزاگونال (HCP) به‌کار برده می‌شود. این ابزارها به ما امکان می‌دهند تا بهبود خواص منیزیم و آلیاژهای آن را با دقت بیشتری بررسی کرده و ارتقاء بخشیم. ابزارهای محاسباتی رایج شامل ویسکوپلاستیک خود سازگار[۷] (VPSC)[۱۲]، الاستوپلاستیک خود سازگار[۸] (EPSC)[۱۳] و روش المان محدود کریستال پلاستیسیته[۹] (CPFEM) است. اگرچه مدل‌های VPSC و EPSC از نظر محاسباتی کارآمد هستند، اما از اثر مرز دانه و گرادیان تغییر شکل در دانه‌ها صرف نظر می‌کنند[۱۴]. CPFEM ابزاری مناسب‌تر برای مطالعه تغییر شکل در مقیاس دانه در فلزات است[۱۵]. در روش (CPFEM)، ممکن است از اطلاعات واقعی هندسه دانه‌ها و همچنین جهت‌گیری دانه‌ها (تکسچر) به‌عنوان ورودی در فرآیند شبیه‌سازی استفاده شود. از این رو، نتایج به‌دست آمده از شبیه‌سازی با استفاده از روش CPFEM را می‌توان به‌طور مستقیم با نتایج تجربی مقایسه نمود، به‌طوری که این مقایسه می‌تواند در دو سطح ماکروسکوپی (به‌عنوان مثال در منحنی تنش-کرنش) و همچنین سطح مزوسکوپی (مانند رفتار تغییر شکل در داخل دانه‌ها) صورت گیرد[۱۶، ۱۷].

به نسبت تعداد دانه‌هایی که دارای جهت‌گیری یکسان هستند به تعداد کل دانه‌ها شدت بافت گفته می‌شود. در این مقاله، با استفاده از فرایند مدل‌سازی CPFEM، اثر شدت بافت به‌-عنوان یکی از پارامترهای میکروساختاری موثر بر خواص مکانیکی منیزیم بر روی نمودار حد شکل‌دهی میکرولوله‌های منیزیمی مورد مطالعه قرار گرفته و تاثیر فعالیت نسبی مودهای[۱۰] تغییر شکل بر روی این نمودارها بررسی می‌گردد.

۲. معادلات ساختاری

اساس کریستال پلاستیسیته آن است که با استفاده از روابط سینماتیکی مربوط به تغیر فرم در فلزات به پیش‌بینی رفتار پلاستیک در مقیاس میکرو بپردازد[۱۸]. در این مقاله از الگوریتم داماسک[۱۱] در حل معادلات ساختاری کریستال پلاستیسیته استفاده شده است[۱۹]. از جمله پارامترهای سینماتیکی در این معادلات می‌توان به تانسورهای گرادیان و نرخ تغییر شکل اشاره کرد. مطابق با رابطه (۱) ، گرادیان تغییر شکل حاصل از مشتق جزئی بردار وضعیت در حالت تغییر شکل‌یافته نسبت به بردار وضعیت مرجع محاسبه می‌شود.

$$F_{ij} = \frac{\partial x_i}{\partial X_j} \qquad (۱)$$

گرادیان تغییر شکل برای یک تغییر شکل به‌صورت دو بخش مجزا شامل تغییر شکل پلاستیک ناشی از لغزش در راستای صفحات لغزش شبکه کریستال (F^p) و بخشی که ناشی از تغییر شکل الاستیک و چرخش صلب شبکه کریستالی است (F^*) درنظرگرفته می‌شود. با استفاده از معادله (۲)، گرادیان تغییرشکل به‌کمک تجزیه ضربی به دو بخش الاستیک و پلاستیک تفکیک می‌گردد[۲۰].

$$F = F^* F^P \qquad (۲)$$

با معرفی گرادیان تغییر شکل، می‌توان راستای لغزش سیستم α و بردار عمود به صفحه لغزش را پس از تغییر شکل الاستیک یک شبکه به‌صورت زیر به‌دست آورد[۱۷]:

$$S^{*(\alpha)} = FS^{(\alpha)} \qquad (۳)$$

$$m^{*(\alpha)} = m^{(\alpha)}(F^*)^{-1} \qquad (۴)$$

که در آن $S^{(\alpha)}$ و $m^{(\alpha)}$ بردارهای راستای لغزش و بردار عمود بر صفحه

1 Basal Slip
2 Prismatic Slip
3 Pyramidal <a> slip
4 Pyramidal <a+c>Slip
5 Tension Twinning
6 Contraction Twinning
7 Visco-Plastic Self Consistent
8 Elasto-Plastic Self Consistent
9 Crystal Plasticity Finite Element Method
10 Mode

لغزش سیستم α قبل از تغییر شکل هستند. بعد از تعیین تانسور گرادیان تغییر شکل، تانسور گرادیان سرعت تعریف می‌شود که می‌توان این تانسور را به تانسور گرادیان تغییر شکل به‌صورت زیر مرتبط کرد[۱۷].

(۵)
$$L=\frac{\partial v}{\partial x}=\dot{F}F^{-1}=L^{*}+L^{P}$$

از آنجایی‌که لغزش پلاستیک در راستاهای لغزش و در صفحات لغزش رخ می‌دهد، گرادیان سرعت پلاستیک L^P را می‌توان توسط رابطه (۶) به‌صورت زیر بیان کرد[۱۷].

(۶)
$$L^P=\sum_{\alpha=1}^{N}\dot{\gamma}^{(\alpha)}S^{*(\alpha)}m^{*(\alpha)}$$

$\dot{\gamma}^{(\alpha)}$ نرخ کرنش برشی بر روی سیستم تغییرشکل α و N تعداد سیستم‌های تغییر شکل است. برای تغییر شکل در منطقه‌ی پلاستیک باید معادله‌ی مشخصه‌ای بیان گردد. نرخ برش پلاستیک $\dot{\gamma}^{(\alpha)}$ برای سامانه تغییرشکل α به‌وسیله‌ی یک تابع توانی از تنش برشی تجزیه شده سیستم لغزش $\tau^{(\alpha)}$ و مقاومت به تغییر شکل سامانه لغزش $\tau_0^{(\alpha)}$ بصورت زیر بیان می‌گردد[۱۷].

(۷)
$$\dot{\gamma}^{(\alpha)}=\dot{\gamma}_0\left(\frac{\tau^{(\alpha)}}{\tau_0^{(\alpha)}}\right)^n.\mathrm{sgn}\left(\tau^{(\alpha)}\right)$$

در رابطه بالا $\dot{\gamma}_0$ نرخ کرنش و n پارامتر حساسیت نرخ کرنش می‌باشد که مقادیر آنها به‌ترتیب ۰/۰۰۱ و ۲۰ در نظر گرفته می‌شوند [۲۶]. مشخصه‌های سخت شوندگی کرنشی با رشد $\tau_0^{(\alpha)}$ تعیین خواهد شد و تغییرات آن برای سامانه لغزش α برابراست با [۱۷]:

(۸)
$$\dot{\tau}_0^{(\alpha)}=\sum_{\beta}H_{\alpha\beta}\left|\dot{\gamma}^{(\beta)}\right| \quad \alpha,\beta=1,.....,(N_s+N_{tw})$$

در رابطه فوق $H_{\alpha\beta}$ ماتریس سخت شوندگی می‌باشد که برای سیستم‌های لغزش به‌صورت زیر محاسبه می‌شود [۱۷]:

(۹)
$$H_{\alpha\beta}=h_{\alpha\beta}.\left(1-\frac{\tau_0^{(\alpha)}}{\tau_{sat}^{(\alpha)}}\right)^a \quad \alpha,\beta=1,.....,(N_s+N_{tw})$$

در رابطه بالا، $h_{\alpha\beta}$ مدول‌های سختی مرجع بوده که بین مقدار سختی سیستم‌های لغزش-لغزش (۱۵۰۰ Mpa) و سیستم‌های لغزش-دوقلویی (۵۰۰ Mpa) است. همچنین $\tau_{sat}^{(\alpha)}$ مقدار مقاومت لغزش اشباع می‌باشد[۲۱].

علاوه بر سیستم‌های لغزش، دوقلویی‌های کششی و فشاری هرکدام به‌صورت یک صفحه لغزش مجزا لحاظ می‌شوند. در منابع [۲۲] و [۲۳] روابط سخت شوندگی حاکم برای سیستم‌های لغزش و دوقلویی به‌طور کامل بیان شده است.

γ کرنش برشی انباشته بر روی تمامی سیستم‌های تغییرشکل بوده و به‌صورت زیر تعریف می‌شود[۱۷].

(۱۰)
$$\gamma=\sum\left|\gamma^{(\alpha)}\right|$$

برای محاسبه میزان فعالیت نسبی هر یک از مکانیزم‌های تغییر شکل پلاستیک (RA^{α}) از روابط (۱۱) و (۱۲) به‌ترتیب برای سیستم‌های لغزش و دوقلویی استفاده می‌شود[۱۷،۲۴].

(۱۱)
$$RA^{\alpha}=\frac{\sum_{\alpha'\in\alpha}\gamma^{\alpha'}}{\sum_{\alpha'=1}^{N_S}\gamma^{\alpha'}+\sum_{\alpha'=1}^{N_{tw}}\gamma^{\beta'}} \quad \text{(Slip Mode)}$$

(۱۲)
$$RA^{\alpha}=\frac{\sum_{\beta'\in\beta}\gamma^{\beta'}}{\sum_{\alpha'=1}^{N_S}\gamma^{\alpha'}+\sum_{\alpha'=1}^{N_{tw}}\gamma^{\beta'}} \quad (\mathit{Twine}\ \text{Mode})$$

در روابط بالا N_S و N_{tw} به‌ترتیب برابر با تعداد سیستم‌های لغزش و دوقلویی می‌باشند. همچنین α' و β' هم به‌ترتیب مودهای مختلف تغییرشکل لغزش و دوقلویی مطابق با جدول ۱ می‌باشند.

۳. مدل‌سازی فرایند هیدروفرمینگ در آباکوس

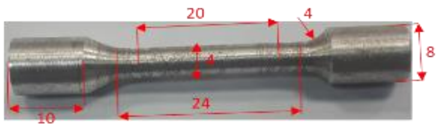
با استفاده از آزمایش هیدروفرمینگ می‌توان نمودار حد شکل‌دهی برای یک ماده را به‌دست آورد. در این مقاله، برای استخراج نمودار حد شکل‌دهی منیزیم خالص به‌صورت عددی از شبیه‌سازی فرایند هیدروفرمینگ میکرولوله در نرم‌افزار آباکوس استفاده شده است.

مطابق با شکل ۱ آزمایش کشش بر روی منیزیم خالص توسط یک دستگاه آزمایش استاندارد (Hounsfield H25KS) توسط میرزاخانی و عاصم‌پور با نرخ جابجایی۰.۵ میلی‌متر در دقیقه در دمای اتاق انجام شد[۲۶]. نتایج حاصل از آزمایش کشش در شکل ۲ نشان داده شده است.

برای شبیه‌سازی فرایند هیدرفرمینگ میکرولوله، از حل‌گر Dynamic/Explicit استفاده و فرایند شبیه‌سازی به‌صورت سه بعدی انجام شده است. جهت مدل‌سازی قالب فرایند هیدروفرمینگ، قالب را به‌صورت صلب

جدول۱. سیستم‌های تغییر شکل آلیاژ منیزیم[۲۵].

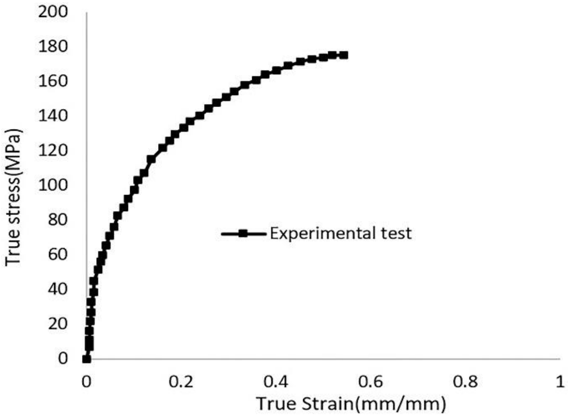
تعداد مود لغزش	راستای لغزش/ دوقلویی	صفحه لغزش/ دوقلویی	لغزش/ دوقلویی
۳	⟨۱۱-۲۰⟩	{۰۰۰۱}	پایه
۳	⟨۱۱-۲۰⟩	{۱-۱۰۰}	منشوری
۶	⟨۱۱-۲۰⟩	{۱۰-۱۱}	هرمی⟨a⟩
۶	⟨۱۱-۲۳⟩	{۱۱-۲۲}	هرمی ⟨a+c⟩
۶	⟨۱۰-۱۱⟩	{۱۰-۱۲}	دوقلویی کششی
۶	⟨۱۰-۱-۲⟩	{۱۰-۱۱}	دوقلویی فشاری



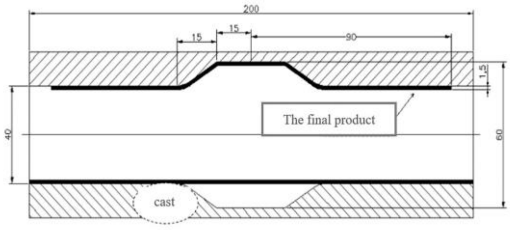
(الف)

(ب)

شکل ۱. آزمایش کشش منیزیم خالص الف) نمونه استفاده شده برای آزمایش کشش ب) دستگاه آزمایش کشش[۲۶].



شکل ۲. نمودار تنش کرنش واقعی منیزیم خالص[۲۶].

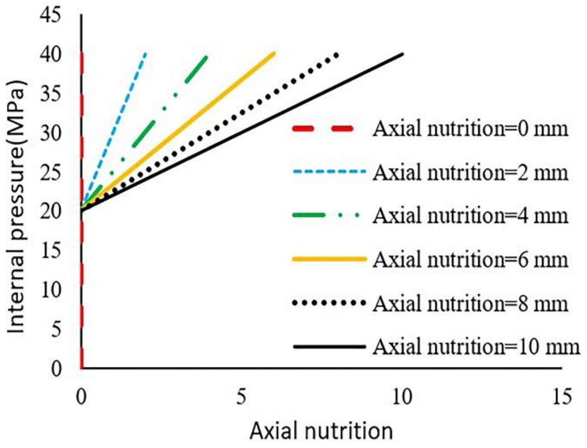


شکل ۳. قالب فرایند هیدروفرمینگ لوله[۲۷].

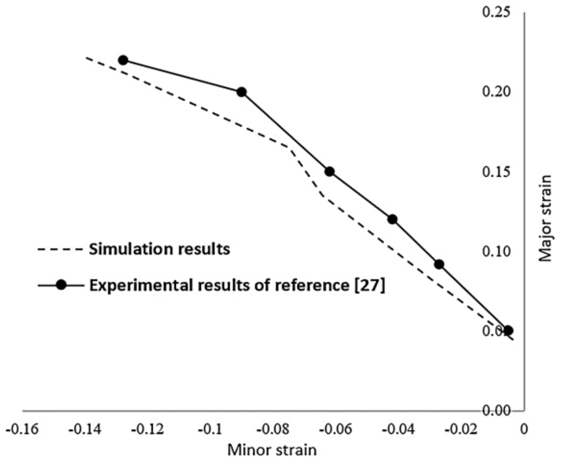
مش‌پذیر فرض کرده تا بتوان آن را مش‌بندی کرد و دقت کار شبیه‌سازی را بالاتر برد. در شکل ۳ هندسه قالب فرایند هیدروفرمینگ مورد استفاده در شبیه‌سازی نشان داده شده است.

شکل ۴ مسیرهای بارگذاری مختلف را در شبیه‌سازی برای فرایند هیدروفرمینگ نشان می‌دهد. در تمامی مسیرها فشار داخلی ثابت و برابر با ۴۰ مگاپاسکال است.

جهت تعیین حدود کرنش‌ها به‌صورت عددی، پس از تعیین المان بحرانی، نمودار تغییرات کرنش آن المان با توجه به زمان رسم می‌شود و پس از دو بار مشتق‌گیری از کرنش ضخامتی نسبت به زمان و به‌دست آوردن منحنی مشتق دوم کرنش، لحظه‌ای که مشتق دوم کرنش به حداکثر مقدار خود برسد، به‌عنوان لحظه شروع گلویی شدن انتخاب خواهد شد[۲۸]. در این روش فرض شده است که شروع گلویی در زمان افزایش ناگهانی کرنش در راستای ضخامت اتفاق می‌افتد. یک تغییر ناگهانی در نرخ کرنش به‌خوبی توسط مشتق دوم



شکل۴. مسیرهای بارگذاری مختلف هیدروفرمینگ[۲۷].



شکل۵. مقایسه نتایج تجربی و شبیه سازی نمودار حد شکل‌دهی برای میکرولوله آلومینیومی.

نشان داده می‌شود. سپس کرنش‌ها در آن لحظه به‌عنوان کرنش حدی انتخاب می‌شود. با تکرار همین روش برای مسیرهای بارگذاری دیگر می‌توان کرنش‌های حدی برای ترسیم نمودار حد شکل‌دهی را تعیین نمود.

در ادامه به‌منظور تایید فرایند مدل سازی، نتایج شبیه سازی مربوط به آلومینیوم این پژوهش با نتایج تجربی در مرجع [۲۷] مطابق با شکل ۵ مقایسه گردیده است.

در شکل ۵ خطا کمتر از ۱۰ درصد و انطباق خوب نتایج بیانگر مدل‌سازی مناسب فرایند هیدروفرمینگ می‌باشد. بنابراین، از مدل‌سازی تایید شده می‌توانیم برای منیزیم خالص استفاده نماییم.

۴. استخراج ضرایب ناهمسانگردی

یکی از عوامل تاثیرگذار در شکل‌دهی فلزات، خاصیت ناهمسانگردی در فلز است. ناهمسانگردی ناشی از وابسته بودن خواص مکانیکی ماده به جهت‌گیری کریستال‌های درون ماده می‌باشد. جهت‌گیری دلخواه دانه‌ها یا تکسچر در فلزات شکل داده شده با دوران شبکه دانه بندی در طی تغییر شکل در اثر لغزش یا دوقلویی شدن اتفاق می‌افتد. با توجه به این که منیزیم یک ماده ناهمسانگرد می‌باشد بنابراین در این قسمت سعی گردیده است تا اثر شدت تکسچر را بر روی این ضرایب با استفاده از مدل سازی المان محدود کریستال پلاستیسیته استخراج گردد. به‌همین دلیل، یک رویکرد مدل‌سازی محاسباتی،

شامل تولید المان حجمی نماینده سه بعدی (3D-RVE)، کالیبراسیون پارامترها، و اعمال اجزای بافت و شرایط مرزی به المان حجمی در این مقاله ارائه شده است. شکل ۶ فلوچارت رویکرد مدل‌سازی محاسباتی در این مقاله را نشان می‌دهد.

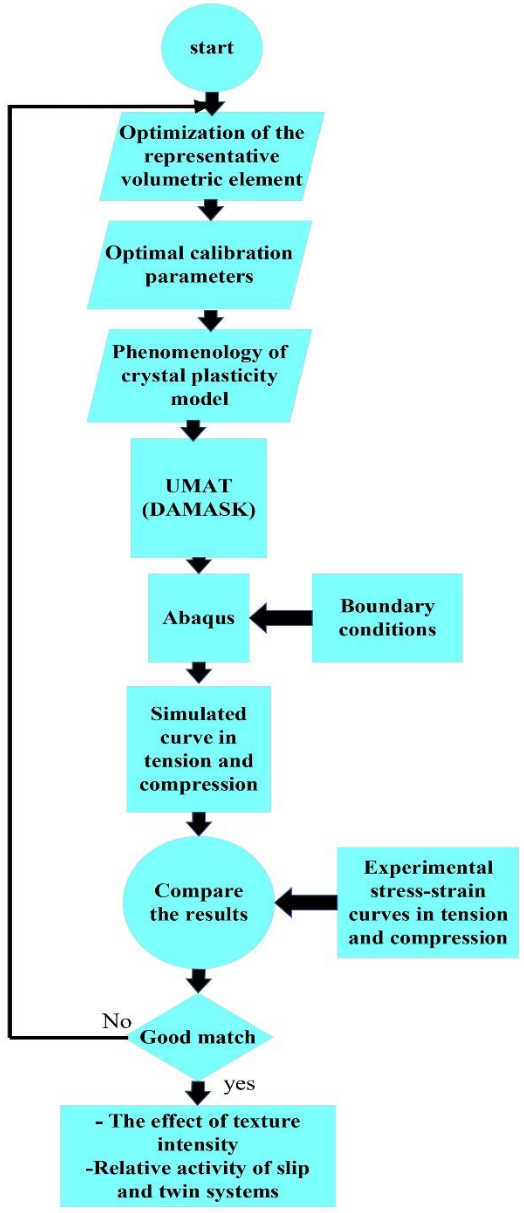
مدل‌سازی میکرومکانیک با استفاده از روش المان محدود، شامل چهار مرحله‌ی اصلی است که این مراحل به‌ترتیب عبارت‌اند از:

۱. تولید میکروساختار که می‌تواند به‌صورت تک‌کریستال یا پلی‌کریستال باشد.

۲. اعمال شرایط مرزی بر روی میکروساختار

۳. تحلیل مدل با استفاده از کوپل DAMASK با نرم افزار آباکوس

٤. پس پردازش که شامل استخراج نتایج حاصل از حل المان محدود است.



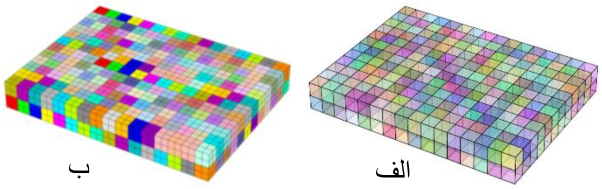
شکل۶ . فلوچارت رویکرد مدل سازی محاسباتی.

[1] Representative Elementary Volume

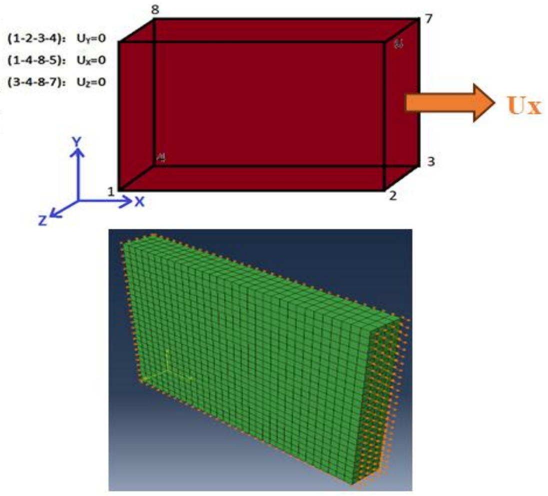
به‌همین منظور، یک المان حجمی نماینده (RVE [1]) به‌صورت یک مکعب با اندازه $10\times60\times80$ میکرومتر و ۳۸۴ دانه مدل شده، که رنگ‌های مختلف هر دانه بیان‌گر جهت‌گیری مختلف دانه‌ها است (شکل ۷).

شکل ۸ شرایط مرزی اعمال شده به المان حجمی نماینده مربوط به کشش در راستای اکستروژن را نشان می‌دهد. همان‌طور که دیده می‌شود برای روند سریع حل از شرایط مرزی متقارن در مدل سازی استفاده شده است و یک‌هشتم مدل تحلیل شده است. در شکل ۸ Ux نشان دهنده جابه‌جایی در راستای کشش است.

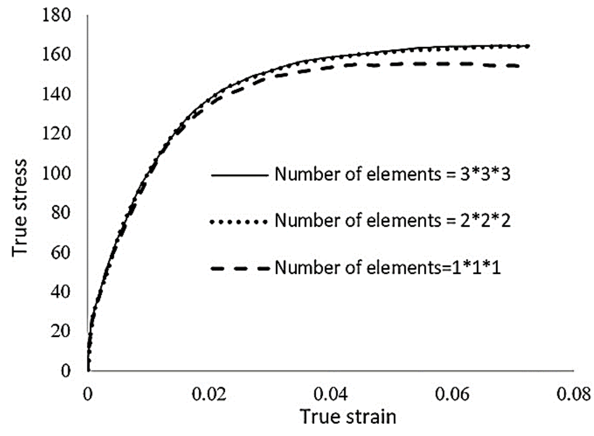
برای بهینه‌سازی المان حجمی نماینده، به بررسی تعداد دانه در راستای ضخامت RVE و تعداد المان در هر دانه پرداخته شده است. شکل ۹و۱۰



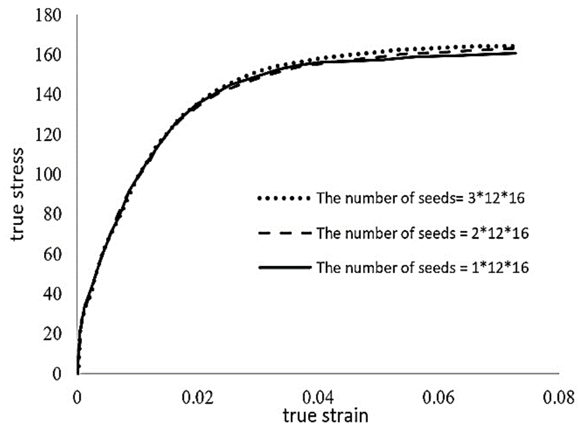
شکل۷. مدل سازی سه بعدی (RVE) الف) دانه‌های پلی‌کریستالی ب) مدل المان محدود.



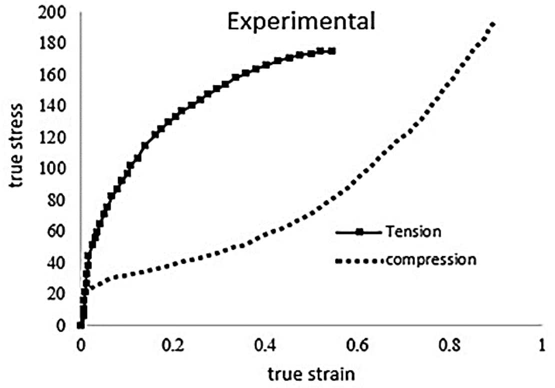
شکل ۸. شرایط مرزی در المان حجمی نماینده.



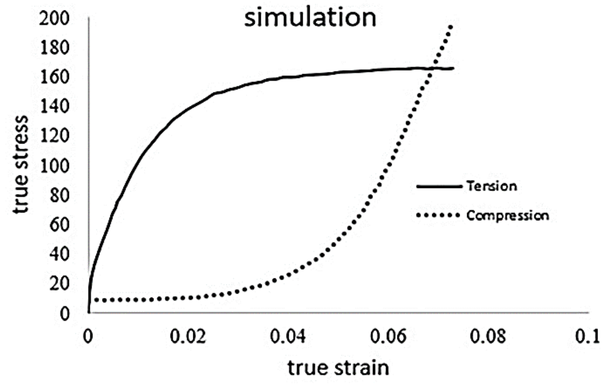
شکل ۹. همگرایی براساس تعداد المان.



شکل ۱۰. همگرایی بر اساس تعداد دانه.



(الف)

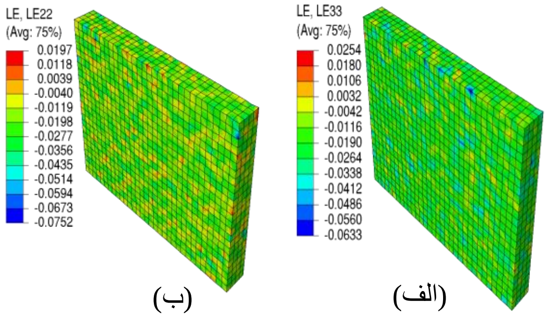


(ب)

شکل ۱۱. مقایسه نمودار تنش کرنش الف) تجربی[۲۶] ب) المان محدود کریستال پلاستیسیته.

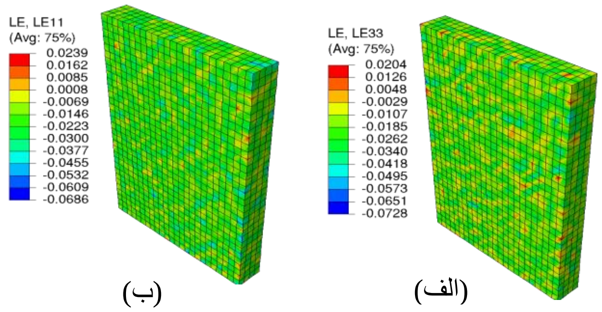
به‌ترتیب منحنی‌های تنش کرنش با تعداد المان مختلف در هر دانه و تعداد دانه‌های مختلف در راستای ضخامت را نشان می‌دهند.

در نهایت برای مدل سازی المان حجمی نماینده (RVE) از دو دانه در راستای ضخامت و دو المان در هر راستای دانه استفاده شده است.برای بررسی صحت مدل‌سازی المان حجمی نماینده (RVE)، نمودار تنش کرنش حاصل از شبیه‌سازی در دو حالت کشش و فشار با نمودار تنش کرنش تجربی شکل ۲ مقایسه شده است (شکل ۱۱).



(ب)		(الف)

شکل۱۲. کرنش واقعی الف) کرنش در راستای ضخامت ب) کرنش در راستای عرض.



(ب)		(الف)

شکل۱۳. کرنش واقعی الف) کرنش در راستای ضخامت ب) کرنش در راستای عرض.

همان‌طور که در شکل ۱۱مشاهده می‌شود، روند تغییرات نمودارهای تنش کرنش حاصل از آزمایش تجربی و شبیه‌سازی رفتار یکسانی دارند و خطا کمتر از ۲۰ درصد است. پس از اطمینان از نحوه مدل‌سازی المان حجمی نماینده، تاثیر شدت بافت بر ضرایب ناهمسانگردی با استفاده از مدل سازی CPFEM استخراج خواهد شد. در رابطه۱۳ نحوه محاسبه ضرایب ناهمسانگردی ارائه شده است که ε_w و ε_t به‌ترتیب کرنش در راستای عرض و ضخامت است.

$$R = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_t} \qquad (۱۳)$$

مطابق با رابطه۱۳، برای به‌دست آوردن ضرایب ناهمسانگردی ابتدا از کل کرنش در راستای ضخامت، میانگین گرفته و به‌همین ترتیب برای کرنش در راستای عرض میانگین‌گیری کرده سپس برای به‌دست آوردن R-value کرنش در راستای عرض تقسیم بر کرنش در راستای ضخامت RVE شده است.

در شکل ۱۲ راستای کشش المان حجمی نماینده (RVE) در راستای اکستروژن (محور x) بوده، بنابراین، R-value که محاسبه می‌شود R_0 است. در رابطه (۱۴) ضریب R در راستای اکستروژن برای حالتی که شدت بافت صفر درصد (رندم[1]) است، محاسبه شده است.

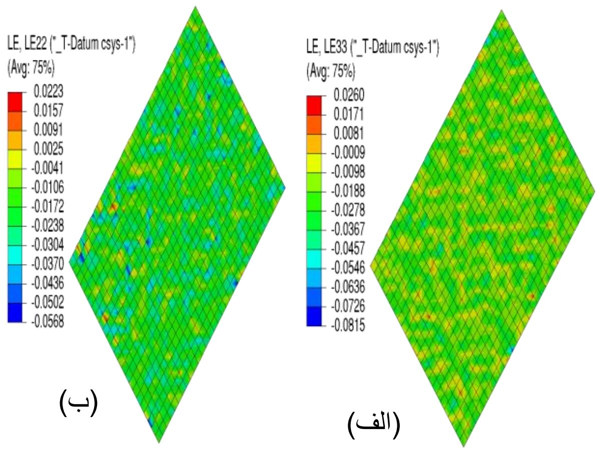
$$R_0 = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_t} = \frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_z} = \frac{0.0182316}{0.0182166} = 1.00082 \qquad (۱۴)$$

برای محاسبه R_{90} و R_{45} برای شدت بافت رندم به‌ترتیب از مدل‌سازی CPFEM نشان داده شده در شکل‌های۱۳ و ۱۴و همچنین روابط ۱۵ و ۱۶ استفاده می‌گردد.

[1] Random

$$R_{90}=\frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_t}=\frac{\varepsilon_x}{\varepsilon_z}=\frac{0.0181733}{0.0182752}=0.9944 \quad (۱۵)$$

$$R_{45}=\frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_t}=\frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_z}=\frac{0.0182316}{0.0182166}=1.00082 \quad (۱۶)$$



شکل ۱۴. کرنش واقعی الف) کرنش در راستای ضخامت ب) کرنش در راستای عرض.

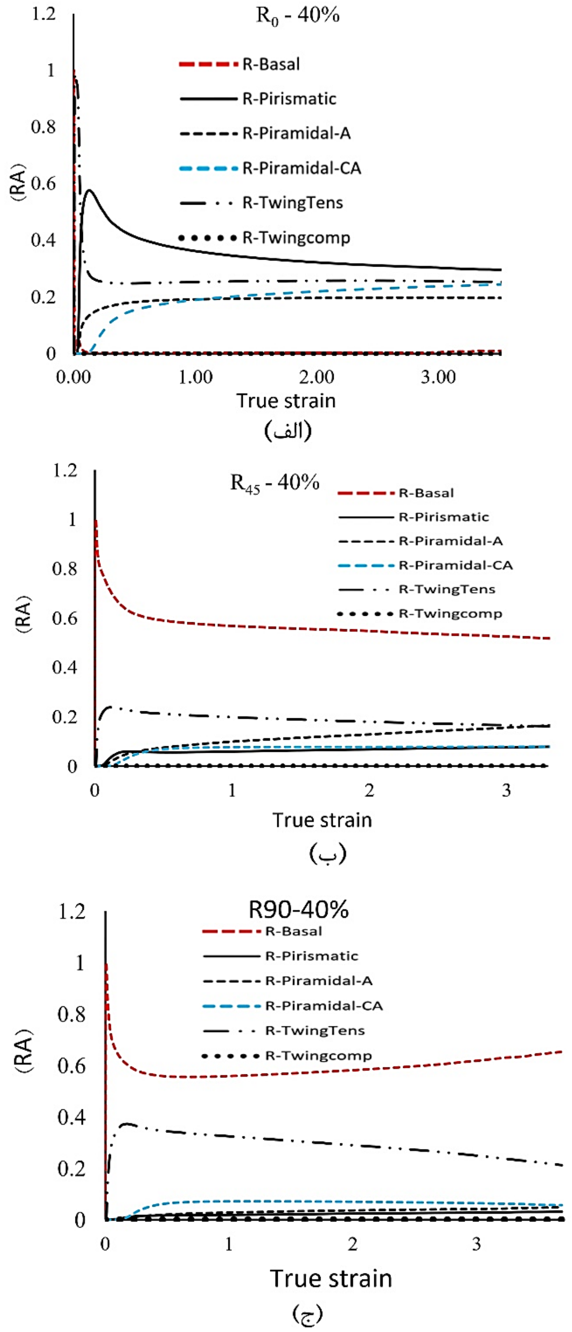
جدول ۲. سیستم‌های تغییر شکل بافت‌های مختلف.

شدت بافت	R_0	R_{90}	R_{45}
صفر درصد	۱.۰۰۸۲	۰.۹۹۴	۱.۰۰۲
٤٠ درصد	۰.۹۷۶۰۴	۰.۵۷۷	۰.۸۵
٦٠ درصد	۰.۹۶۲۱۶	۰.۴۳۰۲۷۷	۰.۷۸
٨٠ درصد	۰.۹۶۰۴	۰.۲۸۹	۰.۶۹۸

طبق روش مشابه مقادیر ضرایب ناهمسانگردی برای شدت بافت‌های مختلف به‌دست آمد که در جدول ۲ این مقادیر نمایش داده شده است.

۵. نتایج

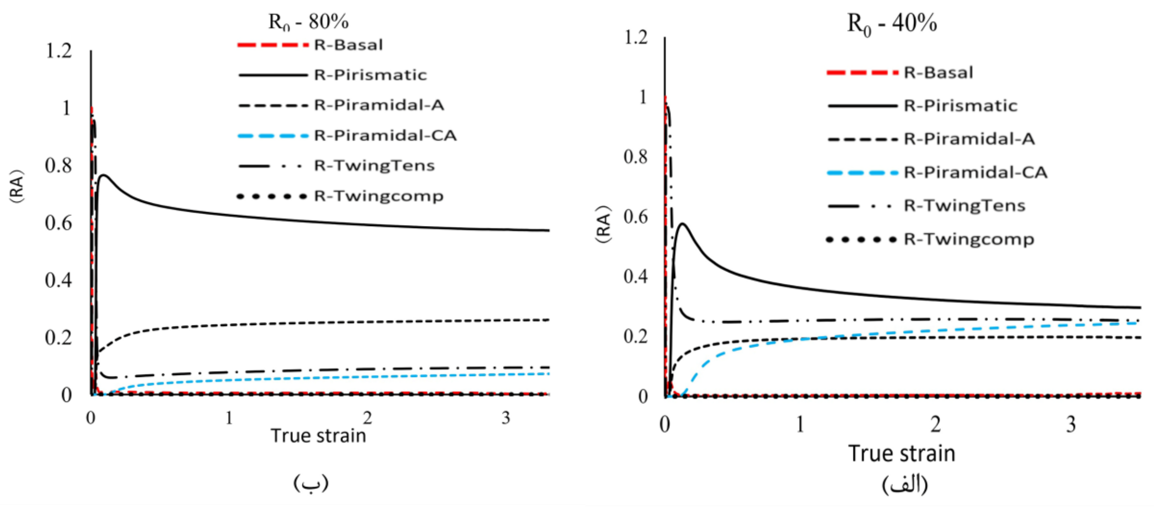
در جدول ۲ مقادیر R برای شدت بافت‌های مختلف مطابق با روش مدل‌سازی بخش قبل آورده شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود مقدار R_0 برای شدت بافت‌های مختلف، ماکزیمم و مقدار R_{90} مینیمم است. که بررسی این نتیجه توسط نمودار فعالیت نسبی که از نتایج شبیه‌سازی کریستال پلاستیسته حاصل شده در شکل های ۱۵ و ۱۶ تفسیر شده است. سیستم‌های لغزش و دو قلویی شامل تعدادی مود تغییر شکل پلاستیک هستند. برای به‌دست آوردن تاثیر مودها در طی تغییر شکل پلاستیک از رابطه۱۱ و ۱۲ فعالیت نسبی هر یک از مودهای تغییر شکل محاسبه شده است. دامنه فعالیت نسبی بین صفر و یک است و مجموعه فعالیت تمام مودها در هر لحظه برابر با یک است یعنی اگر یک مود در لحظه‌ای افزایش می‌یابد به جبران آن، مود دیگر کاهش می‌یابد. برای مثال اگر فعالیت نسبی مود بیسال در لحظه‌ای یک باشد فعالیت نسبی بقیه مودها در آن لحظه برابر با صفر است.



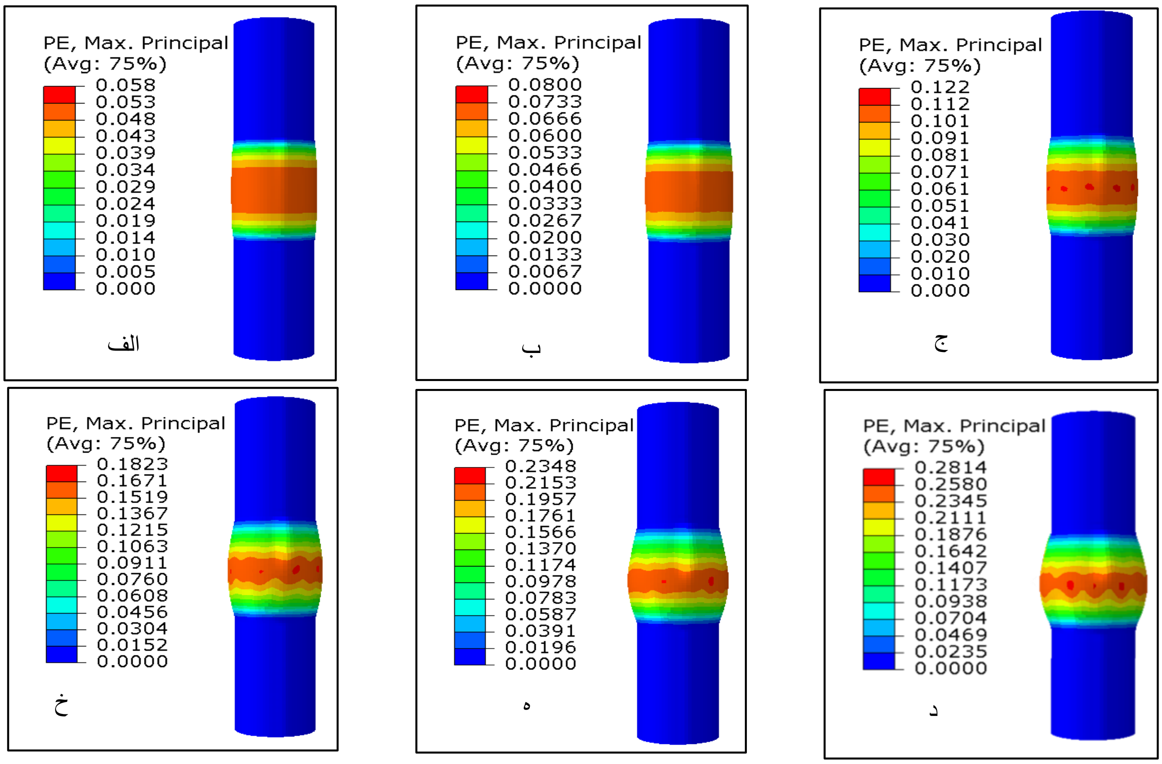
شکل ۱۵. نمودار فعالیت نسبی بر حسب کرنش واقعی الف) R_0 در شدت بافت ۴۰ درصد ب) R_{45} در شدت بافت ۴۰ درصد ج) R_{90} در شدت بافت ۴۰ درصد.

فعالیت نسبی مود[1]های سخت لغزش هرمی<a+c> و لغزش منشوری و لغزش هرمی <a>حین کشش در راستای اکستروژن دارای دامنه بالاتری است و حدود ۵۵ درصد بیشتر از راستاهای دیگر است. اگر چه لغزش پایه در راستاهای کشش ۴۵ درجه و ۹۰ درجه نسبت به راستای اکستروژن دامنه بالاتری دارد و حدود ۶۰ درصد بیشتر است ولی از آنجا که لغزش پایه مودی بسیار نرم است؛ در مقایسه با مودهای سخت در راستای اکستروژن که دامنه بالاتری دارند قابل صرف نظر کردن است و مودهای سخت بر لغزش پایه غلبه می‌کنند؛ در نتیجه کشش در راستای اکستروژن مقاومت بیشتری دارد و شکل‌پذیری آن بیشتر است در نتیجه مقدار R_0 بیشتر است.

[1] Mode



شکل ۱۶. نمودار فعالیت نسبی بر حسب کرنش واقعی الف) R_0 در شدت بافت ۴۰ درصد ب) R_0 در شدت بافت ۸۰ درصد.



شکل۱۷. ماکزیمم کرنش بزرگ برای تغذیه محوری‌های مختلف الف) بدون تغذیه محوری ب) تغذیه محوری ۲ میلی‌متر ج) تغذیه محوری ۴ میلی‌متر خ) تغذیه محوری ۶ میلی‌متر ه) تغذیه محوری ۸ میلی‌متر د) تغذیه محوری ۱۰ میلی‌متر.

در شکل ۱۶ اثرات شدت بافت بر روی R_0 با تفسیر فعالیت نسبی مودهای تغییر شکل بررسی شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود در شدت بافت ۴۰ درصد، مود سخت لغزش هرمی <a+c> دامنه بیشتری نسبت به بافت ۸۰ درصد دارد و حدود ۱۰ درصد بیشتر است. همچنین T بر مودهای نرم که در شدت بافت ۸۰ درصد دارای دامنه بالاتری است، غلبه می‌کند و به‌همین دلیل در شدت بافت ۴۰ درصد مقاومت بالاتر است و در نتیجه مقدار R در این شدت بافت بالاتر است.

بعد از استخراج ضرایب ناهمسانگردی در شدت بافت‌های مختلف، این ضرایب در شبیه‌سازی فرایند هیدروفرمینگ در قسمت۳ اعمال شده و تاثیر شدت بافت بر نمودار حد شکل‌دهی میکرولوله منیزیمی بررسی می‌گردد. شکل ۱۷ ماکزیمم کرنش بزرگ برای مسیرهای مختلف بارگذاری ارائه شده در شکل ۴ را نشان می‌دهد. نتایج نشان می‌دهد، هر چقدر که تغذیه محوری افزایش می‌یابد گلوییشدن در کرنش‌های بالاتر اتفاق می‌افتد و مقدار برآمدگی لوله قبل از پارگی افزایش می‌یابد. هنگامی که تغذیه محوری دخیل می‌شود نازک شدن ضخامت را جبران می‌کند و گلویی شدن را به تاخیر می‌اندازد.

در شکل ۱۸ نمودار حد شکل‌دهی منیزیم برای شدت بافت‌های مختلف آورده شده است. همان‌طور که از شکل مشاهده می‌شود هر چقدر شدت بافت افزایش

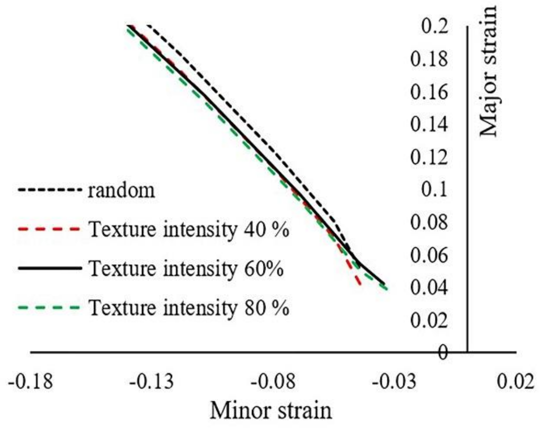
می‌یابد منحنی حد شکل‌دهی پایین‌تر می‌آید. به‌عبارت دیگر با افزایش شدت بافت منطقه ایمن حد شکل‌دهی کمتر می‌شود.

۶. نتیجه‌گیری و جمع‌بندی

نتایج نشان می‌دهد دامنه فعالیت نسبی سیستم‌های لغزش سخت مثل لغزش هرمی و لغزش منشوری در راستای اکستروژن حدود ۵۵ درصد بیشتر از راستاهای دیگر است بنابراین، ضریب ناهمسانگردی به‌دست آمده در راستای اکسترژون بیشتر از راستاهای دیگر است.

مطابق با شکل ۱۸، شدت بافت اثر قابل ملاحظه‌ای بر روی سمت چپ منحنی حد شکل‌دهی استخراج شده به‌وسیله شبیه‌سازی فرایند هیدروفرمینگ ندارد. هرچقدر شدت بافت کاهش یابد ضرایب ناهمسانگردی به یک نزدیک می‌شود و منحنی حد شکل‌دهی بالاتر می‌رود و هر چقدر شدت بافت افزایش یابد منحنی حد شکل‌دهی منطقه ایمن کمتری را نشان می‌دهد.

از آنجایی‌که آزمایش هیدروفرمینگ به‌دلیل کشش تک محوره فقط سمت چپ منحنی حد شکل‌دهی را به‌دست می‌دهد برای ادامه این مطالعه می‌توان



شکل۱۸. نمودار حد شکل‌دهی منیزیم.

از شبیه‌سازی آزمایش ناکازیما [۲۹] در مقیاس میکرو برای استخراج هر دو سمت نمودار حد شکل‌دهی استفاده کرد و با منحنی استخراج شده در این مقاله مقایسه کرد

Refernces- منابع

1. Song, G., 2007. Control of Biodegradation of Biocompatable Magnesium Alloys. *Corrosion science*, *49*(4), pp. 1696-1701. https://doi.org/10.1016/j.corsci.2007.01.001.

2. Amani, S. and G. Faraji., 2019. Processing and properties of biodegradable magnesium microtubes for using as vascular stents: a brief review. *Metals and Materials International*, *25*(5), pp. 1341-1359. https://doi.org/10.1007/s12540-019-00285-4

3. Chen, X., 2011. A theoretical and Experimental study on forming limit diagram for a seamed tube hydroforming. *Journal of Materials Processing Technology*, *211*(12), pp. 2012-2021. https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2011.06.023

4. Habibi, M., 2017. Determination of forming limit diagram using two modified finite element models. *Mech Eng*, *48*(4), pp. 141-144**.** https://mej.aut.ac.ir/jufile?ar_sfile=78324

5. Hashemi, R., A. Assempour, and E.M.K. Abad., 2009.Implementation of the forming limit stress diagram to obtain suitable load path in tube hydroforming considering M–K model. *Materials & Design*, *30*(9), pp. 3545-3553**.** https://doi.org/10.1016/j.matdes.2009.03.002

6. Assempour, A., H.K. Nejadkhaki, and R. Hashemi., 2010. Forming limit diagrams with the existence of through-thickness normal stress. *Computational Materials Science*, *48*(3), pp. 504-508**.** https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2010.02.013

7. Faraji, G., 2010. Hydroforming limits in metal bellows forming process. *Materials and Manufacturing Processes*, *25*(12), pp. 1413-1417. https://doi.org/10.1080/10426914.2010.499579

8. Roberts, C.S., 1960. Magnesium and its Alloys., https://cir.nii.ac.jp/crid/1130282268932379520

9. Mostaed, E., 2015. Microstructure, mechanical behavior and low temperature superplasticity of ECAP processed ZM21 Mg alloy. J*ournal of Alloys and Compounds*, *638*, pp. 267-276. https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2015.03.029

10. Lu, F., 2015. Enhanced mechanical properties and rolling formability of fine-grained Mg–Gd–Zn–Zr alloy produced by equal-channel angular pressing. *Journal of Alloys and Compounds,643*, pp. 28-33. https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2015.04.118

11. Partridge, P., 1967. The crystallography and deformation modes of hexagonal close-packed metals. *Metallurgical reviews*, *12*(1), pp.١٩٤-١٦٩ **.** https://doi.org/10.1179/mtlr.1967.12.1.169

12. Agnew, S., M. Yoo, and C. Tome., 2001. Application of texture simulation to understanding mechanical behavior of Mg and solid solution alloys containing Li or Y. *Acta materialia*. https://doi.org/10.1016/S1359-6454(01)00297-X

13. Muránsky, O., 2008. Investigation of deformation mechanisms involved in the plasticity of AZ31 Mg alloy: In situ neutron diffraction and EPSC modelling. *Materials Science and Engineering*. https://doi.org/10.1016/j.msea.2008.07.031

14. Wang, H., 2016. Deformation behavior of Mg-8.5 wt.% Al alloy under reverse loading investigated by in-situ neutron diffraction and elastic viscoplastic self-consistent modeling. *Acta Materialia*, *107*, pp. 404-414. https://doi.org/10.1016/j.actamat.2016.01.066

15. Roters, F., 2010. Overview of constitutive laws, kinematics, homogenization and multiscale methods in crystal plasticity finite-element modeling: Theory, experiments, applications. *Acta materialia*, *58*(4), pp. 1152-1211**.** https://doi.org/10.1016/j.actamat.2009.10.058

16. Choi, S.-H., D. Kim, H. Lee, and E. Shin., 2010. Simulation of texture evolution and macroscopic properties in Mg alloys using the crystal plasticity finite element method. *Materials Science and Engineering:* A, *527*(4-5), pp. 1151-1159. https://doi.org/10.1016/j.msea.2009.09.055

17. Mirzakhani, Amin, A. Pour, and Ahmad., 2021.Investigating the effect of texture intensity on the deformation behavior of extruded Mg-0.8 wt% Y alloy under tensile and compressive loading using crystal plasticity finite element method. *Sharif Mechanical Engineering*, *37*(1), pp. 59-69.[In Persion]. https://doi.org/10.24200/j40.2021.56291.1559

18. Asaro, R.J., 1983. Micromechanics of crystals and polycrystals. *Advances in applied mechanics*, *23*, p. 1-115**.** https://doi.org/10.1016/S0065-2156(08)70242-4

19. Roters, F., 2019. DAMASK – The Düsseldorf Advanced Material Simulation Kit for Modelling Multi-Physics Crystal Plasticity, Damage, and Thermal Phenomena from the Single Crystal up to the Component Scale. *Computational Materials Science*, *158*, pp. 420-478. https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2021.103078

20. Peirce, D., R.J. Asaro, and A. Needleman., 1983. Material rate dependence and localized deformation in crystalline solids. *Acta metallurgica*, *31*(12), pp. 1951-1976**.** https://doi.org/10.1016/S0020-7683(01)00246-3

21. Li, W., 2019. Grain-scale deformation in a Mg– 0.8 wt% Y alloy using crystal plasticity finite element method. *Journal of Materials Science & Technology*, *35*(10), pp. 2200-2206. https://doi.org/10.1016/j.jmst.2019.04.030

22. Roters, F., 2019. DAMASK–The Düsseldorf Advanced Material Simulation Kit for modeling multi-physics crystal plasticity, thermal, and damage phenomena from the single crystal up to the component scale. *Computational Materials Science*, 158, pp. 420-478. https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2018.04.030

23. Kalidindi, S.R., 1998. Incorporation of deformation twinning in crystal plasticity models. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 46(2), pp. 267-290. https://doi.org/10.1016/S0022-5096(97)00051-3

24. Zhou, R., A. Roy, and V.V. Silberschmidt., 2019. A crystal-plasticity model of extruded AM30 magnesium alloy. Computational Materials Science, 170, pp. 109140. https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2019.109140

25. Wang, W., J. Liu, and A.K. Soh., 2019. Crystal plasticity modeling of strain rate and temperature sensitivities in magnesium. Acta Mechanica, 230(6), pp. 2071-2086. https://doi.org/10.1007/s00707-019-2374-9

26. Mirzakhani, A. and A. Assempour., 2022. The effects of microstructural parameters on the tension-compression mechanical behavior of extruded Mg-XY rods using crystal plasticity finite element modeling. Results in Engineering, pp. 100834. https://doi.org/10.1016/j.rineng.2022.100834

27. Afshar, A., 2017. Numerical and experimental study of bursting prediction in tube hydroforming of Al 7020-T6. Mechanics & Industry, 18(4), pp. 411. https://doi.org/10.1051/meca/2017019

28. Taabi, N., A. Mirzakhani, and A. Asimpour., 2022. Prediction of magnesium tube forming limit diagram using modeling of hydroforming process. Mechanical Engineering, Tabriz University, pp. [In Persion]. 10.22034/jmeut.2022.48874.3006

29. Lumelskyj, D., J. Rojek, L. Lazarescu, and D. Banabic., 2018. Determination of forming limit curve by finite element method simulations. Procedia Manufacturing, 2, pp. 78-82. https://doi.org/10.1016/j.promfg.2018.12.047

مهندسی مکانیک شریف، (پاییز ۱۴۰۳)
دوره ی ۴۰، شماره ی ۲، صص. ۲۵-۳۷، (پژوهشی)

Original Article

شبیه‌سازی عددی جوشش استخری فیلمی نانو سیالات پایه اتانول

علی هدایتی (دانشجوی کارشناسی ارشد)
مرتضی خیاط*(استادیار)
محمدحسن نوبختی (استادیار)
گروه مکانیک، دانشگاه آزاد اسلامی واحد علوم و تحقیقات، تهران، ایران

در این تحقیق، ابتدا فرایند جوشش استخری فیلمی اتانول خالص به‌صورت عددی شبیه‌سازی شده و سپس جوشش استخری فیلمی نانو سیالات شامل دو نوع نانوذره Al_2O_3 و SiO_2 سیال پایه اتانول با دو غلظت حجمی ۰/۱٪ و ۰/۳٪ شبیه سازی شده‌اند. نتایج نشان می‌دهند در جوشش فیلمی، حضور نانوذرات در سیال پایه، مقدار ضریب انتقال حرارت جوشش فیلمی را افزایش داده‌است. بیشترین مقدار این ضریب برای نانوسیالات آلومینا و سیلیکا با غلظت حجمی ۰/۳٪، به‌ترتیب $\left(kW/m^2{}^\circ C\right)$ ۰/۳۲ و $\left(kW/m^2{}^\circ C\right)$ ۰/۳ به‌دست آمده است. علاوه بر این، حضور نانو ذرات در فرایند جوشش، شار حرارتی مینیمم را به‌طور محسوس افزایش داده-است. طبق نتایج شبیه‌سازی عددی، مقدار شار حرارتی مینیمم در جوشش اتانول خالص $\left(kW/m^2\right)$ ۲۸/۹۹، در جوشش نانوسیال آلومینا- اتانول با غلظت های حجمی ۰/۱٪ و ۰/۳٪ به‌ترتیب $\left(kW/m^2\right)$ ۳۷/۱۱ و $\left(kW/m^2\right)$ ۳۸/۸۴ و در جوشش نانوسیال سیلیکا - اتانول با غلظت های حجمی ۰/۱٪ و ۰/۳٪، به‌ترتیب $\left(kW/m^2\right)$ ۳۵/۸۱ و $\left(kW/m^2\right)$ ۳۸/۳۱ حاصل شده است. با مقایسه مقادیر حاصل و نتایج تجربی، سازگاری خوبی بین نتایج برقرار می‌باشد.

واژگان کلیدی: جوشش فیلمی، شار حرارتی مینیمم، نانوسیال، ضریب انتقال حرارت.

ahedayati7558@gmail.com
mkhayat@srbiau.ac.ir
m.nobakhti@srbiau.ac.ir

۱. مقدمه

در دهه‌های اخیر، تلاش‌های قابل‌توجهی توسط متخصصان ترموسیال و انتقال حرارت برای بررسی فرایند انتقال حرارت جوششی صورت‌گرفته است. جوشش استخری مایعات و نانو سیالات خالص به‌طور گسترده در دهه گذشته مورد توجه قرار-گرفته است، اما دانش موجود در مورد مدل‌سازی فرایند جوشش استخری نانو سیالات کماکان محدود است. جوشش سیالات حاوی ذرات جامد ریز به‌دلیل برهم‌کنش بین فازهای موجود، فصل مشترک آن‌ها و سطح گرمایش بسیار پیچیده است [۱]. برخی از تحقیقات جدید نشان می‌دهند که عوامل بسیاری بر جوشش استخری نانوسیال‌ها موثر می‌باشند. از جمله این عوامل می‌توان به‌اندازه ذرات، غلظت، ساختار سطح جوشش و دینامیک حباب‌ها اشاره نمود. از این‌رو، مطالعه چنین مکانیسم‌ها و پارامترهایی از منظر تئوری نیازمند بررسی‌های بیشتر برای ایجاد یک مدل دقیق جهت پیش‌بینی رفتار سیالاتی و حرارتی آن‌ها می‌باشد [۲-۴].

هو و همکاران [۵] از نانوسیال سیلیکا پایه آب برای بررسی ویژگی‌های انتقال حرارت جوشش استخری با غلظت‌های جرمی مختلف استفاده کردند. آن‌ها نشان دادند که ضریب انتقال حرارت جوشش استخری با افزایش غلظت نانوذرات در مقایسه با آب خالص کاهش می‌یابد. رستمیان و اعتصامی [۶] نانوسیال سیلیکا پایه آب را برروی سطح جوشش مسطح دایروی آزمایش نمودند تا تغییرات سطح جوشش و ویژگی‌های جوشش استخری نانوسیال را در زمان‌های مختلف بررسی نمایند. نتایج نشان داد که با افزایش زمان جوشش، رفتار جوشش نانوسیال با جوشش آب خالص متفاوت است. نتایج مربوط به زبری سطح جوشش در زمان‌های مختلف نشان داد که زبری سطح با گذشت زمان جوشش افزایش می‌یابد. عیزت و همکاران [۷] یک تحقیق تجربی برروی عملکرد انتقال حرارت جوشش استخری نانو سیالات پایه آب Al_2O_3 و SiO_2 و نانو سیالات هیبریدی آن‌ها انجام دادند. آن‌ها از غلظت‌های حجمی مختلف و همچنین نسبت‌های مختلف اختلاط نانوسیال‌ها

*نویسنده مسئول

تاریخ‌دریافت: ۱۴۰۲/۰۷/۰۳،تاریخ‌اصلاحیه: ۱۴۰۲/۰۸/۲۷، تاریخ‌پذیرش: ۱۴۰۲/۰۹/۲۰.

استناد به این مقاله:
هدایتی، علی، خیاط، مرتضی، و نوبختی، محمدحسن، ۱۴۰۳. شبیه‌سازی عددی جوشش استخری فیلمی نانو سیالات پایه اتانول. مهندسی مکانیک شریف، ۴۰(۲) ، صص. ۲۵-۳۷ . DOI: 10.24200/J40.2023.63108.1696

استفاده نمودند تا تأثیر نانوسیال‌های هیبریدی بر فرایند جوشش را بررسی نمایند. نتایج آن‌ها نشان داد که افزایش یا کاهش ضریب انتقال حرارت به پارامترهایی مانند غلظت، نوع و زمان جوشش نانوسیال بستگی دارد.

اکبری و همکاران [۸] انتقال حرارت جوشش استخری نانو سیالات گرافن را بروی یک سطح جوشش صاف تحت فشار جوشش اشباع و اتمسفر بررسی نمودند. نتایج آن‌ها نشان داد که ضریب انتقال حرارت جوشش استخری از طریق افزایش غلظت صفحات گرافن به‌طور قابل توجهی افزایش یافته‌است. سرافراز و همکاران [۹] عملکرد جوشش استخری نانوسیال اکسید-آهن پایه آب را در حضور میدان مغناطیسی ثابت، مورد مطالعه قراردادند. نتایج نشان داد که ضریب انتقال حرارت جوشش استخری می‌تواند در حضور میدان مغناطیسی افزایش یابد در حالی‌که با افزایش غلظت نانوذرات کاهش می‌یابد. مودی و همکاران [۱۰] به‌طور تجربی عملکرد جوشش استخری نانوسیال آلومینا را مورد مطالعه قراردادند. نتایج آن‌ها نشان‌داد که ضریب انتقال حرارت جوشش استخری با افزایش غلظت نانوذرات و همچنین برای سطوح رسوب‌گذاری شده توسط نانوذرات افزایش می‌یابد. گل‌کار و همکاران [۱۱] عملکرد جوش هسته‌ای و فیلمی نانو سیالات پایه اتانول را روی صفحه تخت افقی به‌صورت تجربی مورد بررسی قرار دادند. آن‌ها در مطالعه خود از نانوذرات Al_2O_3 و SiO_2 استفاده نمودند. هدف اصلی این مطالعه به‌دست آوردن مشخصه‌های انتقال حرارت جوشش هسته‌ای و فیلمی نانو سیالات بوده است. برای این‌منظور، نانو سیالات Al_2O_3 و SiO_2 پایه اتانول با سه غلظت حجمی ۰/۱، ۰/۳ و ۰/۵ درصد تهیه شدند. نتایج نشان داد که افزودن نانوذرات به سیال پایه، ضریب انتقال حرارت جوشش هسته‌ای و جوشش فیلمی را بهبود بخشیده است. همچنین، شار حرارتی بحرانی نانوسیال‌های پایه اتانول به‌طور قابل توجهی بیشتر از اتانول خالص بود. در بین غلظت‌های مورد بررسی، غلظت حجمی ۰/۵ درصد بهترین عملکرد را برای هر دو نانوسیال داشت، به‌طوری‌که حداقل شار حرارتی نانوسیال‌های پایه اتانول Al_2O_3 و SiO_2 به‌-ترتیب ۴۵/۹۶ ٪ و ۴۵/۶۷ ٪ نسبت به اتانول خالص افزایش یافت.

گوپتا و همکاران [۱۲] یک بررسی عددی در یک دامنه هندسی دو-بعدی برای محاسبه ضریب انتقال حرارت در فشارهای اتمسفریک و خلاء انجام دادند. در مطالعه آن‌ها شار گرماهای ثابت مختلف بروی سطح جوشش اعمال گردید. آن‌ها از یک مدل چندفازی با رویکرد اویلری که شامل یک مدل جوشش نیز بود، استفاده نمودند. در مدل مورد استفاده آن‌ها از مدل‌های فرعی مختلف از جمله مدل‌های درگ، لیفت، گرما و انتقال جرم استفاده شده‌بود. نتایج آن‌ها برای ضریب انتقال حرارت با نتایج تجربی مقایسه و صحت‌سنجی گردید. گوبینات و همکاران [۱۳] مشخصه‌های انتقال حرارت نانوسیال آب-آلومینا در جوشش استخری در حالت مادون سرد را به‌صورت عددی مورد مطالعه قرار-دادند. آن‌ها همچنین یک بررسی تجربی از جوشش استخری نانوسیال آلومینا بروی یک لوله افقی با دماهای مختلف مادون سرد برای اعتبارسنجی مدل خود انجام دادند. نتایج حاصل از شبیه‌سازی عددی نشان‌داد که تطابق بسیار خوبی بین مقادیر دمای اندازه‌گیری شده و پیش‌بینی‌شده توسط مدل عددی پیشنهاد شده وجود دارند.

مائو و همکاران [۱۴] انتقال حرارت جوشش استخری سیال R۱۳۴a روی سطح افقی تحت فشار اتمسفر را به‌صورت عددی مورد مطالعه قراردادند. مدل چند فازی اویلری- اویلری به‌همراه زیر مدل جوشش هسته‌ای RPI مورد استفاده قرارگرفت. آن‌ها از شارهای حرارتی مختلف و مکان‌های مختلف برای گرم‌کن در داخل محفظه جوشش استخری استفاده نمودند. پس از استفاده از رابطه اصلاح شده چگالی محل هسته‌زایی انتقال حرارت جوشش استخری، نتایج به‌دست آمده تطابق خوبی با داده‌های تجربی نشان داد. کامل و همکاران [۱۵] ویژگی‌های جوشش استخری آب خالص و نانوسیال اکسید سیلیسیم پایه آب را در داخل یک محفظه جوشش مستطیلی شکل بررسی نمودند. آن‌ها از یک مدل اویلری- اویلری دو فازی برای تعیین منحنی جوشش و برهم‌کنش بین دو فاز استفاده کردند. آن‌ها درشبیه‌سازی خود پارامترهایی چون زبری و ترشوندگی سطح را نیز درنظر گرفتند. نتایج شبیه‌سازی نشان داد که اثر کسر حجمی بخار در آب خالص نسبت به نانوسیال در دمای فوق‌گرم معین از اهمیت بیشتری برخوردار است. این پدیده به‌دلیل رسوب نانوذرات روی سطح جوشش اتفاق افتاد. علیمرادی و همکاران [۱۶] مطالعه‌ای عددی در مورد تاثیر ارتعاش برروی جوشش استخری انجام دادند. نتایج آن‌ها نشان داد که افزایش ارتعاش منجر به بهبود ضریب انتقال حرارت می‌شود. بنابراین، آن‌ها یک طرح عددی برای اعمال اثرات ارتعاش بر انتقال حرارت جوشش استخری نانوسیال توسعه دادند.

زابلی و همکاران [۱۷] اثرات شار حرارتی و غلظت نانوسیال را برروی مشخصه-های انتقال حرارت جوشش استخری نانوسیال مورد مطالعه قراردادند. در این پژوهش، از رویکرد اویلری-اویلری برای شبیه‌سازی عددی استفاده شده است، به‌طوری‌که سیال آب مایع به‌عنوان فاز پیوسته و بخار آب به‌عنوان فاز پراکنده درنظر گرفته‌شد. نتایج نشان داد که استفاده از نانوسیال سیلیکا برروی سطح جوشش می‌تواند انتقال حرارت را بهبود بخشد. همچنین آن‌ها به‌این نتیجه رسیدند که در شارهای حرارتی بالا، وابستگی به غلظت نانوذرات افزایش می‌یابد.

مجدی و همکاران [۱۸] دونوع نانو ذره Al_2O_3 و CuO در سیال پایه آب را برای بررسی عملکرد جوشش استخری مورد مطالعه قراردادند. آن‌ها از اشکال مختلف پره‌ها برای افزایش سطح جوشش استفاده کردند. نتایج نشان داد که با افزایش غلظت نانو ذرات، سرعت بخار افزایش‌یافته و این موضوع بر فشار و سرعت حرکت حباب در طی فرایند جوشش تأثیر می‌گذارد.

کامل و همکاران [۱۹] طی پژوهشی عددی به تصحیح ضریب زمان انتظار حباب[۱] در مدل RPI پرداختند و سپس این ضریب را به دمای فوق‌گرم ارتباط دادند. نتایج حاصل از شبیه‌سازی آن‌ها برای منحنی جوشش استخری و ضریب انتقال حرارت جوششی تطابق بسیار خوبی با داده‌های تجربی ارائه شده در پژوهش‌های دیگر داشت.

به‌طورکلی مطالعات تجربی فرایند جوشش، بسیار پر هزینه هستند لذا شبیه-سازی عددی این فرایند می‌تواند به‌عنوان جایگزینی مناسب مطرح گردد. درعین‌حال، اکثر پژوهش‌های عددی صورت‌گرفته در خصوص جوشش استخری هسته‌ای آب یا نانو سیالات پایه آب بوده و مطالعات بسیار اندکی در خصوص جوشش استخری فیلمی صورت‌پذیرفته است. در تحقیق حاضر، شبیه‌سازی عددی جوشش استخری فیلمی اتانول خالص و نانو سیالات آلومینا

[۱] Coefficient of the bubble waiting time

و سیلیکا پایه اتانول با غلظت‌های حجمی ۰/۱٪ و ۰/۳٪ روی سطح جوشش دایروی مسی ساده به قطر ۲۵ میلی‌متر با استفاده از نرم‌افزار انسیس - فلوئنت انجام شده است. مدل‌سازی در فشار ۸۶ کیلوپاسکال و دمای ۲۳ °C صورت‌پذیرفته است و نتایج حاصل با داده‌های تجربی مشابه مقایسه شده‌اند.

۲. شبیه‌سازی عددی

۱.۲. معادلات حاکم

یکی از مهم‌ترین نکته‌های موردتوجه در شبیه‌سازی فرایندهای چند فازی، انتخاب دیدگاه صحیح برای بررسی سیستم می‌باشد. در رویکرد اویلری - اویلری هر دوفاز به‌صورت پیوسته درنظر گرفته شده و درصد حجمی فازها به‌صورت توابع پیوسته در فضا و زمان تعریف می‌شود. قانون پایستگی فازها با ساختاری مشابه لحاظ گشته و بر اساس روابط تئوری یا آزمایشگاهی ارتباط بین آن‌ها برقرارمی‌گردد. با توجه به پیوسته بودن فاز بخار در فرایند جوشش فیلمی، روش مورداستفاده در شبیه‌سازی این پدیده در نرم‌افزار فلوئنت استفاده از روش اویلری - اویلری می‌باشد.

معادلات بقای جرم و مومنتم به‌ترتیب مطابق روابط (۱) و (۲) بیان می‌گردند[۲۰].

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\alpha_q\rho_q\right)+\nabla.\left(\alpha_q\rho_q\vec{V_q}\right)=\sum_{p=1}^{n}\left(\dot{m}_{pq}-\dot{m}_{qp}\right)+S_q \quad (۱)$$

$$\begin{aligned}&\frac{\partial}{\partial t}\left(\alpha_q\rho_q\vec{V_q}\right)+\nabla.\left(\alpha_q\rho_q\vec{V_q}\vec{V_q}\right)\\&=-\alpha_q\nabla p+\nabla.\overline{\overline{\tau}}_q+\alpha_q\rho_q\vec{g}\\&+\sum_{p=1}^{n}\left(K_{pq}\left(\vec{V_p}-\vec{V_q}\right)+\dot{m}_{pq}\vec{V}_{pq}-\dot{m}_{qp}\vec{V}_{qp}\right)\\&+\left(F_{q,drag}+F_{q,\,lift}+F_{q,wl}+F_{q,vm}+F_{q,td}\right)\end{aligned} \quad (۲)$$

به‌طوری‌که روابط (۱) و (۲) برای فاز q می باشد و برای فاز p هم همین روابط برقرار است. در رابطه (۲)، $\overline{\overline{\tau}}$ تانسور تنش-کرنش فاز q بوده و از رابطه (۳) بدست می‌آید.

$$\overline{\overline{\tau}}_q=\alpha_q\mu_q\left(\nabla\vec{v}_q+\nabla\vec{v}_q^T\right)+\alpha_q\left(\lambda_q-\frac{2}{3}\mu_q\right)\nabla.\vec{v}_q\overline{\overline{I}} \quad (۳)$$

هنگام تحلیل فرایندهای دو و چند فازی نیروهای مختلفی در تبادل بین فازها ظاهر می‌شوند که می‌بایست در شبیه‌سازی پدیده جوشش موردتوجه ویژه قرارگیرند. برای جریانات مایع - گاز ضریب تبادل فازها از رابطه(۴) قابل محاسبه است:

$$K_{pq}=\frac{\rho_p f}{6\tau_p}d_pA_i \quad (۴)$$

که دراین‌رابطه τ_p زمان ماند ذرات می‌باشد و از رابطه(۵) محاسبه می‌شود:

$$\tau_p=\frac{\rho_d d_p^2}{18\mu_q} \quad (۵)$$

تقریباً تمام مدل‌های محاسبه f شامل ضریب پسای C_D می‌باشند که وابسته به عدد رینولدز نسبی بین فازها می‌باشد. در مدل شیلر نیومن، f از رابطه(۶) قابل محاسبه است:

$$f=\frac{C_D Re}{24} \quad (۶)$$

به‌طوری‌که C_D از رابطه(۷) به‌دست می‌آید:

$$C_D=\begin{cases}24\left(1+0.15Re^{0.687}\right)/Re & Re\le 1000\\0.44 & Re>1000\end{cases} \quad (۷)$$

عدد رینولدز استفاده شده در رابطه(۷)، رینولدز نسبی است که برای فاز اصلی q طبق رابطه(۸) تعریف می‌شود:

$$Re=\frac{\rho_q\left|\vec{V_p}-\vec{V_q}\right|d_p}{\mu_p} \quad (۸)$$

در جریان‌های دوفازی، نرم‌افزار فلوئنت اثر فاز اصلی بر فاز ثانویه را که ناشی از وجود گرادیان سرعت بین فازهای مختلف است، در قالب نیروی برآ محاسبه می‌نماید. طبق رابطه درو[۱] مقدار نیروی برآ وارد بر فاز q از رابطه(۹) قابل محاسبه است:

$$\vec{F}_{lift}=-C_l\rho_q\alpha_p\left(\vec{V}_q-\vec{V}_p\right)\times\left(\nabla\times\vec{V}_q\right) \quad (۹)$$

در جریانات دوفازی مایع - گاز نیرویی تمایل به دورکردن فاز دوم از دیواره دارد. در مدل اویلری نرم‌افزار فلوئنت این نیرو با نام نیروی روان‌کاری دیواره از رابطه(۱۰) به‌دست می‌آید:

$$\vec{F}_{lift}=-C_l\rho_q\alpha_p\left(\vec{V}_q-\vec{V}_p\right)\times\left(\nabla\times\vec{V}_q\right) \quad (۱۰)$$

معادله بقای انرژی برای فاز q طبق رابطه(۱۱) بیان می‌شود:

$$\begin{aligned}&\frac{\partial}{\partial t}\left(\alpha_q\rho_q h_q\right)+\nabla.\left(\alpha_q\rho_q\vec{u}_q h_q\right)=\\&-\alpha_q\frac{\partial p_q}{\partial t}+\overline{\overline{\tau}}_q:\nabla\vec{u}_q-\nabla.\vec{q}_q+S_q\\&+\sum_{p=1}^{n}\left(Q_{pq}+\dot{m}_{pq}h_{pq}-\dot{m}_{qp}h_{qp}\right)\end{aligned} \quad (۱۱)$$

مدل‌های مختلفی جهت تعیین ضریب انتقال حرارت بین فازها وجود دارد. در روش چن- مایگنر[۲] عدد ناسلت طبق رابطه(۱۲) محاسبه می‌گردد [۲۱]:

---

[۱] Drew

[۲] Chen and Mayinger

$$Nu_p = 0.185 Re_p^{7/10} Pr^{1/2} \quad (۱۲)$$

که در آن Re_p عدد رینولدز نسبی براساس قطر فاز p و سرعت نسبی $\left|\vec{U}_p - \vec{U}_q\right|$ می‌باشد.

در خلال فرایند جوشش به‌دلیل ناپایداری هیدرودینامیکی حاصل از رشد و حرکت حباب، آشفتگی داخل سیال ایجاد شده و جریان سیال متلاطم خواهد‌شد که در تحقیق حاضر از مدل $k-\varepsilon\left(Realizable\right)$ جهت شبیه سازی جریان مغشوش استفاده شده است[۱۹].

در این تحقیق، برای شبیه‌سازی اغتشاش در محاسبات مربوط به جریانات دوفازی به‌روش اویلری، از روش فاز پراکنده استفاده شده است. معادلات انتقال در فاز پیوسته و بدون درنظرگرفتن نیروهای شناوری، انبساط و نیروهای تعریف شده توسط کاربر، مطابق روابط(۱۶) و (۱۷) خواهند بود. برای یافتن مقادیر انرژی جنبشی و اتلاف فاز پراکنده از معادلات انتقال استفاده نمی‌شود و مقیاس‌های زمان و طول جهت ارزیابی ضرایب پراکندگی، روابط و معادلات انرژی جنبشی هر فاز مورداستفاده قرارمی‌گیرند.

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\alpha_q\rho_q k_q\right) + \nabla.\left(\alpha_q\rho_q\vec{U}_q k_q\right) = \nabla.\left(\alpha_q\left(\mu_q + \frac{\mu_{t,q}}{\sigma_k}\right)\nabla k_q\right) + \alpha_q G_{k,q} - \alpha_q\rho_q\epsilon_q + \alpha_q\rho_q\Pi_{kq} \quad (۱۳)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\alpha_q\rho_q\epsilon_q\right) + \nabla.\left(\alpha_q\rho_q\vec{U}_q\epsilon_q\right) = \nabla.\left(\alpha_q\left(\mu_q + \frac{\mu_{t,q}}{\sigma_\epsilon}\right)\nabla\epsilon_q\right) + \alpha_q\frac{\epsilon_q}{k_q}\left(C_{1\epsilon}G_{k,q} - C_{2\epsilon}\rho_q\epsilon_q\right) + \alpha_q\rho_q\Pi_{\epsilon q} \quad (۱۴)$$

در این پژوهش، جهت بررسی انتقال آشفتگی بین فازها، از مدل تروشکو-حسن[۱] استفاده شده است که در آن عبارات Π_{kq} و $\Pi_{\varepsilon q}$ که نشان دهنده تاثیر فاز پراکنده روی فاز پیوسته q می‌باشند، به‌ترتیب طبق روابط(۱۸) و (۱۹) محاسبه می‌شوند:

$$\Pi_{kq} = C_{ke}\sum_{p=1}^{M}\frac{K_{pq}}{\alpha_q\rho_q}\left|\vec{U}_p - \vec{U}_q\right|^2 \quad (۱۵)$$

$$\Pi_{\varepsilon q} = C_{td}\frac{1}{\tau_p}\Pi_{kq} \quad (۱۶)$$

طبق پیش‌فرض نرم‌افزار، مقدار C_{ke} برابر ۰/۷۵ و مقدار C_{td} برابر ۰/۴۵ درنظر گرفته‌می‌شوند. طبق این مدل برای فاز پراکنده لزجت سینماتیک آشفته با فرض $v_p = v_q$ محاسبه می‌گردد.

در نرم‌افزار فلوئنت، مدل‌های جوشش دیواره با سه شرط مرزی متفاوت دما ثابت، شار حرارتی مشخص و ضریب انتقال حرارتی ویژه (در شرط مرزی دیواره کوپل شده) بیان می‌شوند. یکی از مدل‌های کارآمد مورداستفاده توسط نرم‌افزار فلوئنت، جداسازی شار حرارتی دیواره است که به‌طور مخفف RPI نامیده می‌شود. در این روش حرارت منتقل شده از دیواره به سه بخش شار حرارتی جابه‌جایی[۲] q_c''، شار حرارتی دفع شده[۳] q_Q'' و شار حرارتی تبخیری[۴] q_E'' ، تقسیم می‌گردد. براین اساس شار حرارتی منتقل شده از دیواره داغ به سیال که با q_W''، نمایش داده می‌شود طبق رابطه(۲۰) قابل محاسبه است.

$$q_W'' = q_c'' + q_Q'' + q_E'' \quad (۱۷)$$

هنگام استفاده از مدل پایه RPI دمای بخار محاسبه نمی‌شود و دمای اشباع برای آن منظور می‌شود. در مدل غیرتعادلی[۵] ، دمای بخار در فرایند حل لحاظ می‌گردد که در شبیه‌سازی حاضر از این مدل استفاده شده است. در استفاده از این مدل، معادله(۲۰) به معادله (۲۱) تبدیل می‌گردد.

$$q_W'' = (q_c'' + q_Q'' + q_E'')\,f\left(\alpha_l\right) + \left(1 - f\left(\alpha_l\right)\right)q_V'' + q_G'' \quad (۱۸)$$

که در آن q_V'' بیانگر شار حرارتی جابجایی فاز بخار، q_G'' نشان دهنده شار حرارتی سایر فازهای گازی و $f\left(\alpha_l\right)$ کسر حجمی مایع می‌باشد.

۲.۲. خواص ترموفیزیکی نانو سیالات

طبق تئوری اختلاط، هر یک از اجزای مخلوط به‌میزان کسر حجمی بخش موردنظر، در خواص مخلوط نقش دارند. براین اساس دانسیته، ظرفیت حرارتی، ضریب هدایت حرارتی و لزجت نانو سیالات به‌ترتیب طبق روابط(۲۲) تا (۲۵) محاسبه می‌شود[۲۲,۲۳].

$$\rho_{nf} = \left(1-\varphi\right)\rho_f + \varphi\rho_{np} \quad (۱۹)$$

$$C_{p,nf} = \frac{\varphi\rho_{np}C_{p,\,np} + \left(1-\varphi\right)\rho_f C_{p,f}}{\rho_{nf}} \quad (۲۰)$$

$$\frac{k_{nf}}{k_f} = \frac{k_{np} + \left(n-1\right)k_f - \left(n-1\right)\varphi\left(k_f - k_{np}\right)}{k_{np} + \left(n-1\right)k_f + \varphi\left(k_f - k_{np}\right)} \quad (۲۱)$$

[۱] Troshko-Hassan
[۲] Convective heat flux
[۳] Quenching heat flux
[۴] Evaporative heat flux
[۵] Non-equilibrium model

$$\frac{\mu_{nf}}{\mu_f}=\frac{1}{(1-\varphi)^{-2.5}} \qquad (۲۲)$$

به‌طوری‌که در رابطه(۲۴)، n ضریب شکل بوده و معادل $\frac{۳}{\psi}$ تعریف می‌شود، ψ ضریب کرویت بوده و در ذرات کاملا کروی برابر ۱ می‌باشد. رابطه(۲۵) نیز توسط برینکمن[۱] [۲۴] ارائه شده است.

خواص ترموفیزیکی اتانول خالص و نانو سیالات سیلیکا و آلومینا پایه اتانول با غلظت‌های حجمی مختلف در دمای اشباع $۷۲/۸۲^{\circ}C$ در جدول(۱) نشان‌داده شده است.

۳.۲. جوشش نانو سیالات

عامل بسیار مهمی که در تحلیل پدیده جوشش تأثیرگذار است، مکانیزم تشکیل و رشد حباب می‌باشد. روابط پیش‌فرض نرم‌افزار فلوئنت، چگالی مراکز هسته‌زایی را فراتر از واقعیت پیش‌بینی نموده و لذا مناسب تحلیل جوشش نانو سیالات نمی‌باشند و نیاز به‌تعریف پارامترهای جوشش براساس روابط تجربی احساس می‌گردد. با توجه به این موضوع که روابط موجود برای محاسبه چگالی مراکز هسته‌زایی و قطر جدایش حباب از زاویه تماس به‌عنوان معیار ترشوندگی سطح بهره می‌برند، جهت به‌دست‌آوردن پارامترهای جوشش، نیاز به مشخص نمودن زاویه تماس وجود دارد. برای محاسبه زاویه قطره نانوسیال از رابطه چینام و همکاران استفاده شده است[۲۷،۲۸]. آنها با بررسی آزمایشگاهی نانوذرات مختلف با ابعاد ۱۵ تا ۵۰ نانومتر، در درصدهای حجمی صفر تا شش درصد و در دماهای متفاوت رابطه(۲۶) را برای محاسبه تغییرات زاویه تماس ارائه نمودند:

$$\frac{\theta_{nf}}{\theta_f}=a_1\varphi^2+a_2\varphi+b_1\left(\frac{T}{T_0}\right)+c_1\left(\frac{d_p}{d_f}\right)+D \qquad (۲۳)$$

جدول۱.خواص ترموفیزیکی مواد استفاده شده در تحقیق حاضر[۲۶و۲۵].

نوع ماده	دانسیته (kg/m³)	ضریب هدایت حرارتی (W/m.K)	ظرفیت حرارتی (J/kg.K)	لزجت دینامیکی (Pa.s)
اتانول خالص	۷۴۱/۸	۰/۱۵۴	۲۸۷۵	۰/۰۰۱۲
نانوسیال آلومینا ٪۰/۱	۷۴۵/۰۲	۰/۱۵۴	۲۸۶۳/۸	۰/۰۰۱۱
نانوسیال آلومینا ٪۰/۳	۷۵۱/۴۸	۰/۱۵۵	۲۸۴۱/۵	۰/۰۰۱۱
نانوسیال سیلیکا ٪۰/۱	۷۴۳/۳۲	۰/۱۵۴	۲۸۶۸/۵	۰/۰۰۱۲
نانوسیال سیلیکا ٪۰/۳	۷۴۶.۳۸	۰/۱۵۵	۲۸۵۵/۵	۰/۰۰۱۱

۱ Brinkman

که دراین‌رابطه d_p قطر نانوذرات بوده و d_f نیز مطابق رابطه(۲۷) محاسبه می‌شود.

$$d_f=0.1\left(\frac{6M}{N\pi\rho}\right)^{\frac{1}{3}} \qquad (۲۷)$$

ثابت‌های موجود در رابطه(۲۶) در جدول(۲) ارائه شده است. در شبیه‌سازی حاضر، مقدار θ_f برابر $۷۱/۶^{\circ}$ درنظر گرفته شده است [۱۱]. d_f برابر ۰/۳۹ نانومتر و بنابراین θ_{nf} برابر $۵۸/۳۹^{\circ}$ خواهد شد که نشانگر زاویه تماس نانوسیال روی سطح صیقلی مسی می‌باشد. برای محاسبه چگالی مراکز هسته‌زایی در جوشش نانو سیالات، با توجه به رسوب ذرات روی سطح نیاز به دانستن زاویه تماس نانوسیال روی سطح رسوب کرده وجود دارد. با توجه به عدم موجود بودن زاویه تماس قطره نانوسیال روی سطح دارای رسوب و با درنظر گرفتن نتایج محققان دیگر از جمله ژانگ و ژاکوبی [۲۹]، زاویه تماس برای پیش‌بینی رفتار جوشش نانوسیال برابر $۱۷/۵^{\circ}$ درنظر گرفته شده است.

۴.۲. هندسه مسئله، شرایط مرزی و روش حل

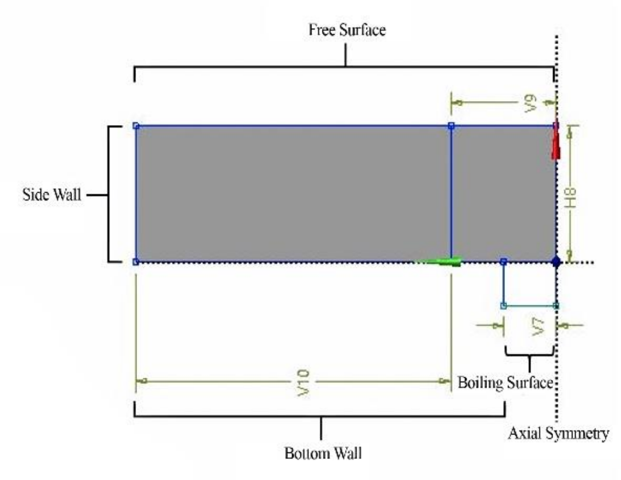
در تحقیق حاضر، انتقال حرارت جوشش استخری فیلمی برای اتانول خالص و نانو سیالات آلومینا و سیلیکا پایه اتانول درون یک محفظه استوانه‌ای به قطر ۲۰۰ میلی‌متر روی سطح جوشش دایروی مسی به قطر ۲۵ میلی‌متر بررسی شده است. باتوجه به‌روش انجام آزمایش تجربی که در آن محفظه با یک لیتر سیال پر شده است؛ لذا ارتفاع سیال درون محفظه استوانه‌ای برابر ۳۰ میلی‌متر محاسبه و در شبیه‌سازی استفاده شده است. مدل‌سازی در فشار ۸۶ کیلوپاسکال و دمای $۲۳^{\circ}C$ صورت‌پذیرفته است. شماتیک هندسه مسئله در شکل(۱) و ابعاد آن در جدول(۳) نشان‌داده‌شده‌اند.

جهت امکان مقایسه تأثیر استفاده از نانو سیالات آلومینا و سیلیکا پایه اتانول نسبت به اتانول خالص، ابتدا جوشش استخری فیلمی اتانول خالص با استفاده از نرم‌افزار انسیس فلوئنت شبیه‌سازی شده و جهت صحت‌سنجی مدل عددی، نتایج حاصل با مقادیر حاصل از آزمایش‌های تجربی مرجع [۱۱] و رابطه برنسون مقایسه شده‌اند. سپس شبیه‌سازی با ایجاد تغییر در چگالی مراکز هسته‌زایی فعال و مشخصات سیال جهت پیش‌بینی جوشش نانو سیالات تحقیق حاضر تکرار شده است.

این شبیه‌سازی عددی به‌روش دوفازی اویلری حجم محدود، غیر پایا و بر پایه

جدول۲. مقادیر ثوابت در رابطه چینام و همکاران.

ثابت	مقدار
a_1	۱۰/۵۱۹۴
a_2	-۴/۱۷۹۱۲
b_1	-۰/۰۰۲۵۲۳۸۸
c_1	-۰/۰۰۰۶۷۴۰۶۳
D	۰/۹۸۹۳۴۵



شکل۱. شماتیک هندسه تحقیق حاضر.

جدول۳. ابعاد هندسی تحقیق حاضر.

مقدار (mm)	نام پارامتر
۱۲/۵	$V7$
۲۵	$V9$
۷۵	$V10$
۳۰	$H8$

فشار انجام شده است. برای حل معادلات فشار، معادلات پیوستگی و مومنتم با الگوریتم کوپل حل شده‌اند. گسسته‌سازی میدان فشار با استفاده از روش نیروی جسمی وزن‌دار و گسسته‌سازی معادلات مومنتم و اغتشاش با روش بالادست مرتبه دو انجام شده است. گام‌های زمانی مسئله ۰/۰۰۱ ثانیه بوده و در هر گام زمانی، محاسبات ۱۰۰ مرتبه تکرار شده تا همگرایی جواب بادقت ۰/۰۰۰۱ حاصل گردد.

شرایط مرزی برای دیواره‌های مختلف با درنظرگرفتن آزمایش‌های تجربی مرجع [11] مطابق جدول(۴) درنظر گرفته شده‌اند.

به‌طورکلی فهرست تنظیمات استفاده شده در نرم‌افزار فلوئنت برای جوشش استخری فیلمی اتانول خالص و نانو سیالات آلومینا و سیلیکا پایه اتانول در جداول(۵) و (۶) ارائه شده‌اند.

۵.۲. شبکه‌بندی و بررسی استقلال از شبکه

پس از ترسیم هندسه، شبکه‌بندی توسط نرم‌افزار انسیس مشینگ انجام شده است. شبکه‌بندی به‌روش ساختاریافته غیریکنواخت مستطیلی انجام شده به‌نحوی‌که در نزدیکی سطح جوشش شبکه‌بندی ریزتر از نواحی دورتر از سطح حاصل شود، لذا در امتداد سطح جوشش شبکه هم‌اندازه بوده ولی در راستای عمودی با دورشدن از سطح جوشش، ابعاد شبکه بزرگ‌تر انتخاب شده است. شکل(۲) تصویری از شبکه‌بندی هندسه را نشان می‌دهد.

به‌منظور بررسی استقلال از شبکه و انتخاب سایز مناسب شبکه، مقادیر شار حرارتی در هشت شبکه‌بندی مختلف برای اختلاف دمای سوپرهیت دیواره ۲۲$^\circ C$ محاسبه شده و مورد مقایسه قرارگرفته است. با توجه به ساختاریافته بودن شبکه‌بندی، امکان تغییر تعداد تقسیمات روی سه سطح مختلف شامل سطح جوشش، امتداد سطح جوشش تا دیواره و امتداد عمود بر سطح جوشش

جدول۴. شرایط مرزی استفاده شده در شبیه‌سازی تحقیق حاضر.

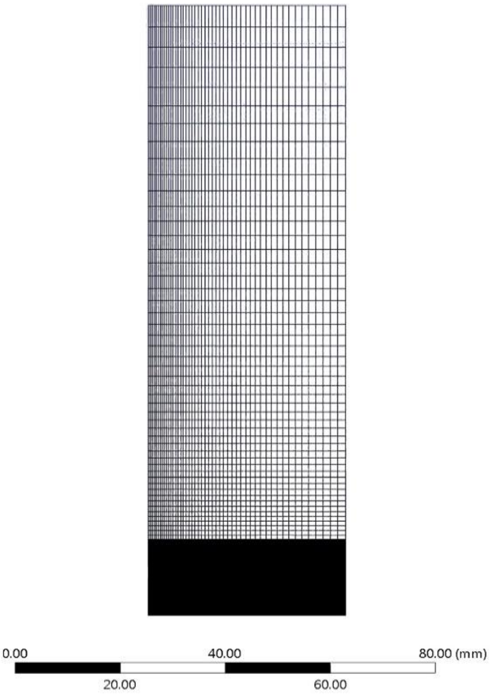
شرط مرزی	نوع مرز
دما ثابت	سطح جوشش
فشار ثابت	سطح آزاد
آدیاباتیک	دیواره‌های کناری و تحتانی
تقارن محوری	محور تقارن

جدول۵. روابط استفاده شده جهت محاسبه تبادل بین فازها.

نام رابطه استفاده شده	نوع تبادل بین فازی
Schiller-Naumann	نیروی پسا[۳۰]
Tomiyama	نیروی برآ[۳۱,۳۲]
Antal et al.	نیروی روان‌کاری دیواره[۳۳]
Lopez-de-bertodano	پراکندگی آشفتگی[۳۴]
Chen	ضریب انتقال حرارت[۲۱]

جدول۶. روابط استفاده شده جهت محاسبه مشخصات جوشش.

مشخصه جوشش	نام رابطه استفاده شده
قطر حباب هنگام ترک دیواره[۳۵]	Kocamustafaogullari-Ishii
فرکانس جدایی حباب از دیواره[۳۶]	Cole
دانسیته سایت هسته-زایی[۳۷,۳۸]	Lemmert-Chawla (برای اتانول) Li et al. (برای نانوسیال)
ضریب نفوذ سطح[۳۹]	Delvalla-Kenning



شکل۲. تصویری از شبکه‌بندی تحقیق حاضر.

تا سطح آزاد به‌صورت مستقل وجود دارد. تقسیم‌بندی سطح جوشش برحسب اندازه المان و روی دو سطح دیگر برحسب تعداد تقسیمات صورت‌گرفته است. شکل(۳) تغییرات شار حرارتی دیواره برحسب تعداد گره‌های شبکه را که با مرتب‌کردن شار حرارتی دیواره به‌صورت صعودی به‌دست آمده است، نشان می‌دهد.

دقت محاسبات به‌اندازه المان روی سطح افقی جوشش بستگی دارد زیرا اندازه المان بر انتقال حرارت ، دقت و پایداری حل عددی تأثیر می‌گذارد. فرآیند جوشش شامل، تغییر فاز سریع و انتقال حرارت بین سیال و سطح جامد است که به‌وضوح خوب سطح مشترک و گرادیان دما در نزدیکی دیوار نیاز دارد همچنین، در فرآیند جوشش ناحیه لایه مرزی حرارتی روی سطح جوشش دارای اهمیت می‌باشد. بنابراین، بین نتایج شبیه‌سازی برای ۸۹۷۶ گره تنها ۵٪ اختلاف با پاسخ به‌دست آمده برای ۲۲۸۲۶ گره وجود دارد، لذا تعداد ۸۹۷۶ گره به‌عنوان شبکه بهینه انتخاب شده است. نتایج حاصله در جدول(۷) ارائه شده است.

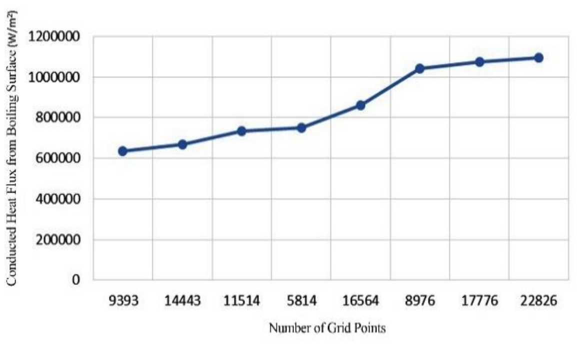
۳. نتایج و ارزیابی

۱.۳. جوشش استخری فیلمی اتانول خالص

پس از ورود مشخصات ترموفیزیکی اتانول خالص و بخار اتانول به‌عنوان فازهای اولیه و ثانویه و انجام تنظیمات نرم‌افزار، دما در بازه $۱۰۴°C$ تا $۳۲۰°C$ تغییر داده شد و مقادیر شار حرارتی منتقل شده از سطح جوشش استخراج گردید.

در شکل(۴) توزیع کسر حجمی یک ثانیه نخست شبیه‌سازی عددی نشان‌داده‌شده است. لایه‌ای از بخار پایدار روی سطح را پوشانده و جوشش فیلمی واقع شده است. پس از حباب‌زایی در روی صفحه با دمای بیشتر از دمای اشباع مایع اتانول، حباب‌های بسیاری که حاوی بخار اتانول با دما و فشار بیشتر از مایع اتانول اطراف آن است، تشکیل شده و نیروی شناوری باعث حرکت فیلم بخار به‌سمت بالا می‌گردد. در ناحیه جوشش فیلمی لایه‌ای از بخار پایدار بر-روی سطح گرم ایجاد می‌شود، لذا، مانع رسیدن مایع به سطح گرم می‌گردد. در این ناحیه با افزایش درجه حرارت سطح، انتقال حرارت تشعشعی از سطح به لایه بخار و مایع اهمیت پیدا می‌کند و با افزایش درجه حرارت، شار حرارتی افزایش می‌یابد.

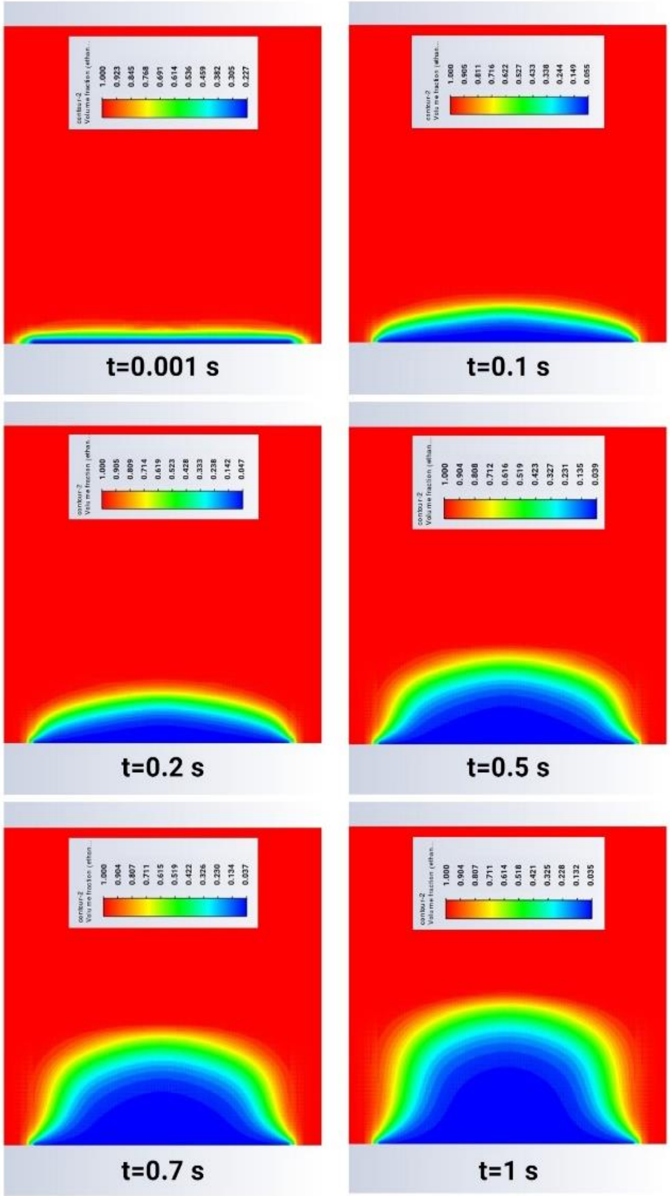
با استخراج میزان حرارت منتقل شده در دماهای مختلف و ترسیم نمودار شار حرارتی برحسب اختلاف دمای سوپرهیت سطح جوشش برای اتانول خالص،



شکل۳. شار حرارتی بر حسب تعداد نقاط شبکه.

جدول۷. نتایج شبیه‌سازی به‌ازای شبکه‌بندی‌های مختلف.

ردیف	اندازه المان روی سطح جوشش(mm)	تعداد نقاط شبکه	شار حرارتی دیواره (W/m^2)
۱	۰.۱	۲۲۸۲۶	۱۰۹۶۶۴۹
۲	۰.۱	۸۹۷۶	۱۰۴۲۷۹۵
۳	۰.۱	۱۷۷۷۶	۱۰۷۳۴۴۶
۴	۰.۳	۹۳۹۳	۶۳۴۴۶۶
۵	۰.۲	۵۸۱۴	۷۵۱۷۵۰
۶	۰.۲	۱۱۵۱۴	۷۳۵۷۰۱
۷	۰.۲	۱۶۵۶۴	۸۶۰۴۱۲
۸	۰.۳	۱۴۴۴۳	۶۶۹۰۶۶



شکل۴. کانتور بخش حجمی بخار در دمای سطح سوپرهیت $۳۱۱°C$ پس از گذشت ۱ ثانیه از آغاز جوشش.

امکان تحلیل رفتار سیال در خلال فرایند جوشش فیلمی میسر می‌گردد. این نمودار در شکل(۵) نشان‌داده‌شده است. با کاهش دمای سوپرهیت سطح جوشش، میزان شار حرارتی منتقل شده از دیواره کاهش می‌یابد و این کاهش تا حد کمینه ادامه یافته و پس از آن دچار افزایش می‌گردد و در این حالت نمودار وارد منطقه جوشش گذرا شده است.

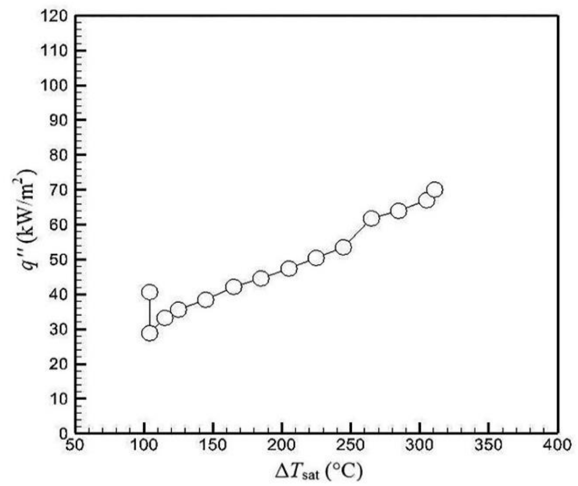
۲.۳. اعتبار سنجی نتایج

جهت اعتبار سنجی نتایج تحقیق حاضر، داده‌های عددی با نتایج آزمایش‌های تجربی گل‌کار و همکاران [۱۱] مقایسه گردیده است. شکل(۶) نمودار ضریب انتقال حرارت جوشش فیلمی اتانول خالص روی سطح دایروی صیقلی مسی را که با نتایج تجربی مرجع [۱۱] مقایسه شده، نشان می‌دهد. همان‌طور که مشاهده می‌شود، خطای نسبی ایجاد شده ۰/۸٪ می‌باشد. مقدار اختلاف درجه حرارت سوپرهیت شروع جوشش فیلمی برای اتانول خالص با استفاده از روابط برنسون و بدون درنظرگرفتن اثرات جنس سطح ۸۵/۶۴°C و با استفاده از رابطه هنری و درنظرگرفتن خواص ترموفیزیکی مس ۱۰۶/۶۵°C به‌دست آمده است. در مرجع [۱۱] مقدار اختلاف درجه حرارت سوپرهیت دیواره ۱۱۴/۰۶°C و در شبیه‌سازی عددی حاضر، مقدار اختلاف درجه حرارت سوپرهیت دیواره ۱۰۴/۵°C می‌باشد.

شکل(۷) نمودار شار حرارتی جوشش فیلمی اتانول خالص روی سطح دایروی صیقلی مسی را که با نتایج تجربی مرجع [۱۱] مقایسه شده، نشان می‌دهد. کمینه نمودار شار حرارتی که نشانگر نقطه MHF [۱] می‌باشد، در دمای سوپرهیت ۱۰۴/۵°C حاصل شده و مقدار شار حرارتی معادل این دما براب ۲۸/۹۹ (kW/m^2) محاسبه شده است. مقدار این شار در نتایج مرجع [۱۱]، ۲۸/۲ (kW/m^2) می‌باشد و بنابراین خطای نسبی ۵/۶۴% بین نتایج عددی و تجربی وجود دارد.

۳.۳. جوشش استخری فیلمی نانو سیالات

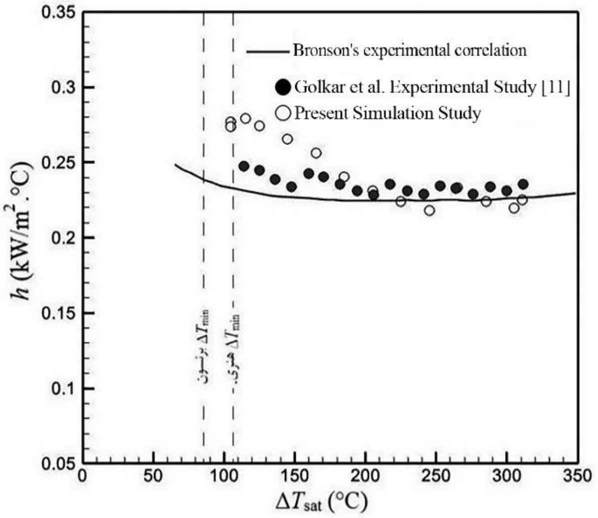
با توجه به پیش‌بینی صحیح مدل استفاده شده جهت شبیه‌سازی عددی سیال خالص، تغییرات لازم شامل ورود اطلاعات نانو سیالات آلومینا و سیلیکا پایه اتانول با درصدهای حجمی ۰/۱٪ و ۰/۳٪ و همچنین ورود تابع تعریف شده توسط کاربر جهت شبیه‌سازی جوشش نانو سیالات انجام گردید و مشخصات انتقال حرارت جوششی فیلمی مجدداً استخراج گردید. شکل‌های(۸) و (۹) تغییرات شار حرارتی بر حسب اختلاف دمای سوپرهیت دیواره را



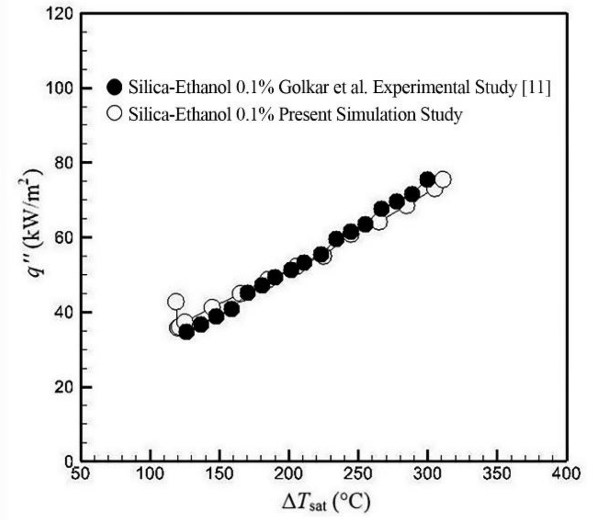
شکل۵. نمودار شار حرارتی جوشش فیلمی اتانول خالص روی سطح مسی صیقلی بر حسب اختلاف دمای سوپرهیت دیواره.

به‌ترتیب برای نانوسیال سیلیکا پایه اتانول با غلظت‌های حجمی ۰/۱٪ و ۰/۳٪ و مقایسه آن‌ها با نتایج تجربی را نشان می‌دهد.

همان‌طورکه در شکل۸ مشخص می‌باشد، کمینه نمودار شار حرارتی در دمای سوپرهیت ۱۲۰°C حاصل شده و مقدار شار حرارتی معادل این دما برابر ۳۵/۸۱ (kW/m^2) محاسبه شده است. همچنین، مقدار شار حرارتی کمینه در نتایج آزمایش‌های تجربی مرجع [۱۱] در دمای سوپرهیت ۱۲۶/۲۵ °C بوده و مقدار شار حرارتی معادل این دما ۳۴/۶۴ (kW/m^2) می‌باشد. با توجه به مقادیر گزارش شده در نتایج آزمایش تجربی مرجع [۱۱]، خطای نسبی شار حرارتی ۳/۵۵٪ است. طبق شکل۹ کمینه نمودار شار حرارتی



شکل۶. مقایسه نمودار ضریب انتقال حرارت جوشش فیلمی اتانول خالص

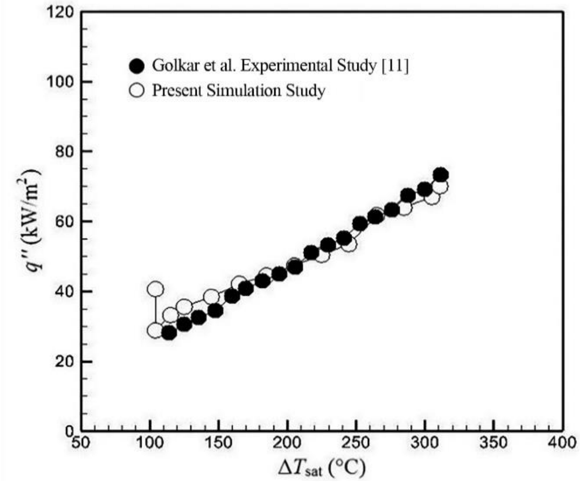


شکل۷. مقایسه نمودار شار حرارتی جوشش فیلمی اتانول خالص در شبیه‌سازی حاضر با نتایج تجربی مرجع [۱۱].

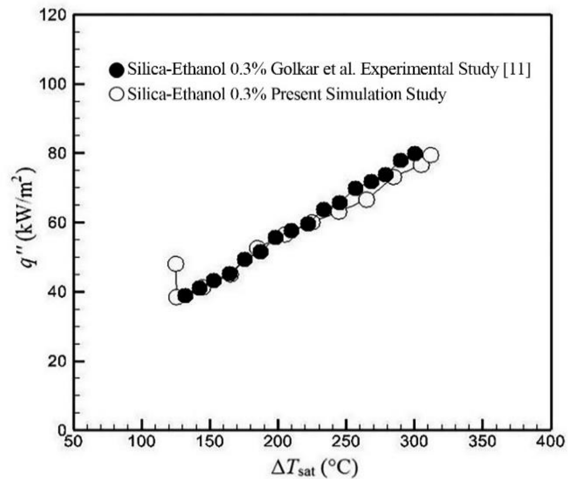
[۱] Minimum heat flux

در دمای سوپرهیت ۱۲۶/۳۵ $^{\circ}C$ حاصل شده و مقدار شار حرارتی معادل این دما برابر ۳۸/۳۱ (kW/m^2) محاسبه شده است. همچنین، مقدار شار حرارتی کمینه در نتایج آزمایش تجربی مرجع [۱۱] در دمای سوپرهیت ۱۳۲/۳ $^{\circ}C$ است و مقدار شار حرارتی معادل این دما ۳۸/۹۴ (kW/m^2) می‌باشد. با توجه به مقادیر گزارش شده در نتایج آزمایش تجربی مرجع [۱۱]، خطای نسبی شار حرارتی ۲/۷۱٪ است. در شکل(۱۰) منحنی ضریب انتقال حرارت جوشش فیلمی بر حسب اختلاف دمای سوپرهیت دیواره برای نانوسیال سیلیکا پایه اتانول با دو غلظت حجمی ۰/۱٪ و ۰/۳٪ و اتانول خالص روی سطح صیقلی مسی نشان داده شده است. همان‌گونه‌که در این شکل مشخص است، حضور نانوذرات سیلیکا در سیال پایه اتانول باعث بهبود ضریب انتقال حرارت جوشش فیلمی در مقایسه با اتانول خالص شده است. در جوشش روی سطح صیقلی مسی، بیشترین مقدار ضریب انتقال حرارت جوشش فیلمی برای نانوسیال سیلیکا پایه اتانول با غلظت‌های حجمی ۰/۱٪ و ۰/۳٪ به‌ترتیب ۰/۲۹ $(kW/m^2{}^{\circ}C)$ و ۰/۳ $(kW/m^2{}^{\circ}C)$ به‌دست آمده است.

شکل‌های(۱۱) و (۱۲) تغییرات شار حرارتی بر حسب اختلاف دمای سوپرهیت دیواره را به‌ترتیب برای نانوسیال آلومینا پایه اتانول با غلظت‌های حجمی ۰/۱٪ و ۰/۳٪ و مقایسه آن‌ها با نتایج تجربی را نشان می‌دهد.

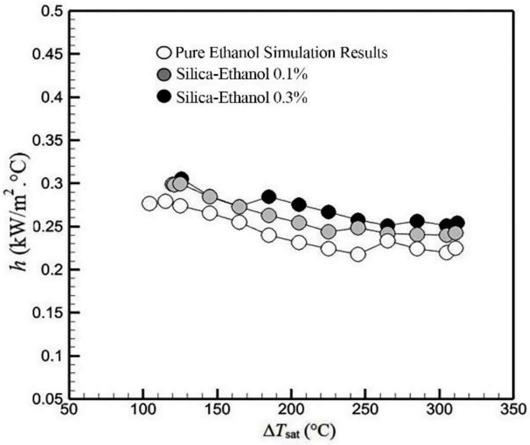


شکل۸. مقایسه منحنی شبیه‌سازی شار حرارتی جوشش فیلمی نانوسیال سیلیکا پایه اتانول با غلظت حجمی ۰/۱٪ با نتایج تجربی مرجع [۱۱].

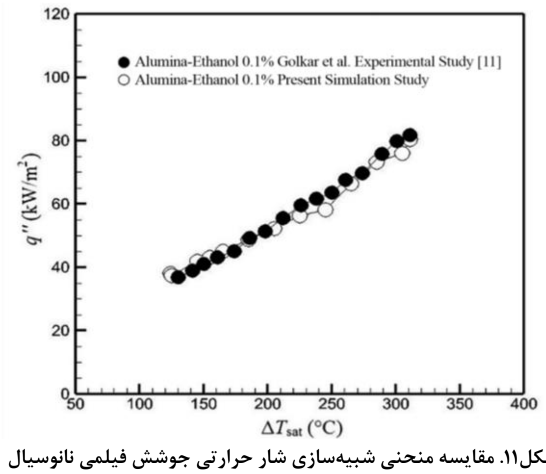


شکل۹. مقایسه منحنی شبیه‌سازی شارحرارتی جوشش فیلمی نانوسیال سیلیکا پایه اتانول با غلظت حجمی ۰/۳٪ با نتایج تجربی مرجع [۱۱].

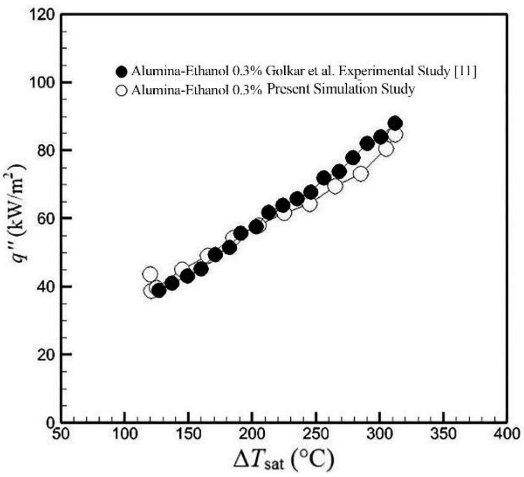
همان‌طورکه در شکل ۱۱ مشخص می‌باشد، کمینه نمودار شار حرارتی در دمای سوپرهیت ۱۲۴/۹ $^{\circ}C$ حاصل شده و مقدار شار حرارتی معادل این دما برابر ۳۷/۱۱ (kW/m^2) محاسبه شده است. همچنین، مقدار شار حرارتی کمینه در نتایج آزمایش‌های تجربی مرجع [۱۱] در دمای سوپرهیت ۱۳۰/۱۳ $^{\circ}C$ بوده و مقدار شار حرارتی معادل این دما (kW/m^2)



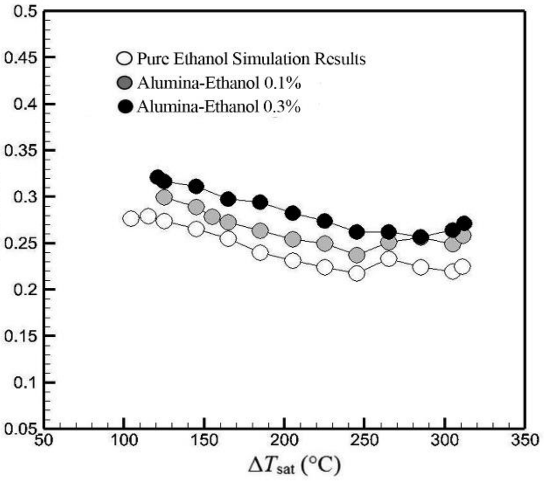
شکل۱۰. منحنی ضریب انتقال حرارت جوشش فیلمی بر حسب اختلاف دمای سوپرهیت دیواره برای نانوسیال سیلیکا پایه اتانول با غلظت های حجمی مختلف روی سطح صیقلی مسی.



شکل۱۱. مقایسه منحنی شبیه‌سازی شار حرارتی جوشش فیلمی نانوسیال آلومینا پایه اتانول با غلظت حجمی ۰/۱٪ با نتایج تجربی مرجع [۱۱].



شکل۱۲. مقایسه منحنی شبیه‌سازی شار حرارتی جوشش فیلمی نانوسیال آلومینا پایه اتانول با غلظت حجمی ۰/۳٪ با نتایج تجربی مرجع [۱۱].



شکل۱۳. منحنی ضریب انتقال حرارت جوشش فیلمی بر حسب اختلاف دمای سوپرهیت دیواره برای نانوسیال آلومینا پایه اتانول با غلظت های حجمی مختلف روی سطح صیقلی مسی.

۳۶/۷۹ می‌باشد. با توجه به مقادیر گزارش شده در نتایج آزمایش تجربی مرجع [۱۱]، خطای نسبی شار حرارتی ۳/۴۴٪ است.

همان‌طورکه در شکل۱۲ مشخص می‌باشد، کمینه نمودار شار حرارتی در دمای سوپرهیت $۱۲۰/۸^{\circ}C$ حاصل شده و مقدار شار حرارتی معادل این دما برابر ۳۸/۸۴ $\left(kW/m^{۲}\right)$ محاسبه شده است. همچنین، مقدار شار حرارتی کمینه در نتایج آزمایشات تجربی مرجع [۱۱] در دمای سوپرهیت $۱۲۶/۹^{\circ}C$ بوده و مقدار شار حرارتی معادل این دما

۳۸/۹۷ $\left(kW/m^{۲}\right)$ می‌باشد. با توجه به مقادیر گزارش شده در نتایج آزمایش تجربی مرجع [۱۱]، خطای نسبی شار حرارتی ۴/۸۱٪ است.

در شکل(۱۳) منحنی ضریب انتقال حرارت جوشش فیلمی بر حسب اختلاف دمای سوپرهیت دیواره برای نانوسیال آلومینا پایه اتانول با دو غلظت حجمی ۰/۱٪، ۰/۳٪ و اتانول خالص روی سطح صیقلی مسی نشان‌داده‌شده است.

همان‌گونه که در این شکل مشخص است، حضور نانوذرات آلومینا در سیال پایه اتانول باعث بهبود ضریب انتقال حرارت جوشش فیلمی در مقایسه با اتانول خالص شده است. در جوشش روی سطح صیقلی مسی، بیشترین مقدار ضریب انتقال حرارت جوشش فیلمی برای نانوسیال آلومینا پایه اتانول با غلظت‌های حجمی ۰/۱٪ و ۰/۳٪ به‌ترتیب ۰/۲۹ $\left(kW/m^{۲}{}^{\circ}C\right)$ و $\left(kW/m^{۲}{}^{\circ}C\right)$ ۰/۳۲ به‌دست آمده است.

همان‌طور که در جدول(۸) مشخص است، با حضور نانو سیالات مقدار ضریب انتقال حرارت جوشش فیلمی نسبت به‌حالت پایه افزایش یافته‌است. میزان افزایش شار حرارتی مینیمم و ضریب انتقال حرارت جوشش فیلمی برای نانو سیالات آلومینا و سیلیکا با پایۀ اتانول روی سطح صیقلی، نسبت به‌حالت پایه ارائه شده است .

۴. نتیجه‌گیری و جمع‌بندی

در این تحقیق، جوشش فیلمی اتانول خالص با کمک نرم‌افزار انسیس فلوئنت شبیه‌سازی شد و شار حرارتی در دماهای مختلف این ناحیه استخراج گردید.

جدول۸. میزان بهبود مشخصه‌های جوشش فیلمی برای نانو سیالات آلومینا، سیلیکا و اکسید تیتانیم با پایۀ اتانول نسبت به حالت پایه.

سیال کاری	میزان افزایش شار حرارتی مینیمم	میزان افزایش ضریب انتقال حرارت جوشش فیلمی
اتانول خالص	حالت پایه	حالت پایه
نانوسیال سیلیکا - اتانول با غلظت ۰/۱٪	+%۲۳ / ۵۲	+%۸ / ۱۲
نانوسیال سیلیکا - اتانول با غلظت ۰/۳٪	+%۳۲ / ۱۴	+%۹ / ۹۵
نانوسیال آلومینا - اتانول با غلظت ۰/۱٪	+%۲۷ / ۹۷	+%۷ / ۶۲
نانوسیال آلومینا - اتانول با غلظت ۰/۳٪	+%۳۳ / ۹۷	+%۱۶ / ۴۹

با مقایسه انجام شده با نتایج آزمایش‌های تجربی مشابه مرجع [۱۱]، تطابق قابل‌قبولی بین نتایج مشاهده گردید. پس از آن با تغییر مشخصات سیال و تغییر چگالی سایت‌های هسته‌زایی با فرض زاویه قطره نانوسیال روی سطح نشست یافته برابر $۱۷/۵^{\circ}$، رفتار نانو سیالات سیلیکا و آلومینا پایه اتانول با غلظت‌های حجمی ۰/۱٪ و ۰/۳٪ شبیه‌سازی گشته و ویژگی‌های انتقال حرارت در ناحیه جوشش فیلمی پیش‌بینی گردید.

نتایج تحقیق حاضر نشان داد که از منظر شار حرارتی مینیمم، حضور نانو سیالات، میزان شار حرارتی مینیمم را افزایش داده است. همچنین، در جوشش فیلمی نانو سیالات، با آب‌دوست‌تر شدن سطح، اختلاف دمای سوپرهیت مینیمم جوشش فیلمی نانو سیالات نسبت به سیال پایه افزایش‌یافته و شار حرارتی مینیمم در دماهای سوپرهیت بالاتری واقع شده است. در واقع، به تعویق افتادن وقوع جوشش فیلمی در جوشش نانو سیالات، باعث شده که مقدار شار حرارتی مینیمم نسبت به سیال پایه افزایش یابد. قابلیت حرکت براونی نانوذرات در سیال و اتصال زنجیرهای نانوذرات معلق در سیال از سطح جوشش تا سطح آزاد سیال در جوشش فیلمی یکی از دلایل مهم افزایش نرخ انتقال حرارت است.

از منظر ضریب انتقال حرارت جوشش فیلمی، حضور نانو سیالات میزان این ضریب را افزایش داده است. وقوع جوشش فیلمی در درجه حرارت‌های بالا باعث شده که یک‌لایه بخار پایدار روی سطح جوشش تشکیل شود و تماسی بین مایع و سطح جامد وجود نداشته باشد. در واقع، عدم تماس مستقیم جامد - مایع در جوشش فیلمی، باعث می‌شود که سایت‌های هسته‌زایی توسط قطرات مایع پر و غیرفعال نشوند. به همین دلیل در جوشش فیلمی، آب‌دوست‌تر شدن سطح اثرات مخرب قابل‌توجهی روی فرایند حباب‌سازی ندارد. در نتیجه، عامل بهبود خواص حرارتی نانو سیالات می‌تواند بر عامل مخرب غیرفعال‌شدن سایت‌های هسته‌زایی غلبه کند، به‌طوری‌که برای نانو سیالات آلومینا و سیلیکا پایه اتانول در هردو غلظت مورد بررسی، ضریب انتقال حرارت جوشش فیلمی در مقایسه با اتانول خالص افزایش یافته است.

۵. فهرست علائم

h	آنتالپی
f	تابع پسا
S	ترم چشمه
M	جرم مولی آب
N_w	چگالی مراکز هسته زایی
Q_{pq}	حرارت مبادله شده بین فازها
$\dot{m}$	دبی جرمی
T_{sat}	دمای اشباع
T_0	دمای پایه برابر ۲۷۳ کلوین
T_{sup}	دمای سوپرهیت
T	دمای سیال
t	زمان
V	سرعت
u	سرعت
A_i	سطح تماس دوفاز
g	شتاب گرانشی
h	ضریب انتقال حرارت جابه‌جایی
C_l	ضریب برآ
C_D	ضریب پسا
Kpq	ضریب تبادل فازها
a_1	ضریب ثابت
a_2	ضریب ثابت
b_1	ضریب ثابت
c_1	ضریب ثابت
C_{wl}	ضریب روان‌کاری
n	ضریب شکل
k	ضریب هدایت حرارتی
C_p	ظرفیت حرارتی
N	عدد آووگادرو
Re	عدد رینولدز
Nu	عدد ناسلت
p	فشار
d_p	قطر حباب
S_q	منبع ایجاد حرارت یا آنتالپی
F	نیرو

علائم یونانی

Π_{kq}	پارامتر تأثیر فاز پراکنده روی فاز پیوسته
$\Pi_{\varepsilon q}$	پارامتر تأثیر فاز پراکنده روی فاز پیوسته
$\bar{\bar{\tau}}$	تانسور تنش کرنش
ρ	دانسیته
φ	درصد حجمی ذرات
θ	زاویه قطره
τ_p	زمان ماند ذرات
λ	لزجت برشی
μ	لزجت دینامیکی
α	متوسط جزء گازی

زیرنویس‌ها

w	دیوار
wl	روان‌کاری دیوار
f	سیال
q	فاز
p	فاز / نانوذره
np	نانوذرات
nf	نانوسیال

References - منابع

1. Salehi, H. and Hormozi, F., 2018. Numerical study of silica-water based nanofluid nucleate pool boiling by two-phase Eulerian scheme, *Heat and Mass Transfer*, *54*, pp. 773-784. https://doi.org/10.1007/s00231-017-2146-9

2. Li, X., Li, K., Tu, J. and Buongiorno, J., 2014. On two-fluid modeling of nucleate boiling of dilute nanofluids. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *69*, pp.443-450.

3. Li, X., Yuan, Y. and Tu, J., 2015. A theoretical model for nucleate boiling of nanofluids considering the nanoparticle Brownian motion in liquid microlayer. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *91*, pp.467-476.

4. Li, X., Yuan, Y. and Tu, J., 2015. A parametric study of the heat flux partitioning model for nucleate boiling of nanofluids. *International Journal of Thermal Sciences*, *98*, pp.42-50.

5. Hu, Y., Liu, Z. and He, Y., 2018. Effects of SiO2 nanoparticles on pool boiling heat transfer characteristics of water based nanofluids in a cylindrical vessel. *Powder Technology*, *327*, pp.79-88.

6. Rostamian, F. and Etesami, N., 2018. Pool boiling characteristics of silica/water nanofluid and variation of heater surface roughness in domain of time. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, *95*, pp.98-105.

7. Aizzat, M., Sulaiman, M., Enoki, K. and Okawa, T., 2019. Heat transfer coefficient of nucleate boiling in low concentration level of single and hybrid Al2O3-SiO2 water-based nanofluids. In: IOP Conference

Series: Materials Science and Engineering, *469*(1), p.012109. IOP Publishing. https://doi.org/10.1088/1757-899X/469/1/012109

8. Akbari, A., Alavi Fazel, S.A., Maghsoodi, S. and Kootenaei, A.S., 2019. Pool boiling heat transfer characteristics of graphene-based aqueous nanofluids. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, *135*(1), pp.697-711. https://doi.org/10.1007/s10973-018-7182-2

9. Sarafraz, M., Pourmehran, O., Yang, B., Arjomandi, M. and Ellahi, R., 2020. Pool boiling heat transfer characteristics of iron oxide nano-suspension under constant magnetic field. *International Journal of Thermal Sciences*,*147*,p.106131. https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2019.11.030

10. Modi, M., Kangude, P. and Srivastava, A., 2020. Performance evaluation of alumina nanofluids and nanoparticles-deposited surface on nucleate pool boiling phenomena. *International Journal of Heat and Mass Transfer*,*146*,p.118833. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.118833

11. Golkar, S.H., Khayat, Zareh, M., 2021. Nucleate and film boiling performance of ethanol-based nanofluids on horizontal flat plate: an experimental investigation. *International Journal of Thermophysics*, *42*(4), pp.1-28. https://doi.org/10.1007/s10765-021-02805-0

12. Gupta, R.R., Bhambi, S. and Agarwal, V., 2019. CFD modeling for nucleate pool boiling of nanofluids. *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications*, *75*(6), pp.402-412. [Online]. https://doi.org/10.1080/10407782.2019.1591863

13. Gobinath, N., Venugopal, T., Palani, K. and Samuel, A.A., 2018. Numerical modelling of thermophoresis in water-alumina nanofluid under pool boiling conditions. *International Journal of Thermal Sciences*, *129*, pp.1-13. https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2018.02.025

14. Mao, S.-F., Ji, W.-T., Chong, G.-H., Zhao, C.-Y., Zhang, H. and Tao, W.-Q., 2019. Numerical investigation on the nucleate pool boiling heat transfer of R134a outside the plain tube. *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications*, *76*(11),pp.889-908. https://doi.org/10.1080/02626667.2018.1560449

15. Kamel, M.S., Al-agha, M.S., Lezsovits, F. and Mahian, O., 2020. Simulation of pool boiling of nanofluids by using Eulerian multiphase model. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*,*142*,pp.493-505. https://doi.org/10.1007/s10973-019-09180-x

16. Alimoradi, H., Zaboli, S. and Shams, M., 2022. Numerical simulation of surface vibration effects on improvement of pool boiling heat transfer characteristics of nanofluid. *Korean Journal of Chemical Engineering*, *39*(1), pp.69-85. https://doi.org/10.1007/s11814-021-0895-0

17. Zaboli, S., Alimoradi, H. and Shams, M., 2022. Numerical investigation on improvement in pool boiling heat transfer characteristics using different nanofluid concentrations. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, *147*(19), pp.10659-10676. https://doi.org/10.1007/s10973-022-11272-0

18. Majdi, H.S., Hussein, H.M.A., Habeeb, L.J. and Zivkovic, D., 2022. Pool boiling simulation of two nanofluids at multi concentrations in enclosure with different shapes of fins. *Materials Today: Proceedings*, *60*, pp.2043-2063.

19. Kamel, M.S., Albdoor, A.K., Nghaimesh, S.J. and Houshi, M.N., 2022. Numerical Study on Pool Boiling of Hybrid Nanofluids Using RPI Model. *Fluids*,*7*(6),p.187. https://doi.org/10.3390/fluids7060187

20. Braz Filho, F.A., Fortes, M.A. and Ribeiro, G.B., 2023. Comparison of interfacial heat transfer correlations for high-pressure subcooled boiling flows via CFD two-fluid model. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *166*, p.121051.

21. Chen, Y.M. and Mayinger, F., 1992. Measurement of heat transfer at the phase interface of condensing bubbles. *International Journal of Multiphase Flow*, *18*(6), pp.877-89. https://doi.org/10.1016/0301-9322(92)90007-7

22. Mortezazadeh, R., Aminfar, H. and Mohammadpourfard, M., 2017. Eulerian–Eulerian simulation of non-uniform magnetic field effects on the ferrofluid nucleate pool boiling. *Journal of Engineering Thermophysics*, *26*,pp.580-597. https://doi.org/10.1134/S1810232817040129

23. Hamilton, R.L. and Crosser, O.K., 1962. Thermal conductivity of heterogeneous two-component systems. *Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals*, *1*, pp.187-191. https://doi.org/10.1021/i160003a005

24. Brinkman, H.C., 1952. The viscosity of concentrated suspensions and solutions. *The Journal of Chemical Physics*, *20*(4), p.571. https://doi.org/10.1063/1.1700493

25. Sobamowo, M. G., Alozie, S. I., Yinusa, A. A., Adedibu, A. O., Salami, M. O. and Kehinde, O., 2019. Numerical Investigations of Effects of Lorentz Force and Hydrodynamic Slip on the Flow Characteristics of an Upper-Convected Maxwell Viscoelastic Nanofluid in a Permeable Channel Embedded in a Porous Medium. *International Journal of Thermal Energy and Applications*, *1*(2), 28-41.

26. Haynes, W. M. (Ed.)., 2014. CRC handbook of chemistry and physics. CRC press.

27. Chinnam, J., Das, D., Vajjha, R. and Satti, J., 2015. Measurements of the contact angle of nanofluids and development of a new correlation. *International Communications in Heat and Mass Transfer, 62*, pp.1-12. https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2015.02.01

28. Ham, J. and Cho, H., 2016. Theoretical analysis of pool boiling characteristics of Al2O3 nanofluid according to volume concentration and nanoparticle size. *Applied Thermal Engineering*,*108*,pp.158-171. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2016.07.032

29. Zhang, F. and Jacobi, A.M., 2016. Aluminum surface wettability changes by pool boiling of nanofluids. *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*, *506*, pp.438-444

30. Schiller, L. and Naumann, Z.Z., 1935. *Ver. Deutsch. Ing.*, *77*, pp.318-321.

31. Tomiyama, A., 1998. Struggle with computational bubble dynamics. In: *Third International Conference on Multiphase Flow,* 8-12 June 1998, Lyon, France.

32. Frank, Th., Shi, J.M. and Burns, A.D., 2004. *Validation of Eulerian Multiphase Flow Models for Nuclear Safety Applications*. Third International Symposium on Two-Phase Flow Modeling and Experimentation, Pisa, Italy, September 22-24.

33. Antal, S.P., Lahey, R.T. and Flaherty, J.E., 1991. Analysis of phase distribution in fully developed laminar bubbly two-phase flow. *International Journal of Multiphase Flow*, *17*, pp. 635-652. https://doi.org/10.1016/0301-9322(91)90039-4

34. Lopez de Bertodano, M., 1991. *Turbulent Bubbly Flow in a Triangular Duct*. Ph.D. Thesis. Rensselaer Polytechnic Institute, Troy, New York.

35. Kocamustafaogullari, G., Huang, W. and Razi, J., 1994. *Measurement and modeling of average void fraction, bubble size and interfacial area*. Nuclear Engineering and Design, *148*, pp. 437-453. https://doi.org/10.1016/0029-5493(94)90012-4

36. Cole, R., 1960. A photographic study of pool boiling in the region of the critical heat flux. *AIChE Journal*, *6*(4), pp. 533-53. [Online]. https://doi.org/10.1002/aic.690060409.

37. Lemmert, M. and Chawla, J., 1977. Influence of flow velocity on surface boiling heat transfer coefficient. *Heat Transfer in Boiling*, pp. 237-247.

38. Li, X., Li, K., Tu, J. and Buongiorno, J., 2014. On two-fluid modeling of nucleate boiling of dilute nanofluids. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *69*, pp. 443-450. [Online]. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2013.10.038

39. Del Valle, V.H. and Kenning, D., 1985. Subcooled flow boiling at high heat flux. *International Journal of Heat and Mass Transfer*,*28*(10),pp.1907-1920. https://doi.org/10.1016/0017-9310(85)90003-9.

مهندسی مکانیک شریف، (پاییز ۱۴۰۳)
دوره ی ۴۰، شماره ی ۲، صص.۳۸-۵۱ ، (پژوهشی)

Original Article

عیب‌یابی هوشمند خرابی یاتاقان غلتشی در شرایط کاری متغیر با عصبی پیچشی برمبنای سیگنال‌های حوزه زمان و فرکانس

علی فراهانی (دانشجوی کارشناسی ارشد)
علی داودآبادی (دانشجوی دکتری)
سمیه محمدی (استادیار)
مهدی بهزاد *(استاد)
آزمایشگاه پایش وضعیت، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی شریف، تهران، ایران

تشخیص هوشمند عیوب یاتاقان غلتشی امری بسیار مهم در زمینه پایش وضعیت تجهیزات دوار است. تشخیص زودهنگام عیب‌ها جهت نگهداری و برنامه‌ریزی در واحدهای صنعتی ارزش اقتصادی بسیاری دارد. استفاده از الگوریتم‌های سنتی تشخیص هوشمند، متشکل از دو بخش استخراج ویژگی و دسته‌بندی، زمان‌بر و نیازمند تجربه کارشناسان این حوزه برای استخراج مشخصه‌های مناسب هستند. شبکه عصبی پیچشی در مقایسه با روش‌های سنتی، می‌تواند با دقت بالا، حجم وسیعی از اطلاعات را پردازش و ویژگی‌ها را به‌طور خودکار از سیگنال ارتعاشی استخراج کند. به همین سبب در این پژوهش سعی می‌شود با استفاده از این روش، علاوه بر تعیین سلامت یا خرابی یاتاقان غلتشی، نوع عیوب در صورت تشخیص خرابی شناسایی گردد. در این راستا از یک شبکه عصبی پیچشی ساده و کم عمق برای بررسی سه عیب متداول یاتاقان غلتشی استفاده می‌شود. به‌منظور یافتن بهترین دقت و کارایی شبکه از ورودی‌های مختلف از جمله سیگنال زمانی، طیف فرکانسی و انولوپ سیگنال استفاده و نتایج آنها با یکدیگر مقایسه می‌گردد. برای پیاده سازی و ارزیابی الگوریتم‌ها، یک ستاپ آزمایشگاهی طراحی و ساخته شده است و با ایجاد خرابی‌های مصنوعی روی یاتاقان‌ها، تست‌های آزمایشگاهی در چهار وضعیت سالم، خرابی رینگ داخلی، خرابی رینگ خارجی و خرابی ساچمه در ۳۶ شرایط کاری مختلف (۹ سرعت دورانی متفاوت و در هر سرعت با ۴ حالت بارگذاری) انجام گردیده است. نتایج حاصله نشان می‌دهد که دقت و کارایی مدل در تشخیص وجود و نوع عیب یاتاقان غلتشی در حالتی که ورودی آن طیف فرکانسی است، بیشتر از دو ورودی دیگر و برابر ۹۵ درصد می‌باشد.

واژگان کلیدی: پایش وضعیت، عیب‌یابی هوشمند، شبکه عصبی پیچشی، یاتاقان غلتشی، شرایط کاری متغیر، آنالیز ارتعاشات.

alifarahani.16@gmail.com
davoodabadi110@gmail.com
somaye.mohammadi@sharif.edu
m_behzad@sharif.edu

۱. مقدمه

خرابی یاتاقان‌های غلتشی یکی از مهم‌ترین دلایل خرابی ماشین‌های دوار است [۱]. از این رو توسعه یک مدل هوشمند برای تشخیص زودهنگام عیب یاتاقان‌ها می‌تواند بسیار حائز اهمیت باشد. با فراگیر شدن روزافزون روش‌های پایش وضعیت در صنعت و تلاش برای کاهش هزینه‌ها از طریق کاهش خرابی و کاهش تعداد توقفات پیش‌بینی نشده خط تولید، صاحبان صنایع و متخصصین به جمع‌آوری داده از وضعیت سلامت ماشین‌آلات، برای شناسایی و پیش‌بینی خرابی‌های احتمالی روی آورده‌اند. به همین دلیل ارائه راه‌های ساده و سریع جهت تحلیل حجم عظیمی از داده‌ها برای عیب‌یابی، بیش از پیش احساس می‌شود. تا به امروز روش‌ها و مدل‌های متعددی برای این منظور توسط محققین و پژوهشگران ابداع و معرفی شده است. یکی از این روش‌ها استفاده از الگوریتم‌های هوشمند یادگیری عمیق می‌باشد. این الگوریتم‌ها دقت و سرعت بالایی در تحلیل داده‌های حجیم دارند. در این پژوهش با استفاده از یک شبکه عصبی پیچشی[۱] به بررسی و مقایسه طیف‌های زمانی و فرکانسی سیگنال‌های ارتعاشی بدست آمده از یک یاتاقان غلتشی خودتنظیم به‌کار رفته در ستاپ آزمایشگاهی در شرایط کاری متغیر پرداخته می‌شود.

هدف این مقاله، بررسی و مقایسه عملکرد مدل شبکه عصبی پیچشی با انواع ورودی‌های مختلف شامل سیگنال‌های زمانی، طیف فرکانسی[۲] و انولوپ سیگنال[۳] جهت عیب‌یابی یاتاقان‌های غلتشی است. هدف از عیب‌یابی در اصل شناسایی الگوی خرابی برای عیوب مختلف است، که هریک منجر به طیف ارتعاشی متفاوتی می‌شوند و در نتیجه آن، تحلیل سیگنال ارتعاشی امکان بررسی وضعیت سلامت یاتاقان و عیب‌یابی آن‌را فراهم می‌سازد. عیب‌یابی یاتاقان‌ها با پردازش سیگنال‌های ارتعاشی دریافت شده از سنسورها توسط شبکه‌های عصبی پیچشی، که توانایی بالایی در پردازش تصویر دارند می‌تواند مفید واقع شود. وجه تمایز این شبکه‌ها این است که می‌تواند به‌طور خودکار ویژگی‌ها را از سیگنال‌ها و تصاویر استخراج کند. این شبکه‌ها برای جلوگیری از بیش‌برازش به داده‌های آموزشی بیشتری نسبت به الگوریتم‌های معمولی

*نویسنده مسئول
تاریخ دریافت: ۱۴۰۲/۰۸/۲۰، تاریخ اصلاحیه: ۱۴۰۳/۰۱/۲۳، تاریخ پذیرش: ۱۴۰۳/۰۱/۱۹.

استناد به این مقاله:
فراهانی، علی، داودآبادی، علی، محمدی، سمیه، و بهزاد، مهدی، ۱۴۰۳. عیب‌یابی هوشمند خرابی یاتاقان غلتشی در شرایط کاری متغیر با شبکه عصبی پیچشی برمبنای سیگنال‌های حوزه زمان و فرکانس، مهندسی مکانیک شریف، ۴۰(۲)، صص. ۳۸-۵۱. DOI:10.24200/j40.2024.63396.1697

۱ Convolutional Neural Network (CNN)
۲ Frequency Spectrum
۳ Envelope

نیاز دارند. دو ویژگی اصلی این نوع شبکه‌ها، اشتراک وزن[۱] و ادغام فضایی[۲] است که آن را برای کاربردهای بینایی ماشین، که ورودی‌های آنها معمولاً داده‌های دوبعدی هستند، بسیار مناسب می‌کند، که البته برای پردازش زبان‌های طبیعی و تشخیص گفتار که ورودی‌های آنها یک بعدی است، نیز استفاده شده است [۲ و ۳].

به‌دلیل توانایی‌های بالای شبکه‌های عصبی پیچشی، بسیاری از پژوهشگران به‌دنبال نوآوری در این بخش و ایجاد ساختارهای جدید جهت بالا بردن دقت و سرعت هستند، برخی به‌دنبال استفاده از تبدیل‌های مختلف جهت اعمال روی داده‌های ورودی و نوآوری در نوع داده‌های مورد استفاده در شبکه بوده‌اند و عده‌ای نیز هر دو بخش را مورد توجه قرار داده‌اند. در پژوهشی سانگ و همکاران [۴] یک شبکه عصبی پیچشی با کرنل‌های گسترده پیشنهاد کردند که از داده‌های یک بعدی به‌عنوان ورودی استفاده می‌کند. مدل آنها مقاومت خوبی در برابر نویز از خود نشان داده است. چن و همکاران[۵] یک شبکه عصبی پیچشی multi-scale همراه با یک مدل LSTM[۳] را پیشنهاد دادند که از سیگنال ارتعاشی خام به‌عنوان ورودی استفاده کرده است. فنگ و همکاران [۶] یک روش تشخیص عیب را پیشنهاد کردند که از تصویر طیف تبدیل فوریه سریع[۴] به‌عنوان ورودی شبکه عصبی عمیق استفاده می‌کرد. در پژوهشی دیگر، ژو و همکاران [۷] یک روش جدید تشخیص خطای یاتاقان غلتشی مبتنی بر شبکه‌ی عصبی پیچشی و یادگیری گروهی جنگل تصادفی[۵] ارائه نمودند که از سیگنال‌های ارتعاشی حوزه زمان استفاده می‌کند که به تصاویر سیاه و سفید دو بعدی به‌عنوان ورودی تبدیل می‌شوند. پژوهش‌های دیگری نیز با رویکرد نوآوری در ساختار شبکه صورت گرفته است [۸-۱۲]. در پژوهش دیگری، ونگ و همکاران [۱۳] از شبکه عصبی پیچشی و با گرفتن تبدیل فوریه کوتاه مدت[۶] از سیگنال ارتعاشی به‌عنوان داده ورودی استفاده کرده‌اند و در کار مشابهی فام و همکاران [۱۴] با استفاده از شبکه عصبی پیچشی و تبدیل فوریه کوتاه مدت به عیب‌یابی یاتاقان در دورهای متغیر شفت پرداخته‌اند. ژانگ و همکاران [۱۵] یک مدل شبکه‌ی عصبی پیچشی دو لایه برای تشخیص عیوب یاتاقان‌ها با تعداد زیادی داده آموزشی پیشنهاد کرد. به این صورت که ابتدا داده‌ها، با تبدیل فوریه سریع پردازش می‌شوند، سپس از خودرمزنگار برای آموزش لایه به لایه و بدون نظارت استفاده می‌گردد و در نهایت، آموزش نظارت شده انجام می‌شود. پژوهش‌های دیگری نیز در این حوزه با رویکردهای نوآوری در مدل و داده‌های ورودی صورت گرفته است [۱۶-۱۸]. در دسته‌ی آخر پژوهش‌ها، یوآن و همکاران [۱۹] از تبدیل هیلبرت-هوانگ[۷] روی داده‌های ورودی استفاده کردند و تصاویر زمان-فرکانس را به شبکه عصبی پیچشی دادند. ورسیتریت و همکاران [۲۰] علاوه بر تبدیل هیلبرت-هوانگ از تبدیل فوریه کوتاه مدت و تبدیل موجک[۸] نیز استفاده کرده‌اند. در پژوهش دیگری، پاندهاری و همکاران [۲۱] از سیگنال حوزه زمان، طیف فرکانسی و انولوپ به‌عنوان ورودی شبکه استفاده کرده و خرابی طبیعی یاتاقان را مورد بررسی قرار داده‌اند. پژوهش‌های دیگری نیز با این مضمون و با رویکرد نوآوری در نوع داده صورت گرفته است [۲۲-۲۶].

در پژوهش حاضر، با ایجاد خرابی‌های مصنوعی روی یاتاقان و بررسی چهار وضعیت سالم، خرابی رینگ داخلی، خرابی رینگ خارجی و خرابی ساچمه در ۳۶ شرایط کاری مختلف (۹ سرعت دورانی متفاوت و در هر سرعت با ۴ حالت بارگذاری)، تشخیص وضعیت سالم از وضعیت غیرعادی یاتاقان مورد بررسی قرار می‌گیرد. سیگنال ارتعاشی دریافتی توسط سنسور شتاب‌سنج برای مقایسه به سه شکل، یکبار مستقیم و بدون هیچ پیش‌پردازشی به‌عنوان سیگنال حوزه زمان، بار دوم با گرفتن تبدیل فوریه سریع از سیگنال به‌صورت طیف فرکانسی و در آخر با گرفتن انولوپ به روش هیلبرت، به‌صورت تصاویر سیاه و سفید و به‌طور مجزا به سه شبکه عصبی پیچشی با ساختار مشابه داده می‌شود. این شبکه‌ها ویژگی‌های متمایز و مرتبط با عیوب مختلف یاتاقان را از سیگنال‌ها استخراج و سپس براساس این ویژگی‌ها، داده‌ها را در کلاس‌های مختلف طبقه‌بندی می‌کنند. برای آموزش و ارزیابی این مدل‌ها از داده‌های آزمایشگاهی در تمام سرعت‌ها با دو شرایط بارگذاری ۴ و ۸ کیلونیوتن استفاده و با داده‌های جمع‌آوری شده در دو شرایط بارگذاری دیگر، ۶ و ۱۰ کیلونیوتن تست مدل انجام می‌شود.

بخش دوم مقاله حاضر به معرفی روش شبکه عصبی پیچشی و نحوه اعمال انولوپ به سیگنال می‌پردازد. بخش سوم ستاپ آزمایشگاهی طراحی شده برای انجام آزمون‌های خرابی یاتاقان غلتشی را معرفی می‌نماید. بخش چهارم ساختار شبکه عصبی بکار گرفته شده را معرفی و نتایج آن را ارائه می‌نماید. در نهایت، جمع‌بندی و نتیجه‌گیری بیان می‌شود.

۲. معرفی شبکه عصبی پیچشی و انولوپ سیگنال ارتعاشی

این بخش به معرفی شبکه عصبی پیچشی و روش محاسبه انولوپ سیگنال ارتعاشات می‌پردازد.

۱.۲ .معرفی شبکه عصبی پیچشی

شبکه‌های عصبی پیچشی با الهام گرفتن از پردازش بینایی انسانی برای کار با داده‌هایی مانند تصاویر و ایجاد ساختارهای عمیق معرفی شده‌اند. این نوع شبکه‌ها به خصوص در تشخیص تصاویر و شناسایی اشیاء عملکردهای برجسته‌ای دارند. تاریخچه این شبکه‌ها به دهه ۱۹۸۰ برمی‌گردد، اما توجه به آنها با شکل‌گیری یادگیری عمیق در اواسط دهه ۲۰۱۰ جلب شد. یکی از اساسی‌ترین پیشرفت‌ها در این زمینه به نام معماری LeNet-5 است که توسط یان لوکان [۲۷] برای تشخیص اعداد دست‌نویس پیشنهاد شد. از آن زمان تاکنون، به‌طور مداوم به تغییرات و بهبودهای مختلف پرداخته شده که منجر به توسعه معماری‌های پیچیده‌تر و کارآمدتر شده است. ساختار و نحوه عملکرد این نوع شبکه‌ها متاثر از رویکرد پردازش تصویر در مغز انسان است.

شبکه‌های عصبی پیچشی از لایه‌های متعددی تشکیل شده‌اند که در سطوح مختلف، فرآیندهای استخراج ویژگی‌ها و الگوها را انجام می‌دهند. اجزای اصلی این شبکه‌ها شامل لایه‌های پیچشی[۹] برای استخراج ویژگی‌های مرتبط از تصویر ورودی، لایه‌های ادغام[۱۰] برای نمونه‌برداری از نقشه‌های ویژگی جهت

---

[۱] Weights Sharing
[۲] Spatial Pooling
[۳] Long short-term memory
[۴] Fast Fourier Transform (FFT)
[۵] Random Forest
[۶] Short-Time Fourier Transform (STFT)
[۷] Hilbert-Huang Transform (HHT)
[۸] Wavelet Transform (WT)
[۹] Convolutional Layers
[۱۰] Pooling Layers

کاهش پیچیدگی محاسباتی و همچنین لایه‌های کاملاً متصل[۱] است، که ویژگی‌ها را ترکیب می‌کنند و در نهایت پیش‌بینی‌های نهایی را انجام می‌دهند. این شبکه‌ها در استخراج و تشخیص ویژگی‌ها و الگوهای سلسله مراتبی دارای عملکرد بسیار خوبی هستند. در لایه‌های پیچشی، از فیلترها برای تشخیص جزئیات مختلف مانند لبه‌ها یا بافت‌ها استفاده می‌شود. این ویژگی‌ها در لایه‌های عمیق‌تر ترکیب می‌گردد تا الگوهای پیچیده‌تری مانند اشیاء یا مناظر تشخیص داده شوند. پارامترهای این شبکه‌ها از طریق روش‌های پس انتشار[۲] و بهینه‌سازی آموزش داده می‌شوند. در شکل ۱ شماتیک ساختار شبکه عصبی پیچشی پیشنهادی نشان داده شده است. از مزایای مهم این شبکه‌ها، استخراج خودکار ویژگی‌ها و مقاومت در برابر نویز و تغییرات است. با این حال، برای آموزش صحیح به حجم قابل‌توجهی از داده و منابع محاسباتی نیاز دارند. در صورت مدیریت نادرست، مشکل بیش‌برازش نیز ممکن است پیش‌آید.

۲.۲. معرفی روش تعیین انولوپ سیگنال ارتعاشی

اگر در یک یاتاقان غلتشی عیبی در یکی از اجزای آن (رینگ داخلی، رینگ خارجی یا ساچمه) وجود داشته باشد، هنگامی که اجزای دیگر با عیب برخورد می‌کنند، پالس‌های کوتاه مدت متناوب با فرکانس مشخص مربوط به محل وقوع عیب تولید می‌شود. در نتیجه، ارتعاشات ناشی از رزونانس با فرکانس مشخصه عیب مدوله می‌شود. مک‌فادن و اسمیت [۲۸] مروری بر مطالعات انجام شده در مورد تشخیص عیب یاتاقان غلتشی با آنالیز انولوپ ارائه نمودند. فرآیند عیب‌یابی پیشنهاد شده توسط این گروه در نمودار شکل ۲ نشان داده شده است. در این روش پس از اندازه‌گیری ارتعاشات یاتاقان معیوب، ابتدا فیلتر میان‌گذر به سیگنال مربوطه اعمال می‌شود. سپس عملیات یکسوسازی روی سیگنال‌ها انجام و منحنی انولوپ استخراج می‌شود. در نهایت، با اعمال تبدیل فوریه سریع منحنی فرکانسی موج انولوپ بدست می‌آید (شکل ۲). آنالیز انولوپ روشی کارآمد جهت تشخیص خرابی در یاتاقان‌های غلتشی است.

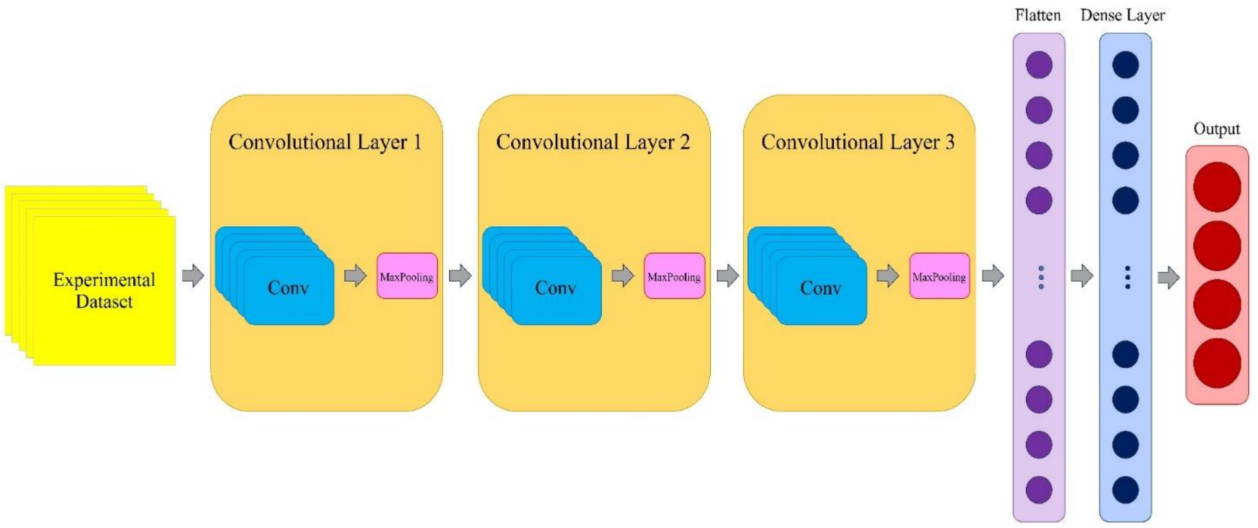
در این پژوهش ابتدا با اعمال فیلتر بر روی ناحیه‌ی تشدید، از داده‌ها انولوپ گرفته شد و سپس به‌عنوان ورودی در شبکه عصبی استفاده شدند. برای تعیین ناحیه‌ی تشدید تعدادی داده از هر چهار وضعیت به‌صورت تصادفی انتخاب شد و با آزمون و خطا محل و ابعاد فیلتر برای هر وضعیت تخمین زده شد و بر روی تمام داده‌ها اعمال گردید.

۳. معرفی تست آزمایشگاهی

بخش حاضر به معرفی ستاپ، سناریو تست و داده‌های آزمایشگاهی می‌پردازد.

۱.۳. معرفی ستاپ، یاتاقان تست، آنالایزر و سنسور

به‌منظور ارزیابی مدل، نیاز به یک ستاپ تست یاتاقان غلتشی بود که در این راستا یک ستاپ با قابلیت تغییر بار و سرعت در طی فرآیند تنزل یاتاقان غلتشی در آزمایشگاه پایش وضعیت دانشگاه صنعتی شریف توسعه داده شد. شماتیک ستاپ در شکل ۳ نشان داده شده است. به‌منظور کنترل بار در مواقع اضطرار، از سیستم کنترل بار توسط پاورپک هیدرولیک استفاده شده است، که بار آن از طریق کامپیوتر کنترل می‌شود. در این طراحی، یاتاقان غلتشی هدف بین دو یاتاقان که نقش تکیه‌گاهی را دارند قرار داده شده است. از دیگر ویژگی‌های این ستاپ قابلیت کنترل‌پذیر بودن سرعت دورانی از طریق درایو موتور آن می‌باشد. مقدار سرعت و ارتعاشات عمودی و افقی بار وارد شده به

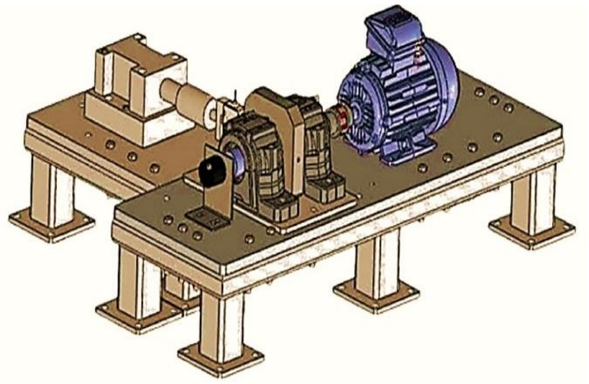


شکل ۱. ساختار شبکه عصبی پیچشی پیشنهادی.

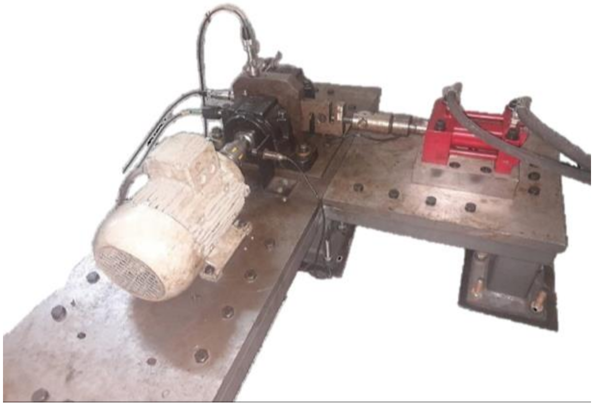
شکل۲. نمودار جریان فرآیند عیب‌یابی.

۱ Fully Connected Layer

۲ Backpropagation



شکل۳. ستاپ طراحی شده برای تست یاتاقان غلتشی از نمای روبه‌رو.



شکل ۴. پلتفرم تجربی جهت انجام آزمایش‌های عیب‌یابی.

این پژوهش از داده‌های سنسور شتاب‌سنج افقی که در راستای اعمال بار قرار داشته، استفاده شده است. در شکل۴ ستاپ تجربی ساخته شده قابل مشاهده است.

در این پژوهش از یاتاقان خود تنظیم دو ردیفه استفاده شده است. در شکل ۵ خرابی‌های مصنوعی ایجاد شده روی یاتاقان‌ها قابل مشاهده است.

در جدول۱ ابعاد یاتاقان و فرکانس‌های مشخصه مربوط به عیوب رینگ داخلی، رینگ خارجی، ساچمه و مشخصات دینامیکی یاتاقان تست ذکر شده است..

ارتعاشات به‌کمک دستگاه داده‌برداری SDT Vigilant [۳۰] اندازه‌گیری شده است. در شکل۶ نمایی از دستگاه و محیط کاربری آن نشان داده شده است. برای اندازه‌گیری سیگنال ارتعاشات شتاب نیز از سنسور HS1001005008 استفاده شده است. بازه فرکانسی سیگنال‌های اندازه‌گیری شده بین ۱ تا ۲۵۶۰۰ هرتز می‌باشد .

۲.۳. معرفی شرایط کاری و داده‌های آزمایشگاهی

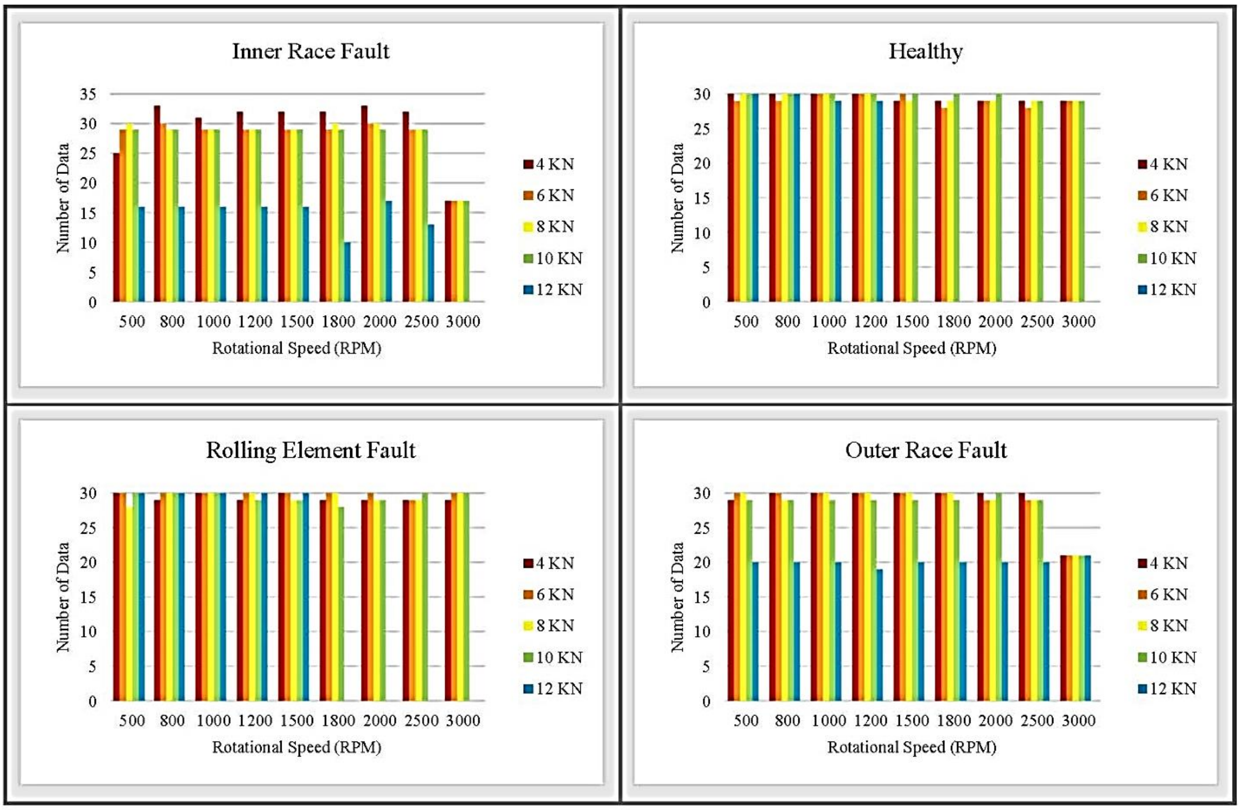
در راستای اهداف پژوهش حاضر، با ایجاد خرابی‌های مصنوعی روی یاتاقان‌ها، در چهار وضعیت سالم، خرابی رینگ داخلی، خرابی رینگ خارجی و خرابی ساچمه در ۳۶ شرایط کاری مختلف تست‌های آزمایشگاهی انجام گردید. دلیل استفاده از شرایط کاری متغیر این است که مدل توسعه یافته به‌کمک این داده‌ها بتواند در حالت‌های مختلف به عیب‌یابی هوشمند یاتاقان غلتشی بپردازد و مستقل از شرایط کاری باشد. در این آزمایش‌ها به‌طور همزمان اندازه‌گیری توسط سه سنسور ارتعاشات در سه جهت عمودی، افقی و محوری

شکل ۵. نمایش خرابی‌های ایجاد شده در یاتاقان غلتشی.

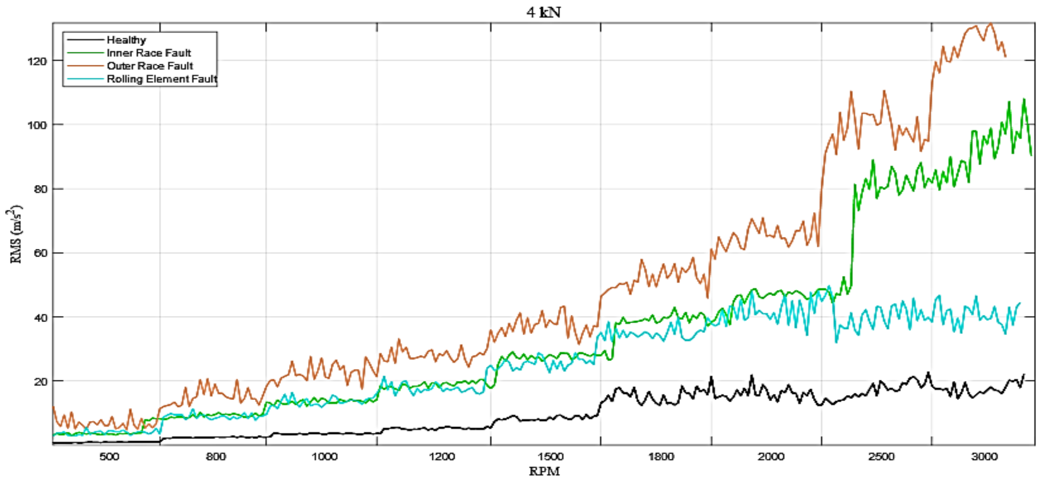
جدول۱. مشخصات یاتاقان 1210 ETN9 [۲۹].

پارامتر		نماد	مقدار
مشخصات ابعادی بیرینگ(میلی‌متر)	قطر خارجی	D	۹۰
	قطر داخلی	d	۵۰
	عرض	B	۲۰
	تعداد ساچمه	N	۳۴
مشخصات فرکانسی بیرینگ (مضرب دور روتور)	فرکانس خرابی رینگ خارجی	BPFO	۷.۲۶
	فرکانس خرابی رینگ داخلی	BPFI	۹.۷۸
	فرکانس خرابی المان غلتشی	BSF	۶.۵۴
	فرکانس خرابی قفسه	FTF	۰.۴۲
مشخصات دینامیکی بیرینگ (کیلونیوتن)	ظرفیت بار استاتیکی	C_0	۹.۱۵
	ظرفیت بار دینامیکی	C	۲۶.۵

شکل۶. آنالایزر Vigilant.



شکل۷. تعداد داده‌های ثبت شده در چهار وضعیت، ۹ سرعت و ۵ بارگذاری مختلف.



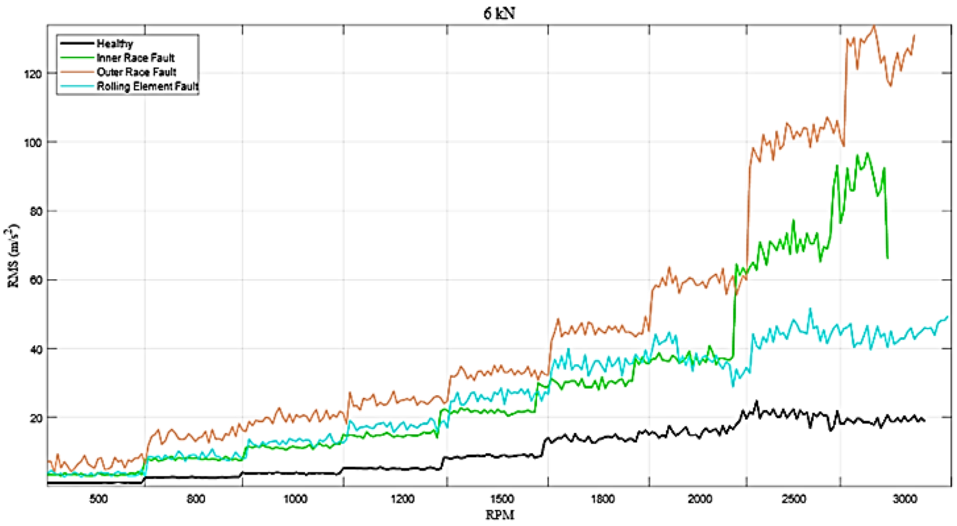
شکل۸. نمودار جذر میانگین مربعات شتاب ارتعاشی برای چهار وضعیت یاتاقان و تمامی سرعت‌ها در بار ۴ kN.

روی یاتاقان انجام شده است و داده‌های آن در همه شرایط کاری ثبت گردیده است. تعداد مجموعه داده‌های ثبت شده برای هر چهار وضعیت تحت هر بارگذاری و در هر سرعت برابر با ۴۷۴۱ می‌باشد، که در شکل۷ نشان داده شده است. شایان ذکر است که هر یک از داده‌های زمانی در بازه زمانی ۱۶۰ میلی‌ثانیه و با ۴۰۹۶ نقطه ثبت شده است. داده‌های فرکانسی و انولوپ به‌دلیل اعمال تبدیل فوریه سریع دارای سیگنال قرینه می‌باشند که به‌منظور رفع آن نیمی از سیگنال حذف گردید و به‌همین سبب این داده‌ها دارای ۲۰۴۸ نقطه می‌باشند. در این آزمایش تلاش شد تا از هر شرایط کاری ۳۰ داده ثبت شود و تنها در بارگذاری ۱۲ کیلونیوتنی به‌دلیل بالا رفتن دمای بیرینگ و فشار زیاد روی شفت و موتورالکتریکی، برای جلوگیری از خرابی ستاپ زمان داده‌برداری کاهش پیدا کرد و تعداد داده کمتری ثبت شد.

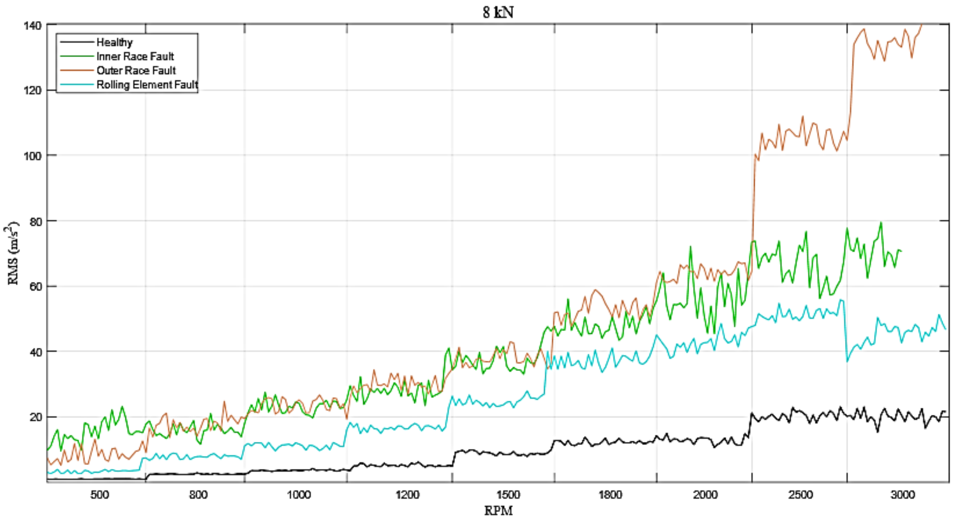
برای نشان دادن نتایج داده‌ها از دو مشخصه پرکاربرد صنعتی در حوزه عیب‌یابی استفاده می‌شود. نخستین مشخصه، جذر میانگین مربعات[۱] ارتعاشات است که برای تمامی شرایط کاری و برای چهار وضعیت سالم، خرابی رینگ داخلی، خرابی رینگ خارجی و خرابی ساچمه محاسبه و در شکل‌های۸-۱۱ نشان داده شده است. همچنین دومین خصیصه پیک[۲] است که برای تمامی شرایط کاری و هر چهار وضعیت محاسبه و در شکل‌های۱۲-۱۵ نشان داده شده است. همان‌طور که در این نمودارها قابل مشاهده است، دامنه ارتعاشات

[۱] Root Mean Squared (RMS)

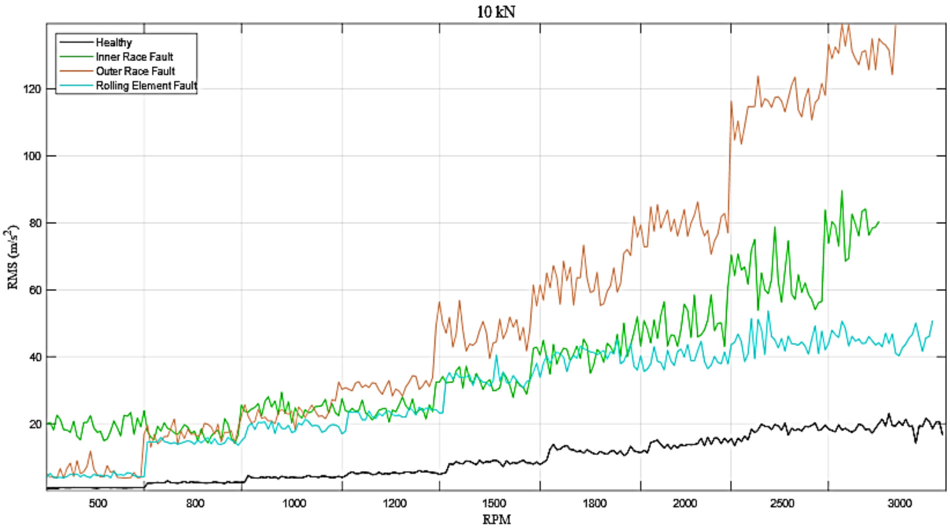
[۲] Peak



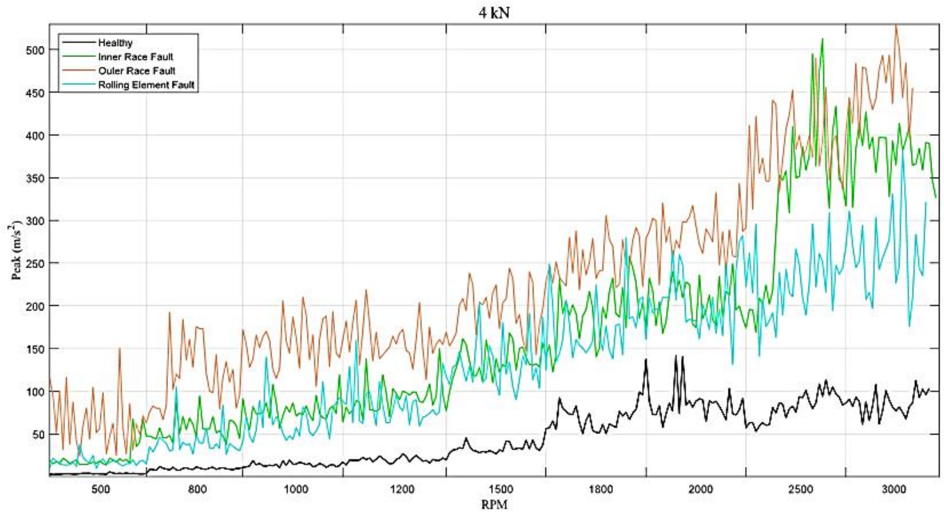
شکل۹. نمودار جذر میانگین مربعات شتاب ارتعاشی برای چهار وضعیت یاتاقان و تمامی سرعت‌ها در بار **6 kN**.



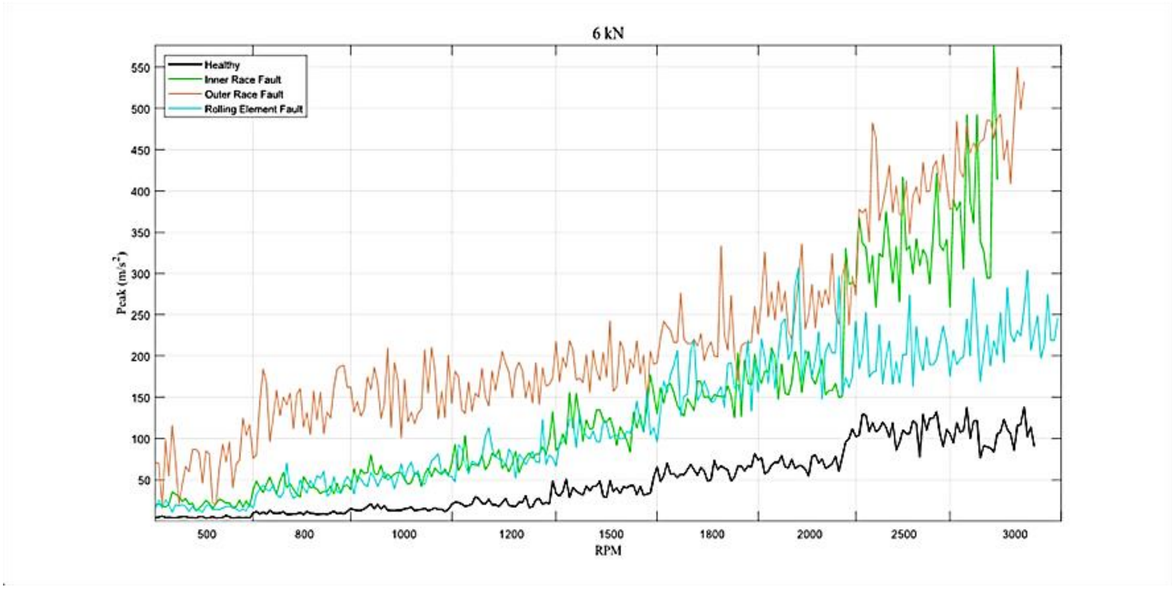
شکل۱۰. نمودار جذر میانگین مربعات شتاب ارتعاشی برای چهار وضعیت یاتاقان و تمامی سرعت‌ها در بار **8kN**.



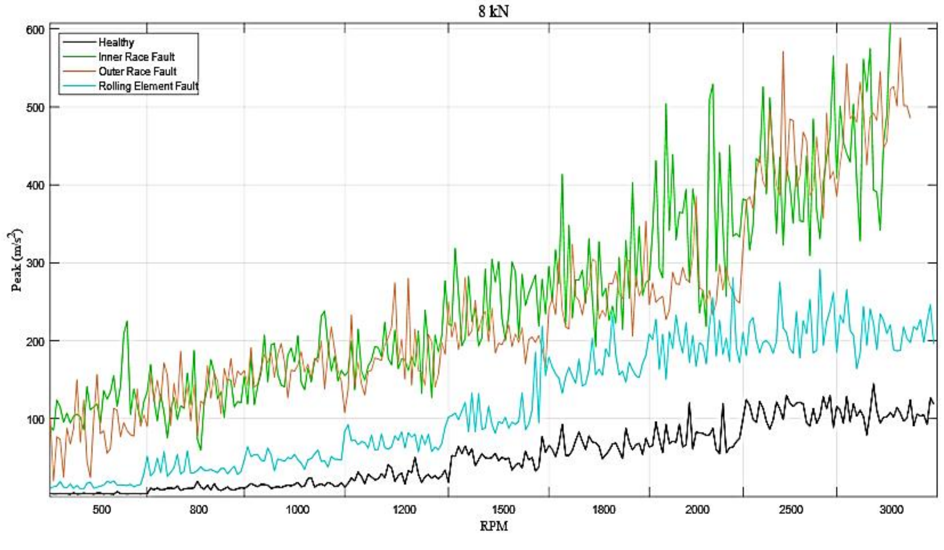
شکل۱۱. نمودار جذر میانگین مربعات شتاب ارتعاشی برای چهار وضعیت یاتاقان و تمامی سرعت‌ها در بار **10 kN**.



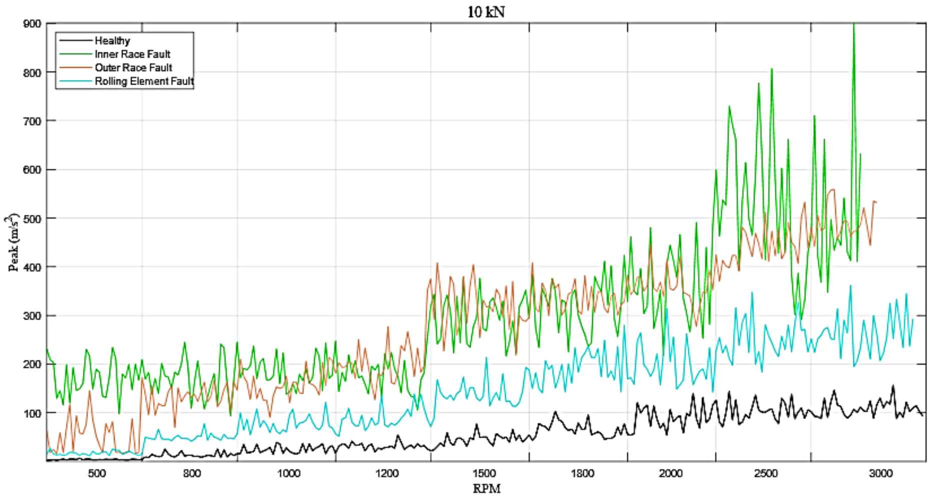
شکل۱۲. نمودار پیک ارتعاشات برای چهار وضعیت یاتاقان و تمامی سرعت‌ها در بار kN ۴.



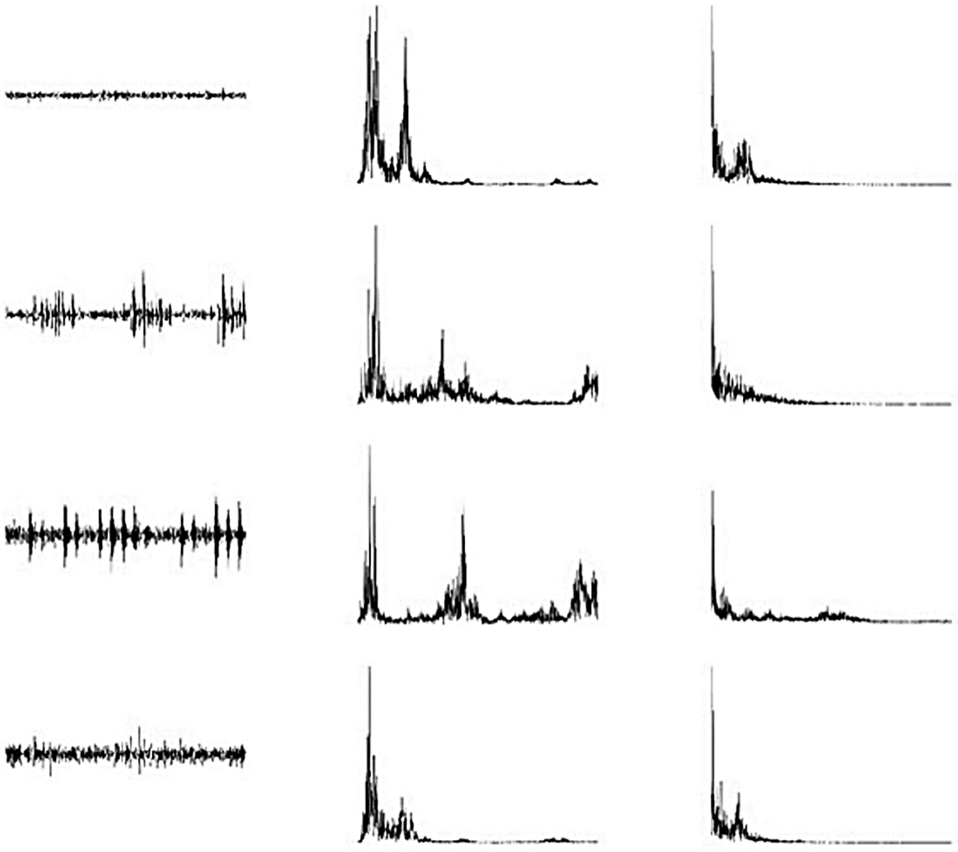
شکل۱۳. نمودار پیک شتاب ارتعاشی برای چهار وضعیت یاتاقان و تمامی سرعت‌ها در بار kN ۶.



شکل۱۴. نمودار پیک شتاب ارتعاشی برای چهار وضعیت یاتاقان و تمامی سرعت‌ها در بار kN ۸.



شکل۱۵. نمودار پیک شتاب ارتعاشی برای چهار وضعیت یاتاقان و تمامی سرعت‌ها در بار kN ۱۰.

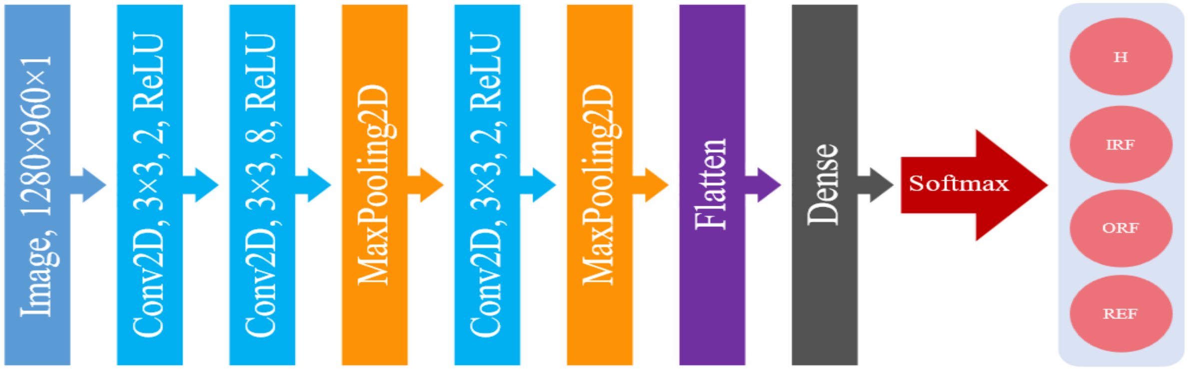


شکل۱۶. تصاویر سیگنال زمانی، طیف فرکانسی و انولوپ استخراج شده برای چهار وضعیت یاتاقان.

در حالت خرابی رینگ خارجی بیشترین مقدار را نسبت به دو عیب دیگر دارد. دامنه ارتعاشات در حالت خرابی رینگ داخلی و خرابی ساچمه به‌ترتیب بیشترین مقدار را بعد از خرابی رینگ خارجی دارند.

۴. توسعه الگوریتم شبکه‌ی عصبی پیچشی و پیاده‌سازی آن روی داده‌های آزمایشگاهی

همان‌طور که در قسمت‌های قبلی بیان گردید شبکه‌ی عصبی پیچشی، ویژگی‌های متمایز و مرتبط با عیوب مختلف یاتاقان را از سیگنال‌ها استخراج و سپس براساس این ویژگی‌ها، داده‌ها را در کلاس‌های مختلف طبقه‌بندی می‌کند. به‌منظور یافتن بهترین دقت و کارایی شبکه از ورودی‌های مختلف از جمله سیگنال زمانی، طیف فرکانسی و انولوپ استفاده می‌شود. در این راستا برای همه شرایط کاری در چهار وضعیت مختلف یاتاقان تصاویر سیگنال زمانی، طیف فرکانسی و انولوپ استخراج گردید. این سیگنال‌ها به‌منظور عیب‌یابی مدل در شرایط کاری مختلف و تشخیص عیوب فارغ از شرایط کاری نرمالایز نشده و دامنه سیگنال ارتعاشی وابسته به سرعت و بارگذاری‌های مختلف، متفاوت است. نمونه‌ای از این ورودی‌ها برای چهار وضعیت مختلف یاتاقان در شکل۱۶ نشان داده شده است.



شکل۱۷. مدل شبکه عصبی پیچشی مورد استفاده.

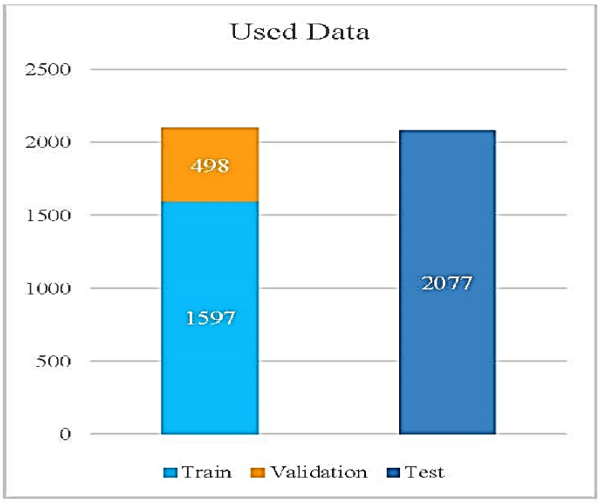
جدول۲: پیکربندی مدل پیشنهادی.

شماره لایه	نوع لایه	فیلتر	هسته	تابع	ابعاد داده
1	Conv2D	2	3*3	ReLU	(1278, 958, 2)
2	BatchNormalization	-	-	-	-
3	Conv2D	8	3*3	ReLU	(1276, 956, 8)
4	BatchNormalization	-	-	-	-
5	MaxPooling2D	-	2*2	-	(638, 478, 8)
6	Conv2D	2	3*3	ReLU	(636, 476, 2)
7	BatchNormalization	-	-	-	-
8	MaxPooling2D	-	2*2	-	(318, 238, 2)
9	Flatten	-	-	-	151368
10	Dropout	0.6	-	-	151368
11	Dense	4	-	Softmax	-
12	Loss Function	-	-	Categorical Crossentropy	-
13	Optimizer	-	-	Adam	-
14	Total Params			605794	

ساختار شبکه عصبی پیچشی توسعه یافته برای این پژوهش به‌صورت آزمون و خطا بدست آمده که شماتیک مدل در شکل۱۷ و مشخصات آن در جدول۲ گزارش شده است. این فرآیند در بستر پایتون و با استفاده از کتابخانه TensorFlow ایجاد گردید. در این شبکه از تصاویر سیاه و سفید با ابعاد ۱۲۸۰×۹۶۰ پیکسل به‌عنوان ورودی و از سه لایه‌ی پیچشی، دو لایه‌ی ادغام، یک لایه‌ی مسطح و تابع فعال‌ساز سافت‌مکس[۱] استفاده شده که این مقادیر با استفاده از آزمون و خطا بدست آمده است. سیگنال ارتعاشی دریافتی توسط سنسور شتاب‌سنج، برای مقایسه به سه شکل مختلف، یکبار مستقیم و بدون هیچ پیش‌پردازشی به‌عنوان سیگنال حوزه زمان، بار دوم با گرفتن تبدیل فوریه سریع از سیگنال به‌صورت طیف فرکانسی و در آخر با گرفتن انولوپ به‌روش هیلبرت به‌صورت تصاویر سیاه و سفید و به‌طور مجزا به سه مدل شبکه عصبی پیچشی توسعه یافته با ساختار مشابه داده می‌شود. شبکه‌ها ویژگی‌های متمایز و مرتبط با عیوب مختلف یاتاقان را از سیگنال‌ها استخراج و براساس این ویژگی‌ها، داده‌ها را در کلاس‌های مختلف طبقه‌بندی می‌کنند.

برای هر سه داده زمانی، فرکانسی و انولوپ همان‌طور که در شکل ۱۸ قابل مشاهده است تقریباً ۵۰ درصد داده‌های آزمایشگاهی در هر چهار وضعیت یاتاقان برای فرآیند آموزش و ارزیابی شبکه و از ۵۰ درصد دیگر برای تست شبکه استفاده می‌شود.

تعداد گام‌های آموزشی[۲] و دقت آموزش مدل روی داده‌های آزمایشگاهی، برای سه ورودی مختلف با تصاویر سیگنال زمانی، طیف فرکانسی و انولوپ به‌ترتیب

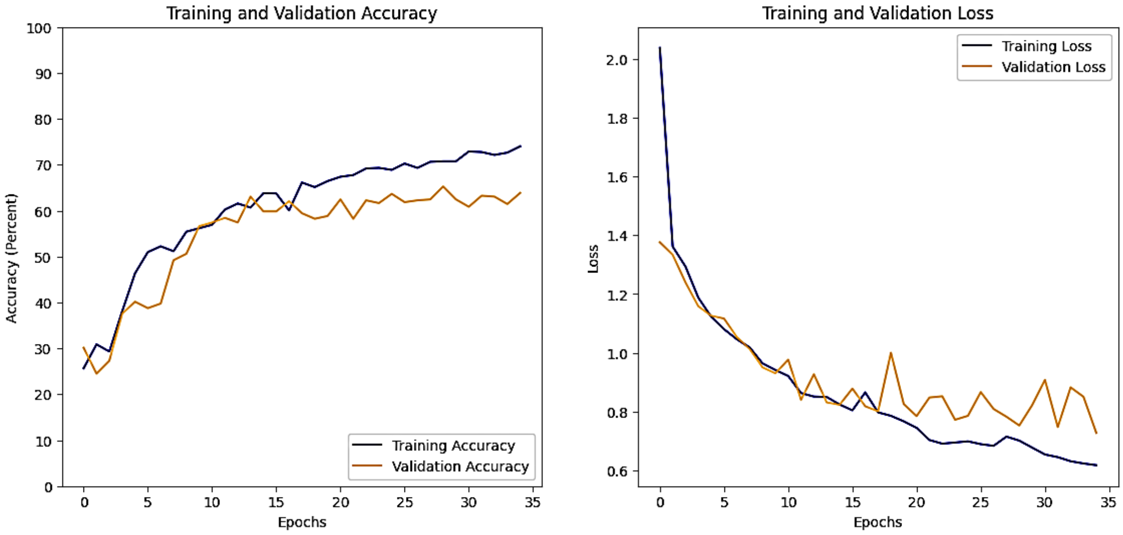


شکل۱۸. تعداد داده‌های استفاده شده در فرآیند آموزش، ارزیابی و تست.

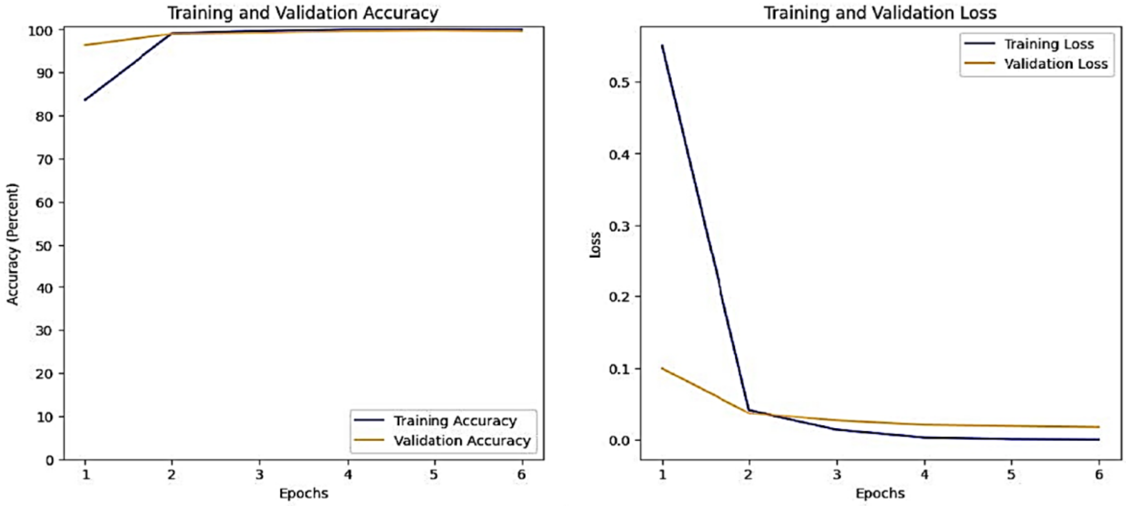
در شکل‌های۱۹ تا ۲۱ نمایش داده شده است. همانطور که از این شکل پیداست مدل با ورودی طیف فرکانسی در تعداد گام کمی به‌دقت ۱۰۰ درصد رسیده و نتیجه‌ی بهتری نسبت به دو مدل دیگر از خود نشان داده است.برای تست این مدل‌ها از داده‌های آزمایشگاهی با بار ۶ kN و ۱۰ kN در همه سرعت‌ها استفاده می‌شود. ماتریس درهم‌ریختگی برای داده‌های تست برای

[۱] Softmax Activation Function

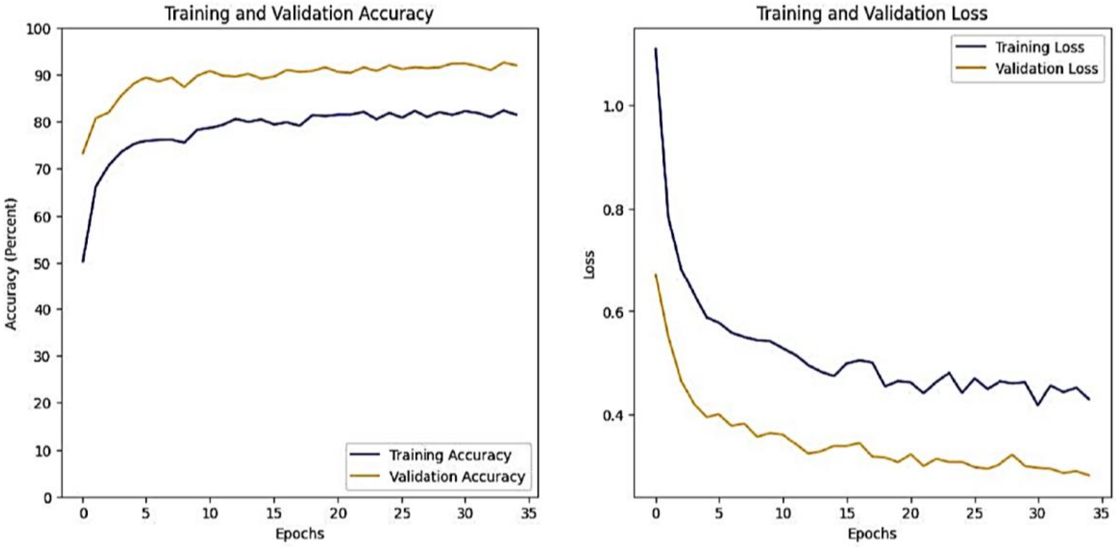
[۲] Epochs



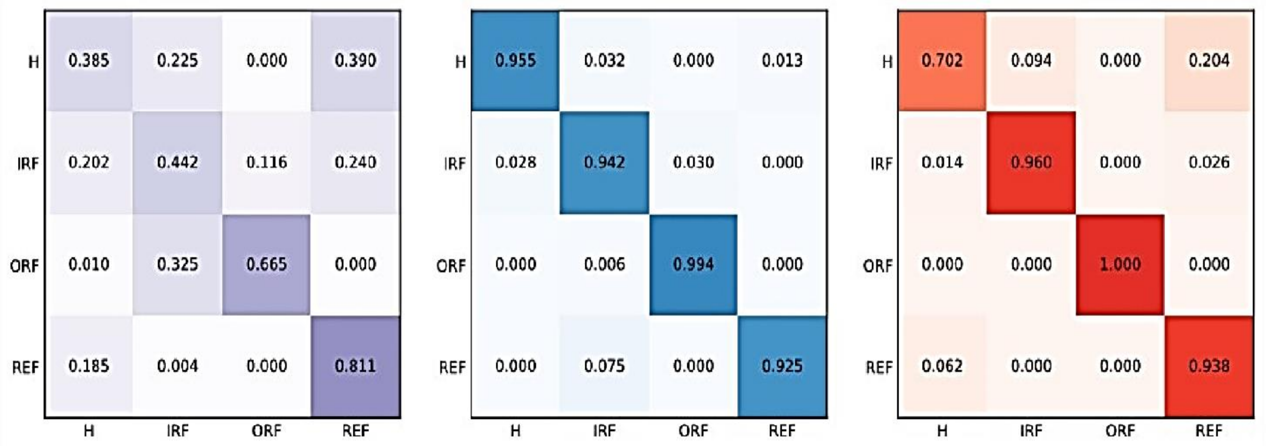
شکل۱۹. دقت آموزش مدل روی داده‌های آزمایشگاهی برای ورودی سیگنال زمانی



شکل۲۰. دقت آموزش مدل روی داده‌های آزمایشگاهی برای ورودی سیگنال طیف فرکانسی



شکل۲۱. دقت آموزش مدل روی داده‌های آزمایشگاهی برای ورودی سیگنال انولوپ



شکل۲۲. ماتریس درهم‌ریختگی برای داده‌های تست

جدول۳. دقت مدل‌های سیگنال زمانی، طیف فرکانسی و انولوپ.

ورودی	دقت آموزش (درصد)	دقت ارزیابی (درصد)	دقت تست (درصد)	سالم کاذب (تست)
سیگنال زمانی	۷۴/۰	۶۳/۹	۵۸/۸	۱۳/۳
طیف فرکانسی	۱۰۰	۹۹/۶	۹۵/۵	۰/۹
انولوپ	۸۲/۳	۹۲/۶	۹۰/۵	۲/۶

مدل با ورودی سیگنال زمانی (رنگ بنفش)، مدل با ورودی طیف فرکانسی (رنگ آبی) و مدل با ورودی انولوپ (رنگ قرمز) در شکل۲۲ نمایش داده شده است. در این شکل حروف اختصار H، IRF، ORF و REF به‌ترتیب بیانگر وضعیت سالم، خرابی رینگ داخلی، خرابی رینگ خارجی و خرابی ساچمه یاتاقان است. محور عمودی ماتریس‌ها بیانگر حالت واقعی و محور افقی بیانگر حالت پیش‌بینی شده است. همانطور که ملاحظه می‌شود مدل با ورودی سیگنال زمانی دقت خوبی از خود نشان نداده است. در مقابل مدل با ورودی انولوپ در تشخیص بسیار عالی عمل کرده و تنها ضعف آن در تشخیص داده‌های سالم است. با این حال مدل با ورودی طیف فرکانسی در تمام وضعیت‌های خرابی و سالم عملکرد خوب و قابل قبولی از خود نشان داده است.

به‌طور خلاصه در جدول۳ دقت شبکه برای ورودی‌های مختلف ارائه شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود مدلی که ورودی تصویر طیف فرکانسی دریافت کرده از بالاترین دقت (۹۵٪) برخوردار است. با توجه به‌اینکه روش انولوپ در عیب‌یابی بسیار رایج و پرکاربرد است انتظار می‌رفت که از دقت بیشتری برخوردار باشد و این به‌دلیل ویژگی‌های شبکه‌های عصبی پیچشی است به این صورت که در استفاده از انولوپ، بازه فرکانسی فیلتر میان‌گذر تاثیر زیادی در شناسایی صحیح عیوب دارد. در این تحقیق، به‌دلیل بالا بودن تعداد داده‌ها، برای هر نوع عیب یک بازه فیلتر منحصر بفرد در نظر گرفته شده است. برای وضعیت سالم فیلتر در بازه ۶۲۰ تا ۳۲۸۰ هرتز، برای وضعیت خرابی رینگ داخلی در بازه ۳۱۰۵ تا ۷۷۳۰ هرتز، برای وضعیت خرابی رینگ خارجی در بازه ۷۵۹۰ تا ۱۱۸۷۵ هرتز و برای وضعیت خرابی ساچمه در بازه ۶۰۵ تا ۳۰۶۵ هرتز اعمال گردید. این فرآیند روی داده‌های آزمایشگاهی پیش از استفاده در مدل در مرحله پیش‌پردازش اعمال می‌گردد. طبیعی است ناحیه تشدید برخی از داده‌ها به‌طور کامل در این بازه قرار نگیرد و دقت مناسبی حاصل نشود. همچنین سایز فیلتر عاملی بسیار مهم است. هرچه فیلتر بزرگتر باشد طیف وسیعی از فرکانس‌ها را شامل می‌شود و به طبع آن، تصویر سیگنال جزئیات بیشتری را در بر می‌گیرد و بالعکس. از این حیث سایز فیلتر متغیر می‌تواند مدل CNN را به اشتباه بیاندازد. همین طور محل فیلتر زدن بسیار مهم است به‌سادگی این امر قابل مشاهده است که با جابجا کردن ناحیه‌ی فیلتر حتی در حد چند فرکانس شکل انولوپ تغییر می‌کند و این تغییر نیز مدل را به اشتباه می‌اندازد. در مقابل طیف فرکانسی هیچ یک از این مشکلات را ندارد، چون از تمام سیگنال تبدیل فوریه گرفته می‌شود و این اطمینان وجود دارد که هم ناحیه تشدید در سیگنال طیف فرکانسی موجود است و هم تمام بازه فرکانسی سیگنال را شامل می‌شود. همچنین شکل سیگنال در هر چهار حالت مورد بررسی تغییر نمی‌کند. سیگنال طیف فرکانسی در هر یک از چهار حالت مورد بررسی از الگوی خاصی پیروی می‌کند، به‌طوری که در شکل-۱۶ این موضوع کاملاً مشهود است. بنابراین در راستای ارتقای عملکرد مدل با ورودی انولوپ لازم است ابعاد بازه فیلتر و محل اعمال آن توسط یک الگوریتم، با میانگین‌گیری از ناحیه تشدید سیگنال‌های هر وضعیت طبق الگوریتم نوشته شده صورت پذیرد.

در توضیح جدول۳ روی دادگان تست برای ورودی انولوپ که دادگان بالاتری در مقایسه با دادگان آموزش این ورودی دارد، لازم به توضیح است دادگان تست در مقایسه با آموزش و ارزیابی تحت بارگذاری بیشتری هستند. انتظار می‌رود با افزایش بار، شدت خرابی در سیگنال بیشتر نمایان گردد. بنابراین مدلی که تشخیص عیب در شرایط بارگذاری کم را فراگرفته است، در شناسایی خرابی در بارگذاری بالاتر بعید نیست عملکرد بعضاً بهتری داشته باشد. در ورودی انولوپ، نظر به اعمال بازه فیلتر، خرابی در لود بالا بهتر از ورودی‌های

دیگر نمایان شده است و همین مسئله موجب گشته است دقت مدل روی دادگان تست بالاتر از دادگان آموزش و البته کمی کمتر از دادگان ارزیابی باشد.

نتیجه دیگری که از تست‌ها بدست می‌آید میزان دقت شبکه برای داده‌های خرابی است که به اشتباه سالم تشخیص داده می‌شوند. این موضوع در صنعت بسیار مهم و قابل توجه است زیرا عدم تشخیص خرابی منجر به حوادث با خسارات جانی و مالی بسیار زیاد می‌شود. نتایج بدست آمده از داده‌های آزمایشگاهی در ستون آخر جدول۲ نشان از برتری مدل طیف فرکانسی با خطای زیر یک درصد است. باید توجه داشت مدل مورد استفاده در این پژوهش تنها توانایی شناسایی یک عیب را دارا می‌باشد و در صورت وقوع خرابی در دو المان یاتاقان که می‌تواند در نتیجه گسترش خرابی و انتقال عیب از یک المان به المان دیگر باشد، عملکرد مدل مورد ابهام است اما گمان می‌رود مدل عیبی که شدت خرابی بیشتری دارد را شناسایی کند. در شرایطی که ابتدا یک عیب پدیدار شده، مدل قادر به شناسایی المان خراب خواهد بود، اما با گسترش آن به المان دیگر، عملکرد مدل نیازمند بررسی خواهد بود که موضوع پژوهشی بعدی می‌باشد.

۵. نتیجه‌گیری

یاتاقان‌های غلتشی بیشترین سهم را در خرابی ماشین‌های دوار دارند. از این‌رو تشخیص زودهنگام و هوشمند عیوب یاتاقان غلتشی امری بسیار مهم در واحدهای صنعتی است. در این پژوهش به سبب توانایی‌های شبکه‌های عصبی پیچشی در پردازش تصاویر، کلاس‌بندی، سرعت و دقت بالا از یک مدل ساده و کم عمق شبکه‌ی عصبی پیچشی برای تشخیص خرابی یاتاقان و نوع عیب آن استفاده شد. بدین منظور یک ستاپ تست با توانایی کار در شرایط متغیر به‌منظور ثبت سیگنال‌های ارتعاشی توسعه یافت. برای تست از چهار یاتاقان غلتشی خودتنظیم به‌منظور بررسی وضعیت سالم، خرابی رینگ داخلی، خرابی رینگ خارجی و خرابی ساچمه استفاده شد. خرابی‌ها به‌صورت مصنوعی روی یاتاقان‌ها ایجاد شدند و در ۳۶ شرایط کاری سرعت و بار متنوع داده‌برداری انجام شد. برای یافتن بهترین نوع سیگنال ورودی به جهت عیب‌یابی، داده‌های ارتعاشی ثبت شده به سه شکل سیگنال زمانی، طیف فرکانسی و انولوپ به‌-عنوان ورودی به شبکه عصبی پیچشی داده شد. پس از آموزش مدل، ارزیابی و تست مدل، نتایج حاکی از برتری ورودی طیف فرکانسی در مقایسه با سیگنال زمانی و انولوپ بود. با بررسی‌های انجام شده مشخص شد اگرچه انولوپ اطلاعات بسیار مفیدی از طیف فرکانسی سیگنال به ما می‌دهد، اما دلایلی مانند متغیر بودن ابعاد فیلتر و محل فیلتر موجب بروز خطا در شبکه عصبی پیچشی شود. به همین دلیل طیف فرکانسی با ارائه الگوی رفتاری ثابت برای هریک از انواع عیوب، بهترین گزینه برای عیب‌یابی در شبکه‌های عصبی پیچشی محسوب می‌شود. نتایج این پژوهش می‌تواند با انجام تبدیل‌های متنوع دیگر روی داده‌ها و بررسی عملکرد آنها بهبود یابد. همچنین مدل توسعه یافته در این مرحله شایسته تست روی دادگان صنعتی برای تشخیص عیوب یاتاقان‌های غلتشی می‌باشد.

Refernces- منابع

1. Wen, L., Gao, L. and Li, X., 2017. A new deep transfer learning based on sparse auto-encoder for fault diagnosis. IEEE Transactions on systems, man, and cybernetics: systems, 49(1), pp.136-144. DOI: 10.1109/TSMC.2017.2754287
2. Abdel-Hamid, O., Mohamed, A.R., Jiang, H. and Penn, G., 2012, March. Applying convolutional neural networks concepts to hybrid NN-HMM model for speech recognition. In 2012 IEEE international conference on Acoustics, speech and signal processing (ICASSP) (pp. 4277-4280). IEEE. DOI: 10.1109/ICASSP.2012.6288864
3. Kim, Y., 2014. Convolutional neural networks for sentence classification proceedings of the 2014 conference on empirical methods in natural language processing, emnlp 2014, october 25-29, 2014, doha, qatar, a meeting of sigdat, a special interest group of the acl. Association for Computational Linguistics, Doha, Qatar. DOI: 10.3115/v1/D14-1181
4. Song, X., Cong, Y., Song, Y., Chen, Y. and Liang, P., 2022. A bearing fault diagnosis model based on CNN with wide convolution kernels. Journal of Ambient Intelligence and Humanized Computing, 13(8), pp.4041-4056. https://doi.org/10.1177/1077546314524260
5. Chen, X., Zhang, B. and Gao, D., 2021. Bearing fault diagnosis base on multi-scale CNN and LSTM model. Journal of Intelligent Manufacturing, 32(4), pp.971-987.

   https://doi.org/10.1007/s10845-020-01600-2
6. .Jia, F., Lei, Y., Lin, J., Zhou, X. and Lu, N., 2016. Deep neural networks: A promising tool for fault characteristic mining and intelligent diagnosis of rotating machinery with massive data. Mechanical systems and signal processing, 72, pp.303-315. https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2015.10.025
7. Xu, G., Liu, M., Jiang, Z., Söffker, D. and Shen, W., 2019. Bearing fault diagnosis method based on deep convolutional neural network and random forest ensemble learning. Sensors, 19(5), p.1088. https://doi.org/10.3390/s19051088
8. Eren, L., 2017. Bearing fault detection by one-dimensional convolutional neural networks. Mathematical Problems in Engineering, 2017(1), p.8617315. https://doi.org/10.1155/2017/8617315
9. Chen, J., Jiang, J., Guo, X. and Tan, L., 2021. An Efficient CNN with Tunable Input-Size for Bearing

Fault Diagnosis. Int. J. Comput. Intell. Syst., 14(1), pp.625-634. https://doi.org/10.2991/ijcis.d.210113.001

10. Peng, D., Wang, H., Liu, Z., Zhang, W., Zuo, M.J. and Chen, J., 2020. Multibranch and multiscale CNN for fault diagnosis of wheelset bearings under strong noise and variable load condition. IEEE Transactions on Industrial Informatics, 16(7), pp.4949-4960. DOI: 10.1109/TII.2020.2967557
11. Zhu, X., Luo, X., Zhao, J., Hou, D., Han, Z. and Wang, Y., 2020. Research on deep feature learning and condition recognition method for bearing vibration. Applied Acoustics, 168, p.107435. https://doi.org/10.1016/j.apacoust.2020.107435
12. Peng, D., Wang, H., Desmet, W. and Gryllias, K., 2023. RMA-CNN: A residual mixed-domain attention CNN for bearings fault diagnosis and its time-frequency domain interpretability. Journal of Dynamics, Monitoring and Diagnostics, 2(2), pp.115-132. https://doi.org/10.37965/jdmd.2023.156
13. Wang, B., Feng, G., Huo, D. and Kang, Y., 2022. A bearing fault diagnosis method based on spectrum map information fusion and convolutional neural network. Processes, 10(7), p.1426. https://doi.org/10.3390/pr10071426
14. Pham, M.T., Kim, J.M. and Kim, C.H., 2020. Accurate bearing fault diagnosis under variable shaft speed using convolutional neural networks and vibration spectrogram. Applied Sciences, 10(18), p.6385. https://doi.org/10.3390/app10186385
15. Zhang, W., Peng, G. and Li, C., 2017. Rolling element bearings fault intelligent diagnosis based on convolutional neural networks using raw sensing signal. In Advances in Intelligent Information Hiding and Multimedia Signal Processing: Proceeding of the Twelfth International Conference on Intelligent Information Hiding and Multimedia Signal Processing, Nov., 21-23, 2016, Kaohsiung, Taiwan, Volume 2 (pp. 77-84). Springer International Publishing. https://doi.org/10.1007/978-3-319-50212-0_10
16. Hasan, M.J., Islam, M.M. and Kim, J.M., 2021. Bearing fault diagnosis using multidomain fusion-based vibration imaging and multitask learning. Sensors, 22(1), p.56. https://doi.org/10.3390/s22010056
17. Qin, Y. and Shi, X., 2022. Fault diagnosis method for rolling bearings based on two-channel CNN under unbalanced datasets. Applied Sciences, 12(17), p.8474. https://doi.org/10.3390/app12178474
18. Xin, Y., Li, S., Wang, J., An, Z. and Zhang, W., 2020. Intelligent fault diagnosis method for rotating machinery based on vibration signal analysis and hybrid multi-object deep CNN. IET Science, Measurement & Technology, 14(4), pp.407-415. https://doi.org/10.1049/iet-smt.2018.5672
19. Yuan, Z., Zhang, L., Duan, L. and Li, T., 2018, October. Intelligent fault diagnosis of rolling element bearings based on HHT and CNN. In 2018 Prognostics and System Health Management Conference (PHM-Chongqing) (pp. 292-296). IEEE. DOI: 10.1109/PHM-Chongqing.2018.00056
20. Verstraete, D., Ferrada, A., Droguett, E.L., Meruane, V. and Modarres, M., 2017. Deep learning enabled fault diagnosis using time-frequency image analysis of rolling element bearings. Shock and Vibration, 2017(1), p.5067651. https://doi.org/10.1155/2017/5067651
21. Pandhare, V., Singh, J. and Lee, J., 2019, May. Convolutional neural network based rolling-element bearing fault diagnosis for naturally occurring and progressing defects using time-frequency domain features. In 2019 Prognostics and System Health Management Conference (PHM-Paris) (pp. 320-326). IEEE. DOI: 10.1109/PHM-Paris.2019.00061
22. Bai, R., Meng, Z., Xu, Q. and Fan, F., 2023. Fractional Fourier and time domain recurrence plot fusion combining convolutional neural network for bearing fault diagnosis under variable working conditions. Reliability Engineering & System Safety, 232, p.109076. https://doi.org/10.1016/j.ress.2022.109076
23. Zhang, X., Chen, G., Hao, T. and He, Z., 2020. Rolling bearing fault convolutional neural network diagnosis method based on casing signal. Journal of Mechanical Science and Technology, 34, pp.2307-2316. https://doi.org/10.1007/s12206-020-0506-8
24. Youcef Khodja, A., Guersi, N., Saadi, M.N. and Boutasseta, N., 2020. Rolling element bearing fault diagnosis for rotating machinery using vibration spectrum imaging and convolutional neural networks. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 106, pp.1737-1751. https://doi.org/10.1007/s00170-019-04726-7
25. Zhu, X., Zhao, J., Hou, D. and Han, Z., 2019. An SDP Characteristic Information Fusion-Based CNN Vibration Fault Diagnosis Method. Shock and Vibration, 2019(1), p.3926963. https://doi.org/10.1155/2019/3926963
26. Kumar, A., Vashishtha, G., Gandhi, C.P., Tang, H. and Xiang, J., 2021. Tacho-less sparse CNN to detect defects in rotor-bearing systems at varying speed. Engineering applications of artificial intelligence, 104, p.104401. https://doi.org/10.1016/j.engappai.2021.104401
27. LeCun, Y., Bottou, L., Bengio, Y. and Haffner, P., 1998. Gradient-based learning applied to document

recognition. Proceedings of the IEEE, 86(11), pp.2278-2324. DOI: 10.1109/5.726791

28. Singh, J., Azamfar, M., Li, F. and Lee, J., 2020. A systematic review of machine learning algorithms for prognostics and health management of rolling element bearings: fundamentals, concepts and applications. Measurement Science and Technology, 32(1), p.012001. DOI 10.1088/1361-6501/ab8df9
29. McFadden, P.D. and Smith, J.D., 1984. Vibration monitoring of rolling element bearings by the high-frequency resonance technique—a review. Tribology international, 17(1), pp.3-10. https://doi.org/10.1016/0301-679X(84)90076-8
30. SKF Bearing Select, in, pp. https://skfbearingselect.com/#/size-lubrication/single-bearing.
31. SDT, Vigilant, in, pp. https://sdtultrasound.com/products/permanent-monitoring/vigilant/.

مهندسی مکانیک شریف، (پاییز ۱۴۰۳)
دوره ی ۴۰، شماره ی ۲، صص. ۵۲- ۶۳، (پژوهشی)

Original Article

مطالعه‌ی تجربی آکوستیک توربین‌های بادی محور افقی کوچک با تکیه بر رویکردهای دینامیک سیالات محاسباتی و شبکه عصبی

مهیار صادقی ملک‌آبادی (دانشجوی دکتری)
علیرضا داوری *(دانشیار)
دانشکده فنی مهندسی، گروه هوافضا، دانشگاه آزاد اسلامی، واحد علوم و تحقیقات

عملکرد آیرودینامیکی و انتشار نویز صوتی دو موضوع چالش برانگیز در طراحی مدرن توربین بادی هستند. همچنین، تحلیل آن شامل هزینه محاسباتی بسیار بالایی است. این مقاله یک رویکرد جدید برای رفع این مشکل با تکیه بر ترکیب روش‌های شبکه عصبی، الگوریتم ژنتیک چندهدفه و دینامیک سیالات محاسباتی ارائه می‌کند. در وهله‌ی اول، بهینه‌سازی آیرودینامیکی و آیروآکوستیکی یک ایرفویل از سری خانواده‌ی S با استفاده از هوش مصنوعی و دینامیک سیالات محاسباتی انجام شده است. مقایسه بین نتایج دینامیک سیالات محاسباتی و پیش‌بینی‌شده توسط شبکه عصبی، دقت پیش‌بینی شبکه عصبی را تأیید کرده است. همچنین، این روش می‌تواند زمان بهینه‌سازی کلی را تا حدود ۱/۲۰ با استفاده از همان سخت‌افزار کاهش دهد. در بهینه‌سازی چند هدفه هر دو شکل ایرفویل و دندانه‌ها، ۵ تا ۷ درصد بهبود عملکرد آیرودینامیکی و به‌طور همزمان ۱ تا ۴ درصد کاهش نویز در مقایسه با ایرفویل معیار نشان داده شده است. در گام دوم، مطالعه‌ی تجربی به‌منظور پیاده‌سازی هندسه‌های مستخرج بهینه‌شده در گام نخست بر روی توربین‌های بادی کوچک صورت گرفته است. یافته‌ها نشان می‌دهد که در مقایسه با نمونه اصلی، سطح نویز در حوزه فرکانس کاهش یافته و منتج به کاهش حدود ۱۰ دسی‌بلی (حدود ۱۷ درصد) در سطح فشار صدای کلی شده است.

واژگان کلیدی: توربین باد، آیروآکوستیک، بهینه‌سازی، دینامیک سیالات محاسباتی، روش گردابه‌های بزرگ.

mahyar.sadeghi@srbiau.ac.ir
ardavari@srbiau.ac.ir

۱. مقدمه

ازآنجایی‌که توربین‌های بادی گاهاً در نزدیکی مناطق شهری نصب می‌شوند و نویز آن‌ها تأثیرات مخربی بر انسان و حیات مجاور می‌گذارد، لذا ضروری است پیرامون طراحی پیکره و آیروآکوستیک آن مطالعاتی صورت گیرد [۱]. پره‌های توربین باد یکی از منابع نویز صوتی است که باعث انتشار صدا به محیط اطراف می‌شوند. از این‌رو، مشخصه‌های آیروآکوستیکی و طراحی بهینه‌ی آیرودینامیکی یکی از عوامل مهمی است که باید در کم صداسازی توربین‌های بادی مورد توجه قرار گیرد [۲]. این صداهای تولید شده با بسآمدهای بالا و پایین می‌تواند در اقشار آسیب‌پذیر باعث پیامدهای شدیدی مانند ابتلا به فشارخون بالا، دیابت و غیره شود [۳].

به‌طورکلی، مکانیزم‌های تولید نویز در توربین باد به دو دسته‌ی نویزهای مکانیکی و آیرودینامیکی تقسیم‌بندی می‌شود. نویز مکانیکی از حرکت نسبی اجزای مکانیکی و پاسخ دینامیکی آن‌ها نشات می‌گیرد و سطح انرژی آن نسبت به نویز آیرودینامیکی کمتر است [۴]. نویزهای آیرودینامیکی به‌عنوان منابع پهن‌باند شناخته می‌شوند و در توربین‌های بادی محور عمودی و افقی، وقتی‌که جریان آشفته با لبه فرار برخورد می‌کند، نویز لبه فرار، منبع غالب می‌باشد [۵]. عموماً تمهیداتی برای کاهش نویز لبه فرار درنظرگرفته شده است که یکی از این راهکارها، قرار دادن دندانه در لبه فرار است. دندانه‌های لبه فرار زاویه بین مسیر گردابه‌ها را کاهش می‌دهد و از پراکندگی صدا جلوگیری می‌کنند [۶]. داوری و همکاران [۷] با استفاده از الگوریتم ژنتیک، بهینه‌سازی ایرفویل ناکا ۴۴۱۲ انجام دادند. نتایج آن‌ها افزایش نیروی برآ را به‌همراه داشت که این بهینه‌سازی در نسل ۱۰۰ ایجاد گردید. رام و همکاران [۸] بهینه‌سازی را روی توربین‌های بادی کوچک برای دستیابی به عدم حساسیت نوک ایرفویل به زبری توسط الگوریتم ژنتیک و به‌کمک نرم‌افزار ایکس‌فویل انجام دادند. نتایج آن‌ها نشان داد که نقطه‌ی گذار از جریان آرام به آشفته روی ایرفویل تقریباً به لبه‌ی فرار ایرفویل حرکت می‌کند و بیشتر طول وتر ایرفویل را جریان آرام دربر می‌گیرد. سکو و دی‌ماتوس [۹]، تخمین ضرایب آیرودینامیکی هواپیماهای تجاری با استفاده از شبکه‌های عصبی مصنوعی انجام دادند. آن‌ها از محاسبات کدهای دینامیک سیالات محاسباتی برای تغذیه روش هوش مصنوعی استفاده نمودند. همچنین، شکل بال، هندسه ایرفویل و وضعیت پرواز را به‌عنوان پارامترهای ورودی درنظر گرفتند. آن‌ها با استفاده از شبکه‌های

*نویسنده مسئول

تاریخ دریافت:۱۴۰۲/۱۲/۰۹، تاریخ اصلاحیه: ۱۴۰۳/۰۲/۲۵، تاریخ پذیرش: ۱۴۰۳/۰۳/۱۲.

استناد به این مقاله:
صادقی ملک آبادی ، مهیار و داوری، علیرضا، ۱۴۰۳. مطالعه‌ی تجربی آکوستیک توربین‌های بادی محور افقی کوچک با تکیه بر رویکردهای دینامیک سیالات محاسباتی و شبکه عصبی، مهندسی مکانیک شریف، ۴۰(۲)، صص. ۵۲-۶۳. DOI: 10.24200/j40.2024.64121.1704

عصبی، توانستند زمان محاسبات ضرایب آیرودینامیکی را در مقایسه با کد پتانسیل کامل ۴۰۰۰ برابر کاهش دهند. همچنین، میانگین خطای مطلق را برای پیش‌بینی ضرایب برآ و پسا کاهش دادند [۹]. سان و همکاران [۱۰] به‌کمک شبکه عصبی و همچنین، پایگاهی از داده‌های ایرفویل‌های مختلف به طراحی و بهینه‌سازی ایرفویل‌ها به‌روش معکوس پرداختند. ابتدا به‌کمک پارامتری کردن ایرفویل، هندسه‌ی ایرفویل به‌علاوه ضرایب آیرودینامیکی را به شبکه عصبی داده تا بتواند رفتار ایرفویل را در هندسه‌های مختلف و شرایط مختلف پیش‌بینی کند. سپس به‌کمک این شبکه عصبی آموزش دیده، عملیات بهینه‌سازی را انجام می‌دهد. بدُن و همکاران [۱۱] به‌کمک الگوریتم ژنتیک، بهینه‌سازی را روی توربین دارینوس به‌منظور دستیابی به یک ایرفویل بهینه‌تر ازنظر ضرایب آیرودینامیکی انجام دادند. ایرفویل جدید در زوایای حمله‌ی مثبت، نیروی برآی بیشتری تولید می‌کرد. چِن و همکاران [۱۲] به‌کمک الگوریتم ژنتیک، بهینه‌سازی را برای توربین بادی انجام دادند. نتایج، افزایش نیروی برآ به پسا را نشان می‌داد، اما حساسیت نوک ایرفویل به زبری را به همراه داشت. ژِنگ و همکاران [۱۳] ایرفویل ناکا۰۰۱۲ را به‌روش الگوریتم ژنتیک برای بهبود برآ به پسا بهینه کردند. نتایج آن‌ها افزایش این نسبت را به‌همراه داشت درحالی‌که در ویژگی‌های واماندگی ایرفویل، تغییری حاصل نشد. تندیس و آساره [۱۴] برای بهبود سرعت و دقت در بهینه‌سازی ایرفویل‌ها، از ترکیب الگوریتم ژنتیک و الگوریتم زنبور استفاده کردند. نتایج بهبود سرعت و دقت را نسبت به‌حالتی که از این الگوریتم‌ها به‌تنهایی استفاده می‌شود را نشان می‌داد. در پژوهشی دیگر، بوتمیدجتا و همکاران، روند طراحی آیرودینامیکی یک پهپاد کوچک را در ارتفاع و عدد رینولدز پایین، مورد بررسی قرار دادند. تعیین پارامترهای صفحه‌ای بال از طریق فرآیند بهینه‌سازی آیرودینامیکی و با استفاده از الگوریتم ژنتیک و هوش مصنوعی انجام گرفته شده است [۱۵]. یین و همکاران [۱۶] یک استراتژی طراحی ایرفویل بهینه برای یک توربین باد محور افقی مقیاس کوچک ارائه نمودند. آن‌ها از ایرفویل ناکا ۴۴۱۲ به‌عنوان ایرفویل مرجع استفاده و آن را بهینه نمودند. نتایج آن‌ها نشان می‌دهد که عملکرد ایرفویل بهینه نسبت به ایرفویل مرجع بهبود یافته و حداکثر ضریب برآ ایرفویل بهینه ناکا ۴۴۱۲، ۱/۰۸ و نرخ برآ به پسا بیشینه ۱/۱۴ شده و در محدوده‌ی وسیعی از زوایای حمله این افزایش را حفظ می‌کند. همچنین، ایرفویل بهینه دارای زاویه حمله واماندگی بزرگتر است. همچنین، تحلیل‌های آن‌ها در حالت سه‌بعدی نشان می‌دهد که مقدار ضریب توان توربین بادی جدید، تقریباً ۲۶ درصد بیشتر و پایدارتر از توربین بادی اصلی است و از افزایش بیش‌ازحد نیروی پیشران محوری جلوگیری می‌کند. سانگ و همکاران [۱۷] بهینه‌سازی ایرفویل با استفاده از یک الگوریتم بهینه‌سازی مبتنی بر یادگیری ماشین انجام دادند. ایرفویل ناکا ۰۰۱۲ را به‌عنوان ایرفویل مرجع انتخاب نموده‌اند. نتایج نشان می‌دهد الگوریتم مبتنی بر یادگیری ماشین، در این پژوهش همگرایی نسبتاً خوبی دارد و در مقایسه با الگوریتم ژنتیک سنتی می‌تواند به عملکرد آیرودینامیکی بسیار بهتر و زمان شبیه‌سازی بسیار کوتاه‌تری برای مسئله مشابه بهینه‌سازی ایرفویل دست یابد. ژانگ و همکاران، یک روش بهینه‌سازی چندهدفه نوین برای لبه‌ی فرار ایرفویل‌ها در شرایط یخ‌زدگی پیشنهاد دادند. آن‌ها تائید می‌کنند که روش ارائه‌شده، ابزار ارزشمندی برای طراحی ایرفویل توربین‌های بادی در شرایط یخ‌زدگی است [۱۸]. رودریگرز و همکارش، یک روش جامع برای بهینه‌سازی طراحی پره‌های توربین بادی پیشنهاد دادند. نتایج حاصل از ایرفویل بهینه‌شده‌ی آن‌ها نشان می‌دهد که نرخ برآ به پسا نسبت به ایرفویل معمولی ناکا ۴۴۱۲ بهبود یافته است [۱۹]. زو و همکاران، از الگوریتم ژنتیک برای بهینه‌سازی دو-هدفه پارامترهای وتر، زاویه توئیست و خمش پره برای به حداکثر رساندن تولید انرژی و حداقل رساندن گشتاور خمشی استفاده نمودند [۲۰]. اسورکن و همکاران، یک طراحی مفهومی و بهینه با استفاده از ترکیب روش حجم محدود، هوش مصنوعی و الگوریتم ژنتیک برای توربین باد محور عمودی انجام دادند. نتایج آن‌ها ثابت می‌کند که تکنیک‌های هوش مصنوعی می‌توانند به‌طور قابل‌توجهی فرآیندهای طراحی را در زمینه‌ی مهندسی باد تسهیل و تسریع کنند [۲۱]. در پژوهشی دیگر، رول و همکارش، بهینه‌سازی ایرفویل‌های سری S را با استفاده از الگوریتم ژنتیک چند هدفه و نرم‌افزارهای تجاری دینامیک سیالات محاسباتی برای به حداکثر رساندن برآ و افزایش نسبت برآ به پسا به‌منظور کاهش هزینه و طراحی پره‌های توربین باد ارائه نمودند [۲۲]. فولدی و همکاران، مسئله‌ی بهینه‌سازی پره‌ی توربین باد محور افقی را برای به حداکثر رساندن ضریب توان مطرح نمودند. نتایج آن‌ها نشان می‌دهد که پره‌ی بهینه‌شده، عملکرد بهتری نسبت به پره‌ی معمولی در سرعت‌های پایین نشان می‌دهد [۲۳]. مَشد و همکاران، بهینه‌سازی هندسه پره‌های توربین باد را در سرعت‌های پایین انجام دادند. چهار ایرفویل بسیار پرکاربرد از خانواده‌ی ناکا با ضخامت‌های مختلف درنظر گرفته شده‌اند. نتایج نشان می‌دهد که ایرفویل‌های بهینه تولیدشده از ایرفویل‌های اصلی، عملکرد بهتری دارند؛ بنابراین، ایرفویل‌های بهینه‌شده برای ساخت پره‌های توربین بادی با سرعت کم و همچنین برای سایر کاربردهای مرتبط با سرعت پایین نیز مناسب می‌باشد [۲۴]. چن و همکاران [۲۵] از نقاط عملیاتی چندگانه و روش‌های بهینه‌سازی چند هدفه برای افزایش نسبت برآ به درگ و کاهش صدای کلی یک ایرفویل استفاده کردند. ایرفویل‌های بهینه‌سازی‌شده عملکرد آیرودینامیکی و آکوستیک بالاتری و کاهش نویز کلی از خود را در مقایسه با نمونه‌های اولیه نشان دادند. ایرفویل بهینه‌شده همچنین، دارای حداکثر ضخامت کاهش یافته با تغییر جزئی در موقعیت خود به سمت سر ایرفویل بود. علاوه بر این، مساحت و محیط ایرفویل بهینه‌شده کاهش یافته که منجر به بهبود ویژگی‌های ساختاری شده است.

در بیشتر مطالعاتی که تاکنون گزارش شده است، شکل ایرفویل، بهینه‌شده است و سپس دندانه‌هایی به لبه‌ی فرار اضافه شده است تا نویز را کاهش دهد و در عین حال ویژگی‌های آیرودینامیکی را حفظ کند. با این حال، بهینه‌سازی شکل دندانه‌ها در ترکیب با خود ایرفویل به‌دلیل هزینه‌های محاسباتی بالای آن همچنان یک موضوع چالش برانگیز است. برای کاهش این هزینه، شبکه‌های مصنوعی اخیراً برای پیش‌بینی دقیق خروجی‌ها بر اساس برخی از راه‌حل‌های عددی استفاده شده‌اند [۲۶-۲۹]. با این حال، این مطالعات بر روی آیرودینامیک ایرفویل‌ها بدون توجه به رفتار صوتی آن متمرکز شده است.

ولکمر و همکاران [۳۰]، چالش ناشی از نویز توربین بادی با استفاده از بهینه‌سازی پروفیل پره‌ی توربین و افزودن دندانه به لبه‌ی فرار را تا حدودی رفع نمودند. نتایج انها به‌طور قابل توجهی، نشان می‌دهد که می‌توان نویز لبه فرار را با بهینه‌سازی، به قیمت کاهش قدرت شفت توربین کاهش داد. این پژوهش، در راستای رفع کاستی پژوهش ولکمر انجام می‌شود. و از روش شبیه‌سازی گردابه بزرگ که توانایی بیشتری در بیان پدیده‌ها دارد استفاده می‌شود. همچنین، ولکمر از الگوریتم ژنتیک به‌تنهایی استفاده نموده است، در حالی که مقرر گردیده از شبکه عصبی در کنار الگوریتم ژنتیک استفاده شود. همچنین، استفاده از شبکه عصبی باعث کاهش زمان بهینه‌سازی می‌شود. با

وجود دانش ارزشمندی که قبلاً در مورد زمینه آیروآکوستیک پره‌های توربین بادی به‌دست آمده است، هنوز شکاف‌های قابل‌توجهی در تکنیک‌های کاهش نویز و رفتار صوتی پره‌های توربین بادی وجود دارد. از نظر نویسندگان، بیشتر مطالعات بر روی توربین‌های بادی بزرگ متمرکز شده‌اند و هنوز تحقیقات بیشتری در مورد سر و صدای توربین‌های بادی کوچک مورد نیاز است.

در این مقاله، ترکیبی از ابزارهای موجود برای اولین بار برای رسیدگی به چالش محاسبات عددی زمان‌بر و پر کردن شکاف بین کیفیت بهینه‌سازی آیروآکوستیک و هزینه‌های محاسباتی استفاده شده است. در گام اول، هدف این مقاله بهینه‌سازی هندسه ایرفویل همراه با دندانه‌های لبه فرار برای دستیابی به بالاترین عملکرد ممکن در هر دو آیرودینامیک و آیروآکوستیک است. شبیه‌سازی گردابی بزرگ و آنالوژی ویلیامز-هاوکینگ به‌ترتیب برای پیش‌بینی آیرودینامیک و آیروآکوستیک ایرفویل استفاده می‌شود. در گام ثانویه، تمرکز بر روی استفاده از تنظیمات اتاق آکوستیک تجربی، برای پیاده‌سازی هندسه‌های بهینه‌شده و در گام نخست بر روی توربین‌های بادی کوچک، می‌باشد. هدف نهایی، ارائه‌ی یک پژوهش تجربی است که قادر به پیش‌بینی دقیق عملکرد آیرواکوستیک توربین‌های بادی محور افقی کوچک بهینه‌سازی شده است که برای کاهش نویز آیرودینامیکی با کمک شکل بهینه ایرفویل و دندانه در لبه فرار بهینه‌شده می‌باشد.

۲. تشریح مسئله

همان‌طورکه در بخش قبل بیان شد، منابع نویز از جمله نویزهای جریان آشفته و لبه فرار جزء منابع غالب در نویزهای ایرفویل هستند. بنابراین، منابع نویز جریان ورودی آشفته و نویز لبه فرار را نیز می‌توان با اصلاح هندسه (پیشنهاد شکل مقطع ایرفویل بهینه) در خود لبه فرار اصلاح و دست‌کاری نمود. هدف کلی این پژوهش، طراحی، بهینه‌سازی و ارزیابی دو معیار کاهش نویز، اصلاح پروفیل مقطع پره و افزودن دندانه‌های لبه فرار، برای یک توربین بادی کوچک با محور افقی است که با اعداد رینولدز پایین کار می‌کند. لذا، در همین راستا گام‌های پژوهشی به‌صورت زیر تعریف می‌گردد:

۱- بهینه‌سازی هندسه ایرفویل و دندانه‌های لبه فرار با استفاده از ترکیب شبکه عصبی و الگوریتم ژنتیک، به‌منظور دستیابی به بهترین عملکرد آیرودینامیکی و کمترین نویز در هندسه‌ی موردنظر، توربین باد.

۲- استفاده از تجهیزات اتاق آکوستیک تجربی برای بررسی آیروآکوستیکی توربین باد.

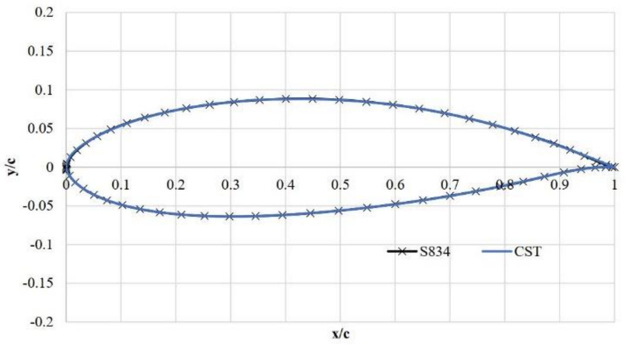
که برای به تحقق پیوستن این گام‌ها، از ترکیب روش‌های شبکه عصبی استفاده شده است و همچنین برای بهینه‌سازی از یک هندسه‌ی مرسوم اولیه و ایرفویل S834 به‌عنوان ایرفویل معیار استفاده شده است. بنابراین، در این پژوهش از شبکه عصبی پرسپترون به‌منظور روش داده‌کاوی و برای پیش‌بینی رابطه‌ی غیرخطی موجود بین پارامترهای ورودی و خروجی در مدل‌سازی توربین باد استفاده می‌شود. در این تحقیق، از ترکیب روش‌های هوش مصنوعی مانند شبکه‌های عصبی با الگوریتم‌های ژنتیک به‌منظور بهینه‌سازی طراحی آیرودینامیکی و آیروآکوستیکی توربین بادی استفاده شده است. این ترکیب قادر به دستیابی به پارامترهای بهینه و کاهش نوفه بیشتر است. در گام اول، با تکیه بر روش‌های دینامیک سیالات محاسباتی و هوش مصنوعی ایرفویل بهینه به‌همراه دندانه‌های بهینه استخراج می‌گردد و سپس، هندسه‌های سه بعدی حاصل از گام اول، به‌کمک آزمون تجربی مورد تحلیل آکوستیکی قرار می‌گیرند.

۳. رویکردها و روش‌ها

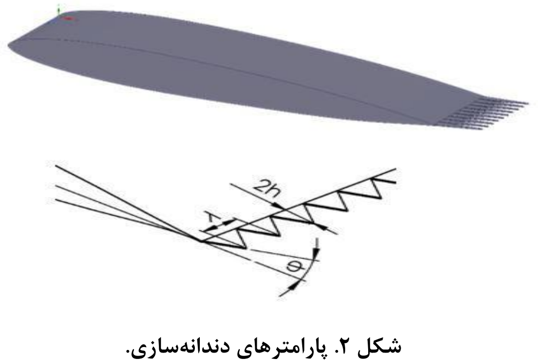
در این بخش، ابتدا به روش‌های مورداستفاده در مسئله حال‌حاضر پرداخته و سپس جزئیات هریک بیان می‌شود. در ادامه، روش‌های حل پیشنهادی از جمله روش عددی و تجربی همراه با تنظیمات مورد استفاده بیان می‌گردد. همچنین، شرایط مرزی حاکم بر مسئله، میدان محاسباتی، مطالعه شبکه و منحنی استقلال از شبکه ارائه می‌شود.

۳.۱. فرآیند بهینه‌سازی و طراحی بلید

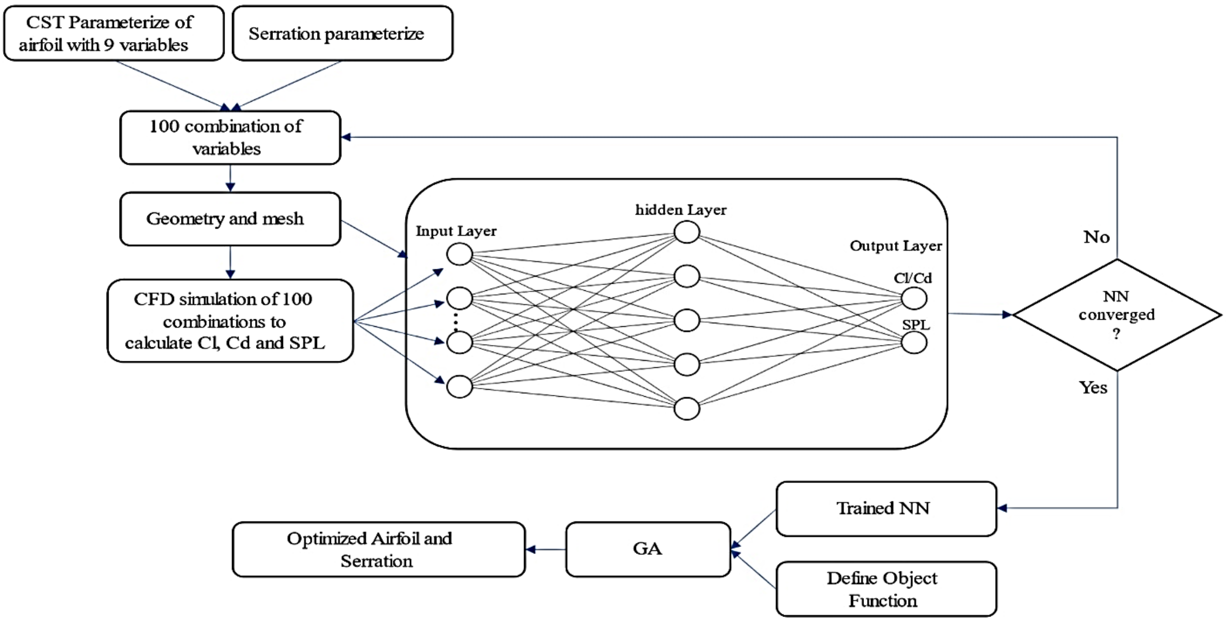
از شبکه عصبی برای پیش‌بینی رابطه‌ی غیرخطی موجود بین پارامترهای ورودی و خروجی اندازه‌گیری‌شده در بهینه‌سازی ایرفویل موردنظر استفاده می‌شود و احتمال می‌رود که نتایج حاصل از پیش‌بینی پارامترها با این روش داده‌کاوی مذکور توانایی قابل‌قبولی در دستیابی به تطابق مناسب بین مقادیر اندازه‌گیری شده و پیش‌بینی‌شده پارامترهای خروجی ایرفویل بهینه‌شده داشته باشد. ایرفویل S834 با طول وتر ۰/۵ متر به عنوان ایرفویل ابتدایی برای بهینه‌سازی در مطالعات حاضر با عدد رینولدز حدود $۱۰^{۵}$ مورد استفاده قرار گرفته است. این ایرفویل به‌طور معمول در کاربردهای توربین‌های بادی استفاده می‌شود. برای اطمینان از دقت نمایش روش پارامترسازی CST حاصل‌شده [۳۱]، خطای جذر میانگین مربعات موردبررسی قرار گرفته است که برابر با $۱۰^{-۳}$ می‌باشد. در شکل ۱، مقایسه‌ای بین هندسه واقعی ایرفویل S834 و ایرفویل تولیدشده ناشی از روش CST نشان داده شده است. می‌توان تطابق قابل قبولی بین نمایش CST و ایرفویل واقعی مشاهده کرد. ارتفاع (۲h)، طول‌موج (λ) و زاویه (φ) دندانه‌ها به‌عنوان متغیرهای بهینه‌سازی مورد استفاده قرار گرفته‌اند و در شکل ۲ نشان داده شده‌اند.



شکل ۱. مقایسه بین S834 واقعی و نمایش CST.



شکل ۲. پارامترهای دندانه‌سازی.



شکل ۳. نمایش نمودار جریان بهینه‌سازی.

جدول ۱. پارامترهای ورودی و خروجی بهینه‌سازی الگوریتم ژنتیک.

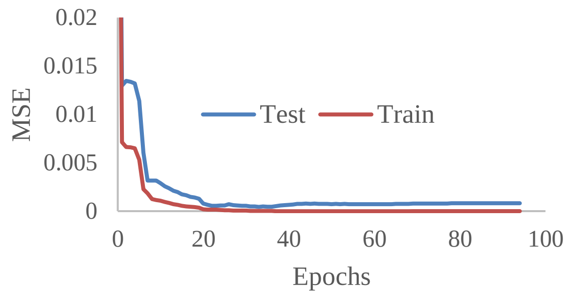
پارامترهای ورودی			
متغیرهای طراحی واقعی	عنوان	حداقل	حداکثر
پارامترهای روش CST	هندسه ایرفویل	-	-
λ (mm)	طول‌موج دندانه		
2h (mm)	ارتفاع دندانه	۱۰	۷۰
Φ (°)	زاویه دندانه لبه فرار نسبت به وتر	-۱۰	۱۰
α (°)	زاویه حمله	۰	۶
پارامترهای خروجی			
متغیرهای طراحی واقعی	عنوان		
C_L/C_D	عملکرد آیرودینامیکی		
SPL	سطح فشار صدا		

در بهینه‌سازی همزمان هندسه ایرفویل و دندانه‌ها، از الگوریتم ژنتیک چند هدفه با اندازه جمعیت ۵۰ و دقت تابع 10^{-6} استفاده شده است. متغیرها، دامنه تغییرات آن‌ها و پارامترهای خروجی نظیر عملکرد آیرودینامیکی و سطح فشار صدا به‌عنوان توابع هدف در مطالعات حاضر در جدول ۱ نمایش داده شده‌اند. شایان ذکر است که محدوده پارامترهای طراحی براساس تاریخچه‌ی مطالعات انتخاب شده است. یکی دیگر از پارامترهایی که حایز اهمیت است که باید موردبررسی قرار گیرد، زاویه حمله است. زاویه حمله مطابق با یافته‌های پیشین بین ۰ تا ۶ درجه تنظیم شده است، که نشان می‌دهد این شرایط کاهش قابل ملاحظه‌ای در سطح صدا و تغییر روشن‌تری در میدان جریان نسبت به زوایای دیگر ارائه می‌دهد. علاوه بر این، برای توربین‌های بادی مدرن با کنترل سرعت متغیر و زاویه پره، بیشتر بخش‌های پره زوایای حمله کمی دارند، به‌عبارت دیگر معمولاً بین ۴ تا ۸ درجه واقع می‌شوند.

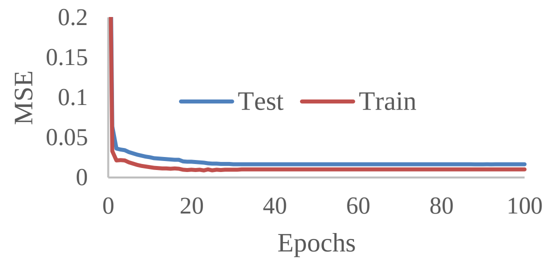
شکل ۳ نمایش دهنده نمودار جریان بهینه‌سازی است. در ابتدا، ۱۰۰ ایرفویل دندانه‌دار تولید شدند و شبیه‌سازی‌های عددی برای محاسبه نسبت برآ به پسا آنها و همچنین تراز فشار صدا کلی انجام شد. یک شبکه عصبی با استفاده از این داده‌ها آموزش داده‌شده و سپس به‌عنوان ورودی برای الگوریتم ژنتیک استفاده شده است. این روش نسبت به کوپلینگ مستقیم حلگرهای CFD به الگوریتم ژنتیک، سریع‌تر است و زمان بیشتری را صرف بهینه‌سازی می‌کند.

شبکه عصبی براساس پارامترهای ورودی هندسی و جریانی و پارامترهای عملکرد آیرودینامیکی و سطح فشار صدا به‌عنوان خروجی در آن تعریف شده است، آموزش داده می‌شود. آموزش این شبکه عصبی به‌عنوان یک مدل پیش‌بینی پیچیده، با استفاده از الگوریتم‌های یادگیری عمیق انجام می‌شود. این شبکه، از لایه‌های مختلفی از جمله لایه‌های ورودی، لایه‌های مخفی و لایه‌های خروجی تشکیل شده است. در لایه‌های ورودی، پارامترهای هندسی و جریانی ورودی به شبکه وارد می‌شوند. سپس اطلاعات این ورودی‌ها از طریق لایه‌های مخفی پردازش می‌شوند تا الگوهای پیچیده‌تر و ارتباطات غیرخطی میان ورودی و خروجی مدل، مدلسازی شود. با توجه به اینکه شبکه با داده‌هایی که توسط تحلیل انسیس فلوئنت به‌دست آمده، آموزش دیده است، می‌تواند به‌طور دقیق‌تری تغییرات و پیچیدگی‌های جریان را در محیط‌های هوافضا و دینامیک سیالاتی پیش‌بینی کند. بعد از آموزش شبکه، می‌توان به‌طور مکرر و در زمان کم بهینه‌سازی را توسط الگوریتم ژنتیک انجام داد.

در این مقاله، از یک شبکه عصبی با ساختار Feed-Forward و دو لایه مخفی با هر کدام ۱۰ نود استفاده شده است. این مدل با استفاده از ۷۰٪ از داده‌های موجود آموزش داده‌شده، ۱۵٪ برای اعتبارسنجی و ۱۵٪ دیگر برای آزمون مورد استفاده قرار گرفته است. همچنین، روش Levenberg-Marquardt برای بهینه‌سازی پارامترهای شبکه مورد استفاده قرار گرفته است، که باعث به‌دست آمدن یک مقدار رگرسیون $R^2=0.96$ شده است. میانگین خطای مربعات متوسط (MSE) شبکه عصبی در مرحله اعتبارسنجی



(الف)



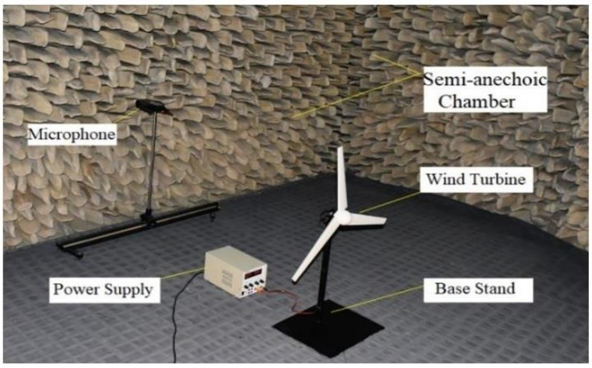
(ب)

شکل۴. خطای مربعات میانگین برای داده‌های آموزش‌دیده و اعتبارسنجی الف) نسبت برآ به پسا و ب) میزان سطح فشار صدای کلی.

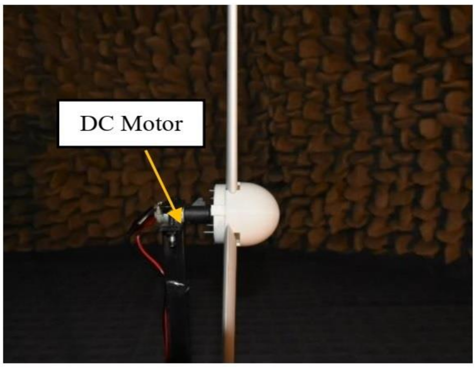
به مقدار ۴-۱۰ رسید، که نشان می‌دهد مدل به‌خوبی توانسته تفاوت بین مقادیر پیش‌بینی شده و واقعی را به حداقل برساند. مقدار پایین MSE نشان می‌دهد که این مدل مناسب برای پیش‌بینی دقیق رفتار سیستم در شرایط مختلف است. MSE مدل شبکه عصبی برای داده‌های آموزش و آزمون در طول مرحله آموزش در شکل ۴ نشان داده شده است. MSE برای داده‌های آموزش و آزمون مدل پیشنهادی به‌طور کلی در طول زمان کاهش می‌یابد. این نشان می‌دهد که مدل به‌خوبی آموزش دیده است و تا حداکثر تعداد تکرارهای آموزشی بدون بیش‌برازش عمل می‌کند.

۲.۳. رویکرد تجربی

در این بخش، ابتدا توربین بادی کوچک با استفاده از پره‌های معیار و بهینه‌ای که توسط روش‌های عددی استخراج شد، طراحی‌شده و سپس توسط پرینت سه بعدی تولید گردید. همان‌طورکه در شکل۶ نشان داده شده است، پره مورد استفاده دارای طول ۳۰ سانتی‌متر، صفحه چرخش دهانه ۷۰ سانتی‌متر (با در نظر گرفتن قطر هاب)، زاویه پسگرا صفر درجه و نسبت باریک شوندگی ۰.۵ می‌باشد. سپس، این مدل‌های تولیدشده به‌جهت آنالیز آکوستیکی در اتاق آکوستیک قرار داده‌شد. از این‌رو، سطح فشار صوتی یک توربین بادی کوچک از طریق اندازه‌گیری‌های تجربی در یک محفظه نیمه آنکوئیک واقع در آزمایشگاه الکتروآکوستیک دانشکده فیزیک دانشگاه شریف تعیین شد. همچنین، استاندارد ملی ایران ISIRI 6184: آکوستیک-تعیین سطوح توان صوتی منابع نویز، برای اندازه‌گیری سطح نویز [۳۲] مورد آزمایش قرار گرفته است. تنظیمات آزمون در شکل ۵ نشان داده شده است. همچنین، در شکل۷ آرایه میکروفونی مورداستفاده با تعداد ۱۴ نقطه‌ی محیطی بر روی کره‌ای با شعاع 1.5D نمایش داده‌شده و برای اندازه‌گیری از میکروفون‌های B&K



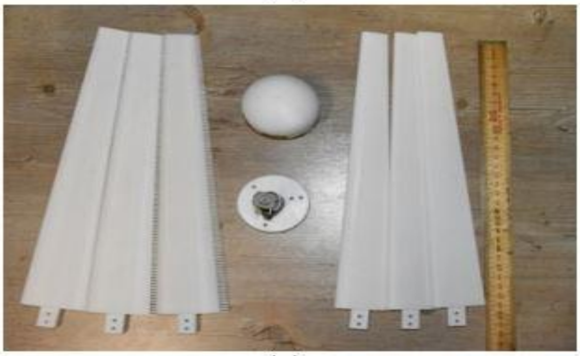
(الف)



(ب)

شکل ۵ . تنظیمات آزمون تجربی در اتاق آکوستیک.

(الف)



(ب)

شکل ۶. پره‌های معیار و بهینه تولیدشده توسط پرینت سه بعدی.

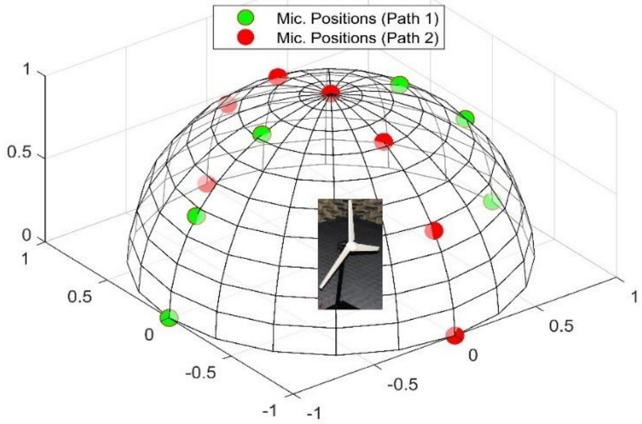
مدل ۲۲۵۰ استفاده شده است که سپس در رایانه در بیرون از فضای اتاق آکوستیک پردازش شد. هر اندازه‌گیری به مدت ۵ ثانیه به طول انجامید و سطح فشار صدا در هر موقعیت میکروفون که ۳۰ درجه از هم فاصله داشتند به‌طور میانگین محاسبه گردید.

مطابق با شکل۷ الف برای انجام تست تجربی، توربین بادی در نقطه O در مرکز نیمکره قرار گرفته است. سطح فشار صدا برای دو میکروفون در نقاط مرجع A و B در امتداد مسیرهای ۱ و ۲ برداشت شده است. مختصات این نقاط در شکل ۷ ب نشان داده شده است. علاوه بر این، نویز پس‌زمینه اتاق آزمایش به‌مدت ۱۰ تا ۱۵ ثانیه ارزیابی‌شده و مشخص گردید که اتاق نامبرده از شرایط کافی برای انجام تست برخوردار است.

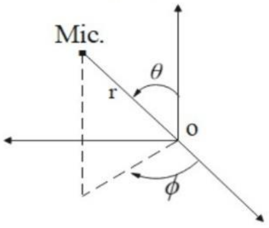
از سیستم Traversing برای حرکت میکروفون در دو جهت y و z با دقت ۱ میلی‌متر و از کولیس برای جابجایی میکروفون در جهت x استفاده شده است. این سیستم موجب پوشش نقاط روی کره فرضی با دقت بالا برای هر دو مدل می‌شود. اندازه‌گیری‌ها با فرکانس ۵۰۰ هرتز انجام‌شده و از رابط نرم‌افزاری از کدی در محیط LabView استفاده شده است. خروجی میکروفون به‌صورت power spectrum برحسب زمان در طول دوره داده‌برداری تبدیل شده است و در تحلیل فرکانسی در محیط اکوستیک به‌دلیل حذف انعکاس امواج صوتی، برخی ملاحظات وجود دارد. در این مقاله، به‌دلیل انحراف از اهداف اصلی، تحلیل نویز در کل طیف فرکانسی برای هر دو پره به‌صورت نسبی و مقایسه‌ای انجام شده است. نتایج نشان می‌دهند که پره بهینه‌شده در تمامی مودهای فرکانسی دارای کمترین نویز است. بنابراین، با وجود احتمالی خطاها و عدم قطعیت‌های داده‌های اندازه‌گیری، می‌توان به اطمینان از رفتار اکوستیک بهتر پره بهینه‌شده نسبت به طرح اولیه در این مقاله امیدوار بود.

۳.۳. رویکرد عددی

در رویکرد عددی و تحلیل نتایج از نرم‌افزارهای انسیس فلوئنت استفاده شده است. در ادامه، نحوه‌ی الگوسازی هریک شرح داده می‌شود.



(الف)



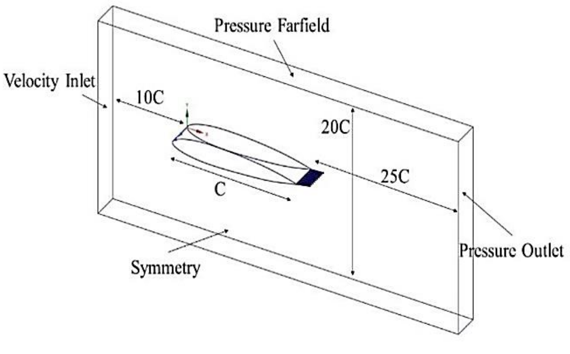
Mic.	r (m)	θ (°)	φ (°)
A	1	30	90
B	1	90	150

(ب)

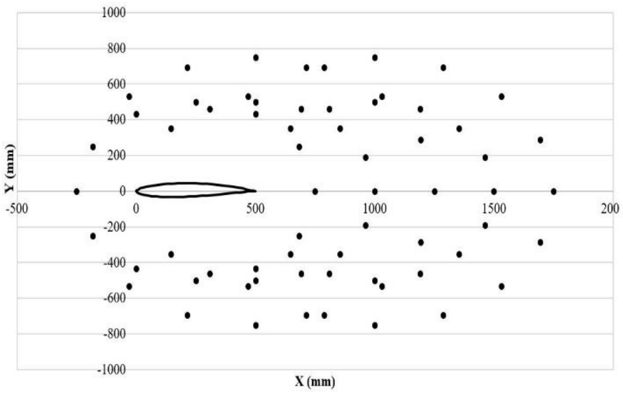
شکل۷. (الف) مسیرهای میکروفن‌ها و (ب) موقعیت آرایه میکروفونی.

از روش‌های شبیه‌سازی گردابه‌ی بزرگ، LES، و فاکس ویلیامز-هاوکینگ، FW-H، به‌ترتیب برای پیش‌بینی آیرودینامیک و آیروآکوستیک ایرفویل استفاده شده است. مدل LES می‌تواند به‌دقت، فیزیک جریان را در لبه فرار ایرفویل که بیشتر انتشار نویز از آنجا ناشی می‌شود، تخمین بزند. در این پژوهش، در گام اول تحلیل عددی و انجام بهینه‌سازی روی هر دو شکل ایرفویل و دندانه‌ها به‌منظور بهبود همزمان آیرودینامیک و آیروآکوستیک انجام شده است. به‌منظور سرعت بخشیدن به فرآیند بهینه‌سازی با آموزش یک شبکه عصبی برای پیش‌بینی آیرودینامیک و آکوستیک ایرفویل پیشنهاد شده است. در گام دوم پس از استخراج حالت بهینه، به‌کمک دینامیک سیالات محاسباتی و آیروآکوستیک محاسباتی یک نمونه توربین باد کوچک مبتنی بر پره‌های بهینه‌شده شبیه‌سازی می‌گردد. مدل سازی CFD در چارچوب روش حجم محدود در بستر انسیس فلوئنت انجام می‌شود. معادلات ناویر-استوکس همراه با معادله پیوستگی به‌صورت عددی در ترکیب با مدل‌های آشفتگی حل می‌شوند. از هوا به‌عنوان سیال‌کاری و خواص ثابت در شرایط محیطی استفاده می‌شود. جریان، تراکم ناپذیر فرض می‌شود که در سرعت‌های غالب کاملاً واقعی است و منجر به حداکثر اعداد ماخ کمتر از ۰/۲ می‌شود. مجدداً برای محاسبه دقیق میدان جریان در گام دوم در این مسئله ترکیبی آیرودینامیکی و آیروآکوستیک، روش شبیه‌سازی گردابه بزرگ و روش فاکس ویلیامز-هاوکینگ استفاده شده است. در گام اول شرایط مرزی و میدان محاسباتی مطابق با شکل۸ لحاظ شده است. همچنین، مرزهای دامنه ۱۰ برابر طول وتر از لبه حمله ایرفویل سمت مکش و سمت فشار و همچنین ۲۵ برابر از لبه فرار قرار می‌گیرند تا از اثرات مرزی جلوگیری شود. شرایط ورودی سیال با ورودی سرعت تعریف می‌شود، در حالی‌که شرایط خروجی سیال توسط خروجی فشار تعیین می‌شود. در فرآیند مدل‌سازی، یک مقطع شامل ۱۰ دندانه در نظر گرفته می‌شود که منجر به استفاده از شرایط مرزی متقارن در دو طرف دامنه می‌شود.

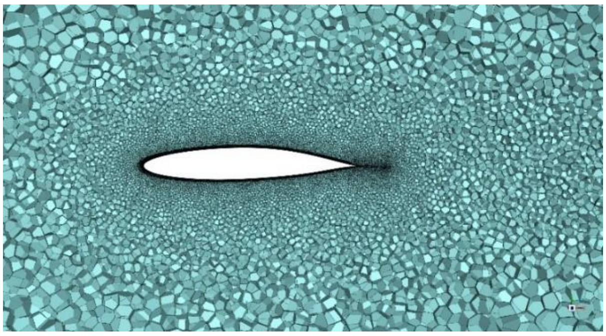
در تحلیل آکوستیک به‌کمک روش فاکس ویلیامز-هاوکینگ، ابتدا نیاز است که منبع تولید نویز و میکروفون‌های فرضی تعریف شوند. از این‌رو، سطح بالایی و پایینی ایرفویل و همچنین دندانه‌های لبه فرار به‌عنوان منبع صدای تولید در شرایط مرزی در نظر گرفته می‌شوند. با توجه به گام زمانی انتخاب‌شده، محدوده فرکانس مورد بررسی، برابر ۰ تا ۲۰۰۰ هرتز است و خواص آیروآکوستیک در جریان آزاد با سرعت ثابت اندازه‌گیری شده است. در مطالعه حاضر، در گام اول، ۶۴ گیرنده در اطراف ایرفویل همان‌طور که در شکل۹ نشان داده شده، برای اندازه‌گیری سطح فشار صدای کلی ساطع‌شده از ایرفویل، قرار داده شده است.



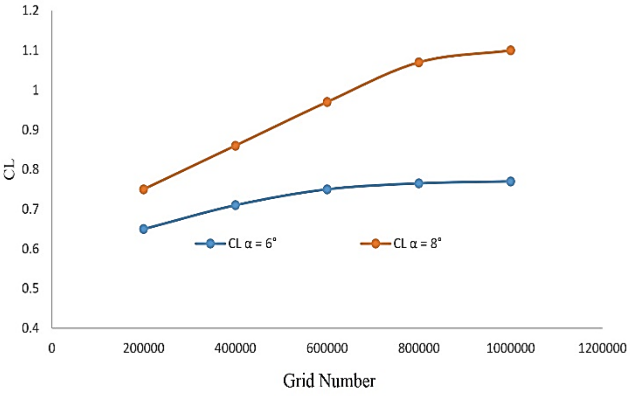
شکل۸. میدان محاسباتی و شرایط مرزی برای گام اول مسئله.



شکل۹. موقعیت میکروفون‌ها در فضای اطراف ایرفویل و مرتبط با شبیه‌سازی در گام اول.



شکل ۱۰. شبکه محاسباتی اطراف ایرفویل.



شکل۱۱. منحنی استقلال از شبکه.

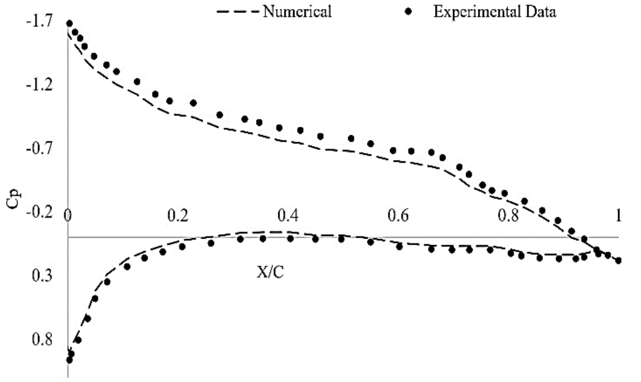
برای گام اول، از یک شبکه‌بندی متناسب با شکل۹ استفاده شده است که شامل شبکه‌های محاسباتی حول ایرفویل و دندانه‌های لبه فرار است. برای ثبت جریان در اطراف ایرفویل و دندانه‌ها، از شبکه‌های چند وجهی با تراکم بالا در این مناطق استفاده شده است. برای تضمین استقلال شبکه، پنج نوع شبکه مختلف مورد بررسی قرار گرفته و نتایج ضریب برآ در زاویه حمله ۶ و ۸ درجه به‌عنوان منحنی استقلال شبکه در شکل۱۱ نشان داده شده است. جزئیات شبکه در جدول۲ ذکر شده است. براساس نتایج، شبکه‌ای با ۸۰۰۰۰۰ سلول برای انجام گام اول انتخاب شده است.

۳-۳-۲- اعتبارسنجی

همان‌طورکه در بخش‌های قبل بیان گردید، در این مسئله دو گام محاسباتی لحاظ گردیده است. برای اعتبارسنجی و صحت از دقت نتایج برای هر کدام، مقایسه‌ای با نتایج پژوهش‌های قبلی صورت گرفته است.

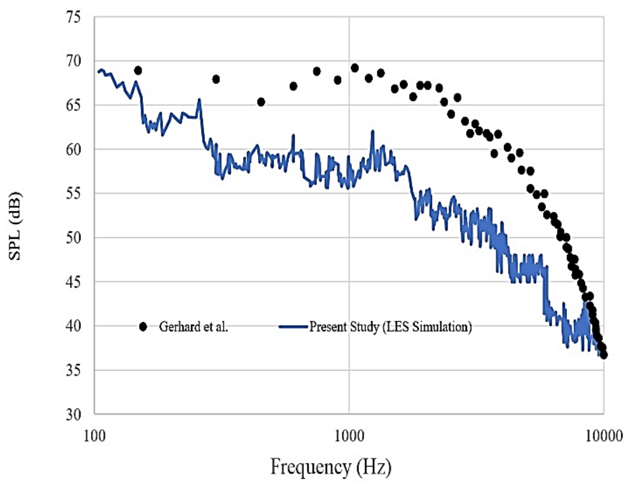
جدول ۲. جزئیات شبکه مورداستفاده.

پارامتر شبکه	مقادیر				
تعداد کل شبکه	۲۰۰۰۰۰	۴۰۰۰۰۰	۶۰۰۰۰۰	۸۰۰۰۰۰	۱۰۰۰۰۰۰
اندازه سلول در اطراف ایرفویل (میلی‌متر)	۴	۳/۵	۳	۲	۱/۵
اندازه سلول در اطراف ایرفویل (میلی‌متر)	۳	۲/۵	۲	۱	۱
تعداد المان‌های لایه مرزی	۵	۵	۱۰	۱۰	۱۰



شکل۱۲. نتایج اعتبارسنجی ضریب فشار با داده‌های تجربی.

در گام نخست، به‌منظور اعتبارسنجی نتایج شبیه‌سازی‌های جریان هوا در مقایسه با داده‌های تجربی [۳۳]، تحلیلی دقیقتر در زاویه حمله ۰ درجه و عدد رینولدز $۱۰^{۵}$ انجام گرفته است. در این تحلیل، ابتدا نتایج مرتبط با ضریب فشار بر روی سطوح بالا و پایین ایرفویل در شکل۱۲ ارائه شده است. همان‌طورکه در نمودار دیده می‌شود، نتایج به‌خوبی با یکدیگر تطابق دارند. با این حال، تفاوت‌هایی وجود دارد که به‌علت فرضیات مورد استفاده در شبیه‌سازی‌های عددی توجیه می‌شوند. همچنین، برای تایید نتایج آکوستیک، از داده‌های تجربی گرهارد و همکاران [۳۳] استفاده‌شده و نموداری مربوط به این تایید در شکل۱۳ ارائه شده است. در این مطالعه، تمرکز بر روی ایرفویل S834 با طول وتر ۰/۲ متر، زاویه حمله $\alpha = 4.7$ درجه، عدد رینولدز $۳/۵\times۱۰^{۶}$ و گام زمانی $\Delta t = 6.4\times10^{-4}$ بوده است. یک میکروفون فرضی در موقعیت $x/c = 0.8$ روی سطح پایینی ایرفویل قرار داده شد. اگرچه برخی از نتایج فرکانسی تفاوت‌هایی بیش از ۱۰٪ نشان می‌دهند و تفاوت‌ها در فرکانس‌های پایین و بالا ناچیز می‌باشد. به‌صورت کلی، شبیه‌سازی جریان هوا با استفاده از مدل شبیه‌سازی گردابه‌های بزرگ تغییرات سطح فشار صدا را به‌درستی تخمین می‌زند. با این حال، اوج‌های مشاهده‌شده در موارد عددی در شرایط تجربی وجود ندارد. این اختلافات ممکن است به دو عامل مرتبط شوند: از یک سو، فرضیات استفاده‌شده در شبیه‌سازی‌های عددی و از سوی دیگر، وجود ساختارها و موانع در تنظیمات تجربی.



شکل۱۳. اعتبارسنجی نتایج آکوستیک عددی با داده‌های تجربی در گام اول مسئله.

۴. نتایج

در این بخش، ابتدا نتایج حاصل از بهینه‌سازی چندگانه و سپس مربوط آزمون تجربی و عددی برای هر دو حالت آیرودینامیک و آیروآکوستیک ارائه می‌گردد.

۱.۴. پاسخ بهینه برای حالت‌های چند هدفه

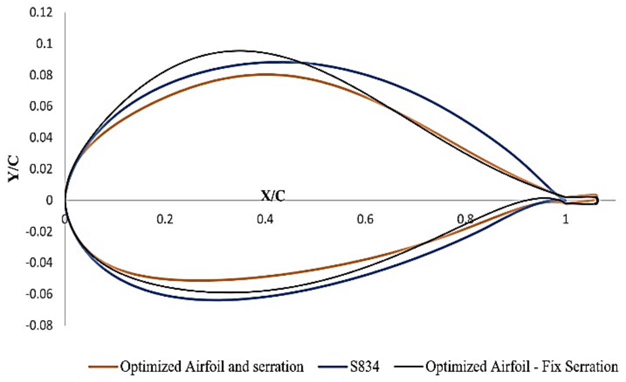
پس از بهینه‌سازی تک هدف، بهینه‌سازی چند هدفه با استفاده از الگوریتم ژنتیک، برای به‌دست آوردن هندسه‌ی بهینه ایرفویل همراه با دندانه انجام می‌شود که منجر به حداکثر نسبت ضریب برآ به پسا و حداقل سطح فشار صدای کلی می‌شود. مقادیر نسبت ضریب برآ به پسا و سطح فشار صدای کلی برای ایرفویل پایه S834، ایرفویل بهینه‌شده با دندانه ثابت و ایرفویل دندانه دار بهینه‌شده در جدول۳ در زاویه حمله ۶ درجه نشان داده شده است. به‌ترتیب بهبود (۵-۷٪) و (۱-۴٪) در مشخصه‌های آیرودینامیکی و سطح فشار صدای کلی را می‌توان در هر دو بهینه‌سازی در مقایسه با ایرفویل پایه مشاهده کرد. با توجه به این جدول، بهینه‌سازی شکل ایرفویل همراه با دندانه‌های ثابت منجر به عملکرد آیرودینامیکی بالاتر می‌شود، در حالی‌که بهینه‌سازی ایرفویل دندانه‌دار رفتار آکوستیک بهتری را در کنار بهبود عملکرد آیرودینامیکی قابل توجه ارائه می‌دهد.

شکل۱۴ مقایسه‌ای بین هندسه ایرفویل بهینه‌سازی‌شده و ایرفویل پایه S834 در زاویه حمله ۶ درجه ارائه می‌دهد. همان‌طور که مشاهده می‌شود، هر دو ایرفویل بهینه‌شده دارای خمیدگی و ضخامت کمتری در نزدیکی لبه فرار هستند، که یک ویژگی اجتناب‌ناپذیر برای ایرفویل کم نویز است. علاوه بر این، برای یک شکل دندانه ثابت، هم ضخامت بخش جلو و هم قسمت عقب افزایش یافته است که باعث افزایش برآ و کمی افزایش پسا می‌شود. همچنین، در مقایسه با حالتی که هر دو شکل ایرفویل و دندانه به‌طور همزمان بهینه شده‌اند، نسبت ضریب برآ به پسا افزایش می‌یابد.

همان‌طور که قبلاً بیان شد، در بیشتر بهینه‌سازی‌هایی که تاکنون انجام شده است، یک دندانه به لبه فرار یک ایرفویل بهینه‌سازی‌شده اضافه شده است تا سطح نویز را کاهش دهد. در این مقاله، پارامترهای هندسی دندانه نیز به متغیرهای بهینه‌سازی اضافه شده است تا شکل دانذانه‌ها همزمان با هندسه ایرفویل بهینه شوند. پارامترهای هندسی دندانه قبل و بعد از بهینه‌سازی در

جدول۳. مقایسه عملکرد آیرودینامکی و تراز فشار صدا کلی برای ایرفویل S834 و ایرفویل بهینه‌شده در زاویه حمله ۶ درجه با استفاده از بهینه‌سازی چند هدفه.

نمونه	C_L/C_D	OASPL (dB)
ایرفویل S834	۸۹	٦٦
ایرفویل بهینه‌شده با دندانه معمولی	۹٦	٦٤
ایرفویل دندانه‌دار بهینه‌شده	۹٤	٦٢



شکل۱۴. مقایسه هندسه ایرفویل.

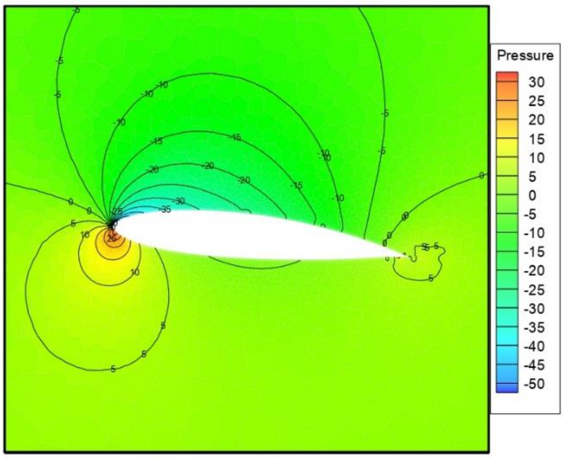
جدول۴. پارامترهای هندسی دندانه قبل و بعد از بهینه‌سازی.

متغیرها	دندانه ثابت	دندانه بهینه‌شده برای ایرفویل دندانه‌دار
2h	60 mm	57.7 mm
λ	5 mm	5.6 mm
φ	0	5.4°

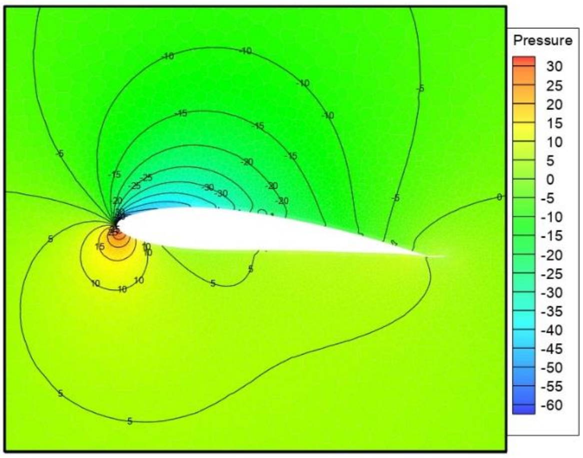
جدول۴ نشان داده شده است. نسبت λ/h پارامتری مهمی در دندانه تلقی می‌شود که این نسبت در حالت دندانه‌های ثابت مقداری بالاتر است. در دندانه‌های بهینه برای ایرفویل دندانه‌دار، زاویه‌ی دندانه‌ها از وتر در مقایسه با دندانه‌های ثابت کمی کج می‌شود. این ویژگی طراحی به کاهش بیشتر سطح فشار صدای کلی تولیدشده کمک می‌کند. نتایج به‌دست آمده از شبیه‌سازی‌های دینامیک سیالات محاسباتی برای ایرفویل و دندانه بهینه‌شده در زاویه حمله ۶ درجه، عملکرد آیرودینامیکی و سطح فشار صدای کلی را به‌ترتیب حدود ۹۲ و ۶۳ دسی‌بل نشان داده‌اند. نتایج، دقت بهینه‌سازی شبکه عصبی و الگوریتم ژنتیک چندهدفه را تایید می‌کند که برای پارامترهای فوق به‌ترتیب ۹۴ و ۶۲ دسی بل بودند.

۲.۴. نتایج آیرودینامیک تحلیل عددی ایرفویل

در این بخش، تحلیل آیرودینامیکی ایرفویل‌های معیار و بهینه مورد بحث قرار گرفته است. اهمیت بررسی این بخش این است که هدف اصلی توربین بادی تولید نیرو است و بهینه‌سازی کاهش نویز نباید بر ضرایب آیرودینامیکی آن تأثیر منفی بگذارد و تولید توان آن را بیشتر کاهش دهد.



(الف)

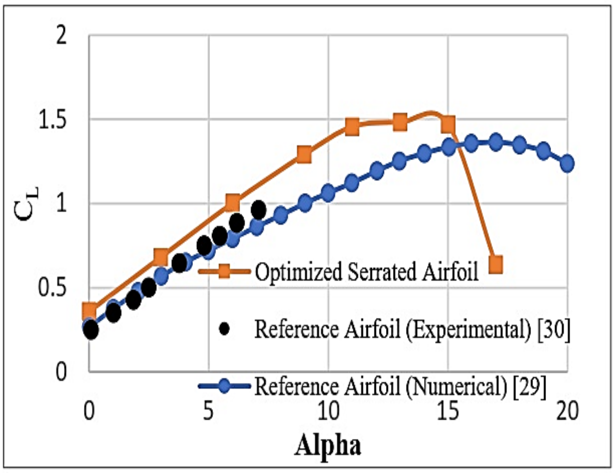


(ب)

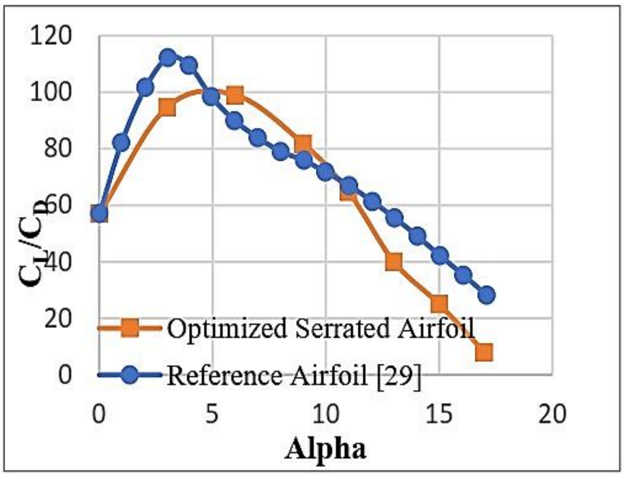
شکل ۱۵. میدان‌های فشار ناشی از شبیه‌سازی‌های عددی ایرفویل اولیه و بهینه‌شده در زاویه حمله ۶ درجه، (الف) ایرفویل پایه، (ب) ایرفویل بهینه‌شده.

در شکل۱۵، کانتورهای فشار برای هر دو معیار اولیه و ایرفویل دندانه‌دار بهینه‌شده نمایش داده شده است. از تحلیل منحنی ضریب فشار و خطوط کانتور در وضعیت بهینه (با دندانه و ایرفویل)، مشاهده می‌شود که توزیع فشار در سمت فشار افزایش یافته است که به افزایش انحنای ایرفویل و طول وتر برمی‌گردد. حضور دندانه در سمت مکش باعث افزایش اندازه خطوط کانتور کم‌فشار و پوشش مساحت بیشتری می‌شود، که این افزایش ممکن است ناشی از ناحیه جدایش بزرگتر و گرداب ویک در سطح بالایی ایرفویل باشد که به بهبود عملکرد آیرودینامیکی ایرفویل بهینه‌شده کمک می‌کند.

در ادامه‌ی نتایج آیرودینامیک در این قسمت و پس از استخراج ایرفویل بهینه‌شده، به‌منظور تایید آن، نتایج ضریب برآ و نسبت برآ به پسا با پژوهش‌های عددی و تجربی دیگر مقایسه گردید. شکل‌های۱۶ و ۱۷ به‌ترتیب ضریب برآ و نسبت برآ به پسا را در زوایای حمله مختلف نشان می‌دهند. در این مقاله، بهینه‌سازی در محدوده‌ی زوایه حمله ۵ تا ۱۰ درجه انجام شده است. شکل۱۶ نشان می‌دهد با اینکه زاویه واماندگی برای ایرفویل بهینه‌شده از ۱۷ درجه به ۱۵ درجه کاهش یافته است، اما ضریب برآ برای ایرفویل بهینه‌سازی‌شده نسبت به ایرفویل اصلی [۳۴] بهبود یافته است؛ که این افزایش برآ در زوایای حمله بیش از ۵ درجه قابل توجه است و معادل افزایش حدود ۲۰ درصد است. ممکن است در نگاه اول به‌نظر برسد که محدوده‌ی زوایای حمله حالت بهینه‌شده



شکل۱۶. مقایسه نتایج ضریب برآ برای ایرفویل دندانه‌دار بهینه‌شده با ایرفویل معیار.



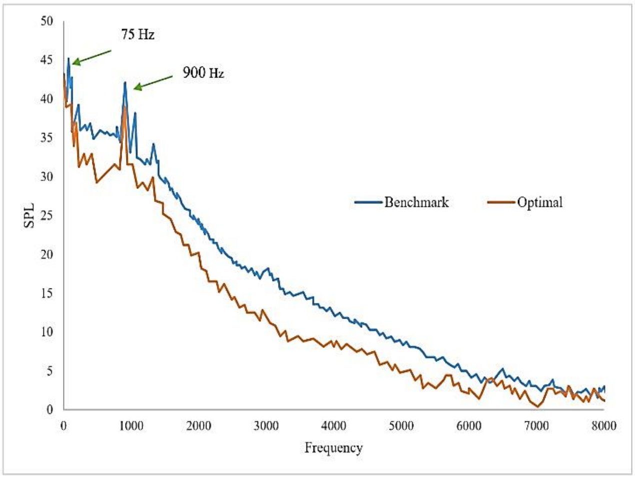
شکل۱۷. مقایسه نتایج نسبت ضریب برآ به پسا برای ایرفویل دندانه‌دار بهینه‌شده با ایرفویل معیار.

کاهش یافته است، اما همان‌طور که مشاهده می‌شود ایرفویل بهینه‌شده از ضریب برآ بالاتر و ضریب برآ بیشینه‌ی بیشتری برخوردار است. همچنین، شکل۱۷ نشان می‌دهد که در این محدوده زوایای حمله ۵ تا ۱۰ درجه، ایرفویل بهینه‌شده دارای نسبت برآ به پسا بالاتری (به‌طور میانگین حدود ۱۲ درصد) است، در حالی‌که خارج از این محدوده، ایرفویل اصلی [۳۵] دارای یک عملکرد آیرودینامیکی بهتر است. به‌صورت کلی شایان ذکر است که داده‌های شبیه‌سازی عددی مقاله حاضر و همچنین پیش بینی‌شده توسط شبکه عصبی مطابقت خوبی با داده‌های تجربی دارند.

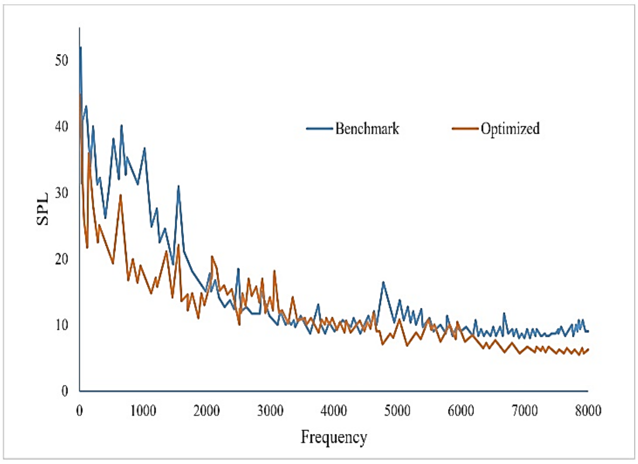
۴.۴. نتایج تجربی آکوستیک

مهمترین بخش نتایج، بررسی نتایج تجربی اتاق آکوستیک است. برای تجزیه و تحلیل نویز توربین، نتایج به‌صورت نقطه‌ای بررسی شده است که منحنی سطح فشار صدا در محدوده تمام فرکانس‌ها را نشان می‌دهد. تحلیل فرکانس نویز تولیدشده در دو نقطه ارزیابی شد. نقطه اولیه به‌صورت شعاعی و نقطه دوم در موقعیت پشت توربین نیز برای ارزیابی اتخاذ گردیدند.

در شکل۱۸، نمودار سطح فشار صدا از نظر فرکانس در جهت شعاعی (میکروفون موقعیت B) توربین بادی بررسی شده است. همانطور که مشاهده



شکل ۱۸. مقایسه منحنی سطح فشار صدا بین پره استاندارد و پره بهینه‌شده در موقعیت اول.

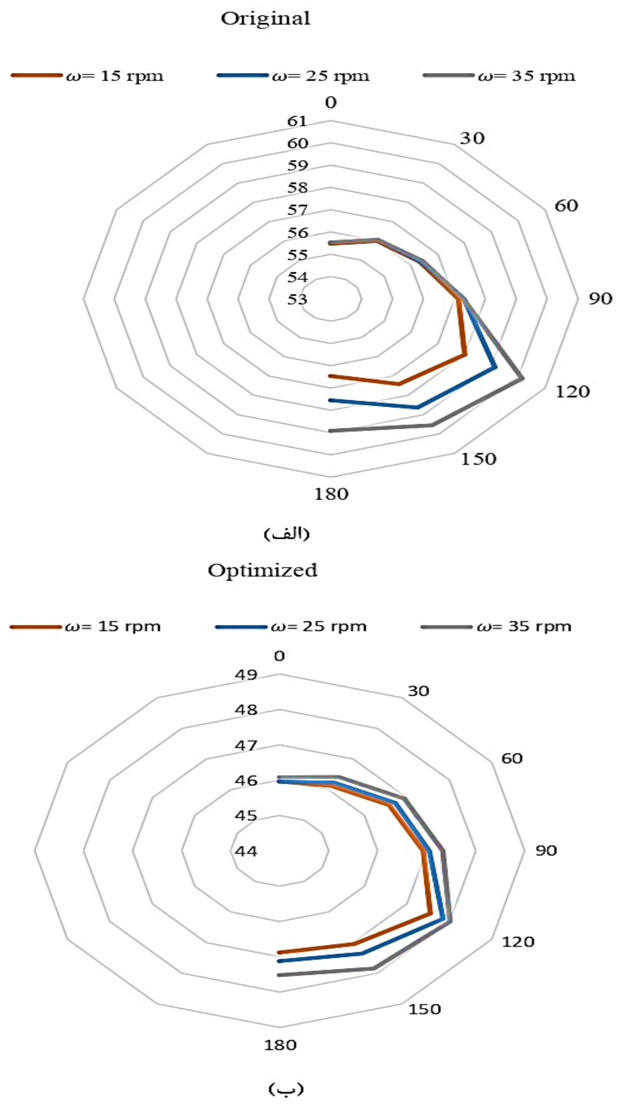


شکل ۱۹. مقایسه منحنی سطح فشار صدا بین پره استاندارد و پره بهینه‌شده در موقعیت دوم.

می‌شود کاهش کلی در میزان نویز در تمامی فرکانس‌ها قابل مشاهده است. در حالت پره استاندارد پیک در فرکانس پایین برابر با ۷۵ و همچنین پیک در فرکانس بالاتر در ۹۰۰ مشاهده می‌شود، در حالت بهینه‌شده پیک فرکانس پایین میراشده و مقدار پیک فرکانس بالا کاهش می‌یابد. سطح نویز تولیدشده برای تیغه بهینه کمتر از حالت استاندارد است.

در شکل ۱۹، نمودار سطح فشار صدا از نظر فرکانس در موقعیت دوم (میکروفون موقعیت A) بررسی شده است. مشابه نمودار قبل، کاهش کلی در میزان نویز در تمامی فرکانس‌ها مشاهده می‌شود. در فرکانس‌های زیر ۲۰۰۰ هرتز در هر دو مورد پیک‌های فرکانسی مشاهده می‌شود که تعداد این پیک‌ها در حالت بهینه‌شده کاهش یافته است. همچنین، انرژی ناشی از این پیک‌ها در حالت بهینه‌شده در سایر فرکانس‌ها توزیع شده است. در حالت پره استاندارد، در حدود فرکانس ۵۰۰۰ هرتز، یک پرش در نمودار سطح فشار صدا مشاهده می‌شود که در حالت بهینه‌شده نیز این مقدار انرژی موج صدا میرا شده است. به‌صورت کلی، تفاوت چندانی در فرکانس‌های خیلی بالا در کارایی آکوستیکی هر دو پره مشاهده نمی‌شود.

علاوه بر بررسی فرکانس نویز تولیدشده توسط پره توربین برای یک نقطه، نویز سطح فشار صدای کلی در اطراف توربین نیز مورد تجزیه و تحلیل قرار گرفت.



شکل ۲۰. مقایسه سطح کلی نویز صدا بین (الف) پره با ایرفویل معیار S834 در مقابل (ب) پره با ایرفویل بهینه‌شده در سرعت‌های چرخشی مختلف.

شکل ۲۰ نتایج اندازه‌گیری جهت‌مندی آکوستیک را برای توربین‌های بادی استاندارد و بهینه‌شده در سرعت‌های چرخشی مختلف نشان می‌دهد. با توجه به تقارن ساختاری توربین بادی و جهت‌دهی متقارن نویز تابشی، اندازه‌گیری تا ۱۸۰ درجه انجام شده است. در هر دو شکل نشان می‌دهد که با افزایش سرعت چرخش، سطح کلی نویز صدا به‌طور متوسط ۱ تا ۲ دسی بل افزایش می‌یابد. افزایش سرعت چرخش توربین بادی باعث افزایش شدت تلاطم جریان و در نتیجه افزایش نویز پهنای باند می‌شود. این افزایش نویز در نواحی پشت توربین محسوس است.

۵. نتیجه‌گیری

هدف از این مقاله، بهینه‌سازی ایرفویل همراه با دندانه در توربین‌های بادی محور افقی کوچک است که با استفاده از نرم‌افزار انسیس فلوئنت و به‌کمک روش‌های شبیه‌سازی گردابه‌های بزرگ و آنالوژی فاکس ویلیامز-هاوکینگ انجام شده است. ابتدا به‌کمک ترکیب دینامیک سیالات محاسباتی، آیروآکوستیک محاسباتی، شبکه عصبی و الگوریتم ژنتیک هندسه‌ی ایرفویل به‌همراه دندانه‌ی بهینه استخراج شده است. ایرفویل S834 به‌عنوان ایرفویل

مبنا انتخاب شده است و در پیاده‌سازی روش‌های هوش مصنوعی دو معیار عملکرد آیرودینامیکی و سطح فشار صدا به‌عنوان اهداف در نظر گرفته شده‌اند. در بهینه‌سازی چند هدفه هر دو شکل ایرفویل و دندانه‌ها، ۵ تا ۷ درصد بهبود عملکرد آیرودینامیکی و به‌طور همزمان ۱-۴ درصد کاهش نویز در مقایسه با ایرفویل معیار نشان داده شده است. در گام دوم، مطالعه‌ی تجربی به‌منظور پیاده‌سازی هندسه‌های مستخرج بهینه‌شده در گام نخست بر روی توربین‌های بادی کوچک صورت گرفته است. یافته‌ها نشان می‌دهد که در مقایسه با نمونه اصلی، عملکرد آیرودینامیکی با پیکربندی پره‌های دندانه‌دار بهینه‌شده بهبود یافته است. با این وجود، کاهش سطح نویز در حوزه فرکانس قابل توجه بود و به کاهش کلی فشار صدا حدود ۱۰ دسی بل منجر شده است.

Refernces- منابع

1. *FUKANO, T. and JANG, C.-M., 2004. Tip clearance noise of axial flow fans operating at design and off-design condition. Journal of Sound and Vibration, 275, 1027-1050. https://doi.org/10.1016/S0022460X(03)00815-0.*

2. *KELLEY, N. D., MCKENNA, H., HEMPHILL, R., ETTER, C., GARRELTS, R. and LINN, N. 1985. Acoustic noise associated with the MOD-1 wind turbine: its source, impact, and control. Solar Energy Research Inst., Golden, CO (USA).*

3. *DRATVA, J., PHULERIA, H. C., FORASTER, M., GASPOZ, J.-M., KEIDEL, D., KÜNZLI, N., LIU, L.-J. S., PONS, M., ZEMP, E. and GERBASE, M. W., 2012. Transportation noise and blood pressure in a population-based sample of adults. Environmental Health Perspectives, 120, 50-55. https://doi.org/10.1289/ehp.1103448*

4. *WAGNER, S., BAREIß, R. and GUIDATI, G., 1996. Noise mechanisms of wind turbines. Wind Turbine Noise. Springer.*

5. *OERLEMANS, S., SIJTSMA, P. and LÓPEZ, B. M., 2007. Location and quantification of noise sources on a wind turbine. Journal of Sound and Vibration, 299, 869-883. https://doi.org/10.1016/j.jsv.2006.07.032*

6. *WAGNER, S., BAREISS, R., and GUIDATI, G., 2012. Wind turbine noise. Springer Science & Business Media.*

7. *DAVARI, A., HASHEMINEJAD, M., and BOORBOOR, A., 2013. Shape optimization of wind turbine airfoils by genetic algorithm. International Journal of Engineering and Technology, 5, 206. https://doi.org/10.7763/IJET.2013.V5.543*

8. *RAM, K. R., LAL, S. and RAFIUDDIN AHMED, M., 2013. Low Reynolds number airfoil optimization for wind turbine applications using genetic algorithm. Journal of Renewable and Sustainable Energy, 5, 052007. https://doi.org/10.1063/1.4822037*

9. *SECCO, N. R. and DE MATTOS, B. S., 2017. Artificial neural networks to predict aerodynamic coefficients of transport airplanes. Aircraft Engineering and Aerospace Technology. https://doi.org/10.1108/AEAT-05-2014-0069*

10. SUN, G., SUN, Y. and WANG, S., 2015. Artificial neural network based inverse design: Airfoils and wings. *Aerospace Science and Technology, 42*, 415-428. https://doi.org/10.1016/j.ast.2015.01.030

11. BEDON, G., DE BETTA, S. and BENINI, E., 2016. Performance-optimized airfoil for Darrieus wind turbines. *Renewable Energy, 94*, 328-340. https://doi.org/10.1016/j.renene.2016.03.071

12. CHEN, J., WANG, Q., ZHANG, S., EECEN, P. and GRASSO, F., 2016. A new direct design method of wind turbine airfoils and wind tunnel experiment. *Applied Mathematical Modelling, 40*, 2002-2014. https://doi.org/10.1016/j.apm.2015.09.051

13. ZHANG, T.-T., HUANG, W., WANG, Z.-G. and YAN, L., 2016. A study of airfoil parameterization, modeling, and optimization based on the computational fluid dynamics method. *Journal of Zhejiang University-SCIENCE A, 17*, 632-645. http://orcid.org/0000-0001-9805-985X

14. TANDIS, E. and ASSAREH, E., 2017. Inverse design of airfoils via an intelligent hybrid optimization technique. *Engineering with Computers, 33*, 361-374. https://doi.org/10.1007/s00366-016-0478-6

15. BOUTEMEDJET, A., SAMARDŽIĆ, M., REBHI, L., RAJIĆ, Z. and MOUADA, T., 2019. UAV aerodynamic design involving genetic algorithm and artificial neural network for wing preliminary computation. *Aerospace Science and Technology, 84*, 464-483. https://doi.org/10.1016/j.ast.2018.09.043

16. YIN, R., XIE, J. B. and YAO, J., 2022. Optimal design and aerodynamic performance prediction of a horizontal axis small-scale wind turbine. *Mathematical Problems in Engineering*. https://doi.org/10.1155/2022/3947164

17. SONG, X., WANG, L. and LUO, X., 2022. Airfoil optimization using a machine learning-based optimization algorithm. *16th Asian International Conference on Fluid Machinery, AICFM 2021*,

Institute of Physics. https://doi.org/10.1088/17426596/2217/1/012009

18. ZHANG, X., ZHAO, L., LI, W., ZHANG, X. and BOCIAN, M., 2022. Optimal design for the blunt trailing-edge profile of wind turbine airfoils under glaze ice conditions. *Journal of Engineering Mechanics, 148*. https://doi.org/10.1061/(ASCE)EM.19437889.0002086

19. RODRIGUEZ, C. V. and CELIS, C., 2022. Design optimization methodology of small horizontal axis wind turbine blades using a hybrid CFD/BEM/GA approach. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, 44*. http://dx.doi.org/10.1007/s40430-022-03561-4

20. XU, B., LI, Z., ZHU, Z., CAI, X., WANG, T. and ZHAO, Z., 2021. The parametric modeling and two-objective optimal design of a downwind blade. *Frontiers in Energy Research, 9* . https://doi.org/10.3389/fenrg.2021.708230

21. SVORCAN, J., PEKOVIĆ, O., SIMONOVIĆ, A., TANOVIĆ, D. and HASAN, M. S., 2021. Design of optimal flow concentrator for vertical-axis wind turbines using computational fluid dynamics, artificial neural networks and genetic algorithm. *Advances in Mechanical Engineering, 13*. https://doi.org/10.1177/16878140211009009

22. ROUL, R. and KUMAR, A., 2021. Optimized design and performance testing of a 1.5 MW wind turbine blade. *Springer Proceedings in Materials. Springer Nature.*

23. PHOLDEE, N., BUREERAT, S. and NUANTONG, W., 2021. Kriging surrogate-based genetic algorithm optimization for blade design of a horizontal axis wind turbine. *CMES - Computer Modeling in Engineering and Sciences, 126***,** 261-273. https://doi.org/10.32604/cmes.2021.012349

24. MASHUD, M., JOTY, S. M., and AHMED, Z. U., 2021. Optimization of low speed wind turbine blade profile on the basic of lift coeficient. *ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences, 16***,** 112-120.

25. CHEN, Y. Q. and FANG, Y. F., 2015. Research on improved method of wind turbine airfoil S834 based on noise and aerodynamic performance. *Applied Mechanics and Materials, 744***,** 253-258. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.744-746.253.

26. BAKAR, A., LI, K., LIU, H., XU, Z., ALESSANDRINI, M. and WEN, D., 2022. Multi-objective optimization of low reynolds number airfoil using convolutional neural network and non-dominated sorting genetic algorithm. *Aerospace, 9***,** 35. https://doi.org/10.3390/aerospace9010035

27. LIU, R.-L., HUA, Y., ZHOU, Z.-F., LI, Y., WU, W.-T. and AUBRY, N., 2022. Prediction and optimization of airfoil aerodynamic performance using deep neural network coupled Bayesian method. *Physics of Fluids, 34*. https://doi.org/10.1063/5.0122595

28. MOSHTAGHZADEH, M. and ALIGOODARZ, M. R., 2022. Prediction of wind turbine airfoil performance using artificial neural network and CFD approaches. *International Journal of Engineering & Technology Innovation, 12*. https://doi.org/10.46604/ijeti.2022.9735

29. TYAN, M., CHOI, C.-K., NGUYEN, T. A. and LEE, J.-W., 2023. Rapid airfoil inverse design method with a deep neural network and hyperparameter selection. *International Journal of Aeronautical and Space Sciences, 24***,** 33-46. https://doi.org/10.1007/s42405-022-00507-x

30. VOLKMER, K., KAUFMANN, N. and CAROLUS, T.H., 2021. Mitigation of the aerodynamic noise of small axial wind turbines-methods and experimental validation. *Journal of Sound and Vibration*, *500*, p. 116027. https://doi.org/10.1016/j.jsv.2021.116027

31. GERHARD, T. and CAROLUS, T., 2014. Investigation of airfoil trailing edge noise with advanced experimental and numerical methods. *The 21st International Congress on Sound and Vibration*.

32. SOMERS, D. M., 2005. S833, S834, and S835 Airfoils: November 2001--November 2002. *National Renewable Energy Lab.(NREL), Golden, CO (United States)*.

33. CEZE, M., HASHI, M. and VOLPE, E., 2009. A study of the cst parameterization characteristics. *27th AIAA Applied Aerodynamics Conference* , p. 3767. https://doi.org/10.2514/6.2009-3767

34. Iranian national Standard, 1993. Acoustics-determination of sound power levels of noise sources- precision methods for anechoic and seemi-anechoic rooms. *Iranian national Standard*.

35. VOLKMER, K. and CAROLUS, T., 2018. Aeroacoustic airfoil shape optimization utilizing semi-empirical models for trailing edge noise prediction. *AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference, 3130*. https://doi.org/10.2514/6.2018-3130

مهندسی مکانیک شریف، (پاییز ۱۴۰۳)
دوره ی ۴۰، شماره ی ۲، صص.۶۴-۷۵ ، (پژوهشی)

Original Article

بررسی پایداری استحکام تسلیم اتصال جوشی همزنی اصطکاکی پلاستیک گرمانرم آمورف مشابه با استفاده از عملگرهای میانگین وزنی مرتب شده

ناصر صادقیان* (استادیار)
پردیس صنعتی شهدای هویزه، دانشگاه شهید چمران اهواز
علیرضا چاجی (استادیار)
دانشکده ی علوم پایه، دانشگاه بزرگمهر قائنات

در این تحقیق، بررسی استحکام تسلیم اتصال جوشی پلاستیک گرمانرم آکریلونیتریل بوتادین استایرن انجام شده است. جوشکاری ورق‌ها با استفاده از ابزارهای فولادی و دستگاه فرز صورت گرفته و پین ابزار دارای پروفیل‌های استوانه‌ای و مخروطی می‌باشد. به‌دلیل گرمای تولیدی از اصطکاک و تغییر شکل شدید ناشی از جوشکاری همزنی اصطکاکی، اتصال جوشی به حالت ذوبی تبدیل می‌شود. نتایج آزمون کشش استاندارد، به‌روش میانگین وزنی مرتب شده، مورد بررسی قرار گرفته به‌طوری‌که علاوه بر مطالعه بهبود اتصال جوشی و تعیین مقادیر بهینه پارامترهای ورودی می‌توان پایداری رفتار پاسخ را نیز به‌دست آورد. از روش ارزیابی ریسک مبتنی بر وزن‌دهی به مقادیر مرتب شده ورودی به‌ازای یک مقدار مشخص خوش‌بینی، استفاده شده و نتایج پایداری پاسخ استحکامی به صورت کمی و کیفی ارائه شده‌اند. این بررسی، اهمیت صنعتی‌سازی و تولیدی استحکام اتصال را نشان می‌دهد.

واژگان کلیدی: رفتار مکانیکی، بررسی تجربی، ریسک‌پذیری، جوشکاری همزنی اصطکاکی، میانگین وزنی مرتب شده.

n.sadeghian@scu.ac.ir
a.chaji@buqaen.ac.ir

۱. مقدمه

مواد گرمانرم دسته‌ای از مواد پلیمری هستند که به کمک گرمادادن به آن‌ها، به دفعات قابلیت شکل‌دهی و استفاده مجدد دارند. این مواد به دو گروه عمده بی‌شکل و نیمه‌بلورین طبقه‌بندی می‌شوند. دسته‌بندی براساس ریزساختار تشکیل‌دهنده پلاستیک‌ها می‌باشد؛ به این معنی که واحدهای تکراری سازنده ماده در هنگام فرایند تشکیل ماده گرمانرم، نوع آرایش هندسی و نظم ساختاری را به خود می‌گیرد.

تولید بیشتر، پیچیدگی و کارآیی بالای قطعات پلاستیکی سبب افزایش نیاز به اتصال این مواد شده است. نیاز به‌روش‌های اتصال با تنوع زیاد، کارا و با کیفیت خوب، در مورد پلیمرها در حال افزایش است. برخلاف مواد دیگر، پلیمرها دارای ساختاری پیچیده و تنوع بسیار زیادی می‌باشند، بنابراین، اتصالات آن‌ها دارای ماهیتی پیچیده نیز می‌باشد. روش‌های گوناگون اتصال این گونه مواد شامل روش جوشکاری، چسباندن و اتصال با بست‌های مکانیکی می‌باشد. جوشکاری فقط برای پلاستیک‌های گرمانرم قابل اجراست و به دو دسته کلی جوشکاری با حرارت داخلی و خارجی تقسیم می‌شود. روش‌های جوشکاری با منبع حرارت خارجی عبارتند از: روش گاز داغ، روش ابزار داغ، روش اشعه لیزر، روش دی‌الکتریک، روش مقاومتی، روش القایی. روش‌های جوشکاری با تولید حرارت داخلی مشتمل بر روش‌های مافوق صوت[۲]، جوشکاری اصطکاکی[۳](با استفاده از ارتعاش یا چرخش) و جوشکاری همزنی اصطکاکی (FSW)[۴] می‌باشند. پارامترهای ورودی جوشکاری نقش بسزایی در تعیین کیفیت جوش اتصال دارند و کیفیت اتصال می‌تواند تابعی از ویژگی‌هایی نظیر هندسه جوش، خواص مکانیکی و اعوجاج باشد. در حالت کلی، هر نوع جوشکاری به‌منظور حصول یک هندسه جوش مطلوب، خواص مکانیکی عالی و کمترین اعوجاج انجام می‌شود.

*نویسنده مسئول
تاریخ‌دریافت: ۱۴۰۳/۰۴/۱۶، تاریخ‌اصلاحیه: ۱۴۰۳/۰۶/۱۰، تاریخ‌پذیرش: ۱۴۰۳/۰۷/۲۳.

استناد به این مقاله:
صادقیان، ناصر و چاجی، علیرضا، ۱۴۰۳. بررسی پایداری استحکام تسلیم اتصال جوشی همزنی اصطکاکی پلاستیک گرمانرم آمورف مشابه با استفاده از عملگرهای میانگین وزنی مرتب شده. مهندسی مکانیک شریف، ۴۰(۲)، صص.۶۴-۷۵. DOI: 10.24200/J40.2024.64665.1709.

[۱] Thermoplastics
[۲] Ultrasonic
[۳] Friction welding
[۴] Friction stir welding

در مقاله پریرا و همکاران [۱] جوشکاری گرمانرم‌ها با مصارف پزشکی و بهداشتی پلی‌آمیدی توسط روش لیزر مورد مطالعه و بررسی تجربی قرار گرفته است. در این کار تجربی، تاثیر نوع آماده‌سازی لبه ورق‌های اتصال جوشی مطالعه شده است. لبه‌های پخدار منجر به بهبود استحکام کششی اتصال شده است و در صورت عدم لبه‌سازی افزایش پاس جوشکاری نیز منجر به بهبود می‌شود. آنچه قابل توجه است اینکه، استحکام قسمت جوش‌شده در بهترین حالت تقریبا به نصف مقدار استحکام ماده پایه رسیده است. هویمان و همکاران [۲] از یک مدل گرمایی بر مبنای تئوری حرکت و تنظیم مجدد ساختارهای پلیمرها و شبیه‌سازی عددی استفاده کرده‌اند تا کاهش عیوب و بهینه کردن خواص مکانیکی را به‌دست بیاورند. در مقاله باستوس و همکاران [۳] تغییرات استحکام مکانیکی متأثر از پارامترهای جوشکاری لیزری گرمانرم‌ها ارائه شده است. سرعت، دما و تعداد پاس جوش بر بهبود استحکام تأثیر قابل توجهی نشان داده است. اضافه کردن قطعات تقویتی مثلثی نیز دارای اثر مثبت در افزایش استحکام قلمداد شده است. در مقاله لیو و همکاران [۴] بهینه‌سازی استحکام اتصال جوشی گرمانرم‌ها با روش جوشکاری مافوق صوت ارائه شده است. با توجه به یافته‌های پژوهشی ایشان برای بهینه‌کردن اتصال جوشی گرمانرم آمورف نیاز به میزان کمتر انرژی جوشکاری، در مقایسه با گرمانرم نیمه‌بلورین، وجود دارد. دستورالعملی نیز برای جوشکاری گرمانرم‌ها به این روش جوشکاری داده شده است که برگرفته از نتایج بررسی آماری اجراهای تجربی جوشکاری بوده است. در مقاله مندز و همکاران [۵] تأثیر پارامترهای اصلی جوشکاری همزنی اصطکاکی بر کیفیت جوش صفحات ABS [۱] بررسی و ارائه شده است. جوش در یک دستگاه اختصاصی با استفاده از ابزاری با شانه ثابت و بدون سیستم گرمایش خارجی انجام شده و پارامترهای مورد مطالعه سرعت چرخش و پیشروی همچنین نیروی محوری متغیر بوده است. نتایج این تحقیق نشان می‌دهد که جوش‌های تولید شده همیشه دارای استحکام کششی کمتر از ماده پایه هستند و به حداکثر راندمان بالای ۶۰ درصد می‌رسد. برای سرعت چرخش و نیروی محوری پایین، جوش‌ها دارای اختلاط ضعیف مواد در سمت پسرو و حفره‌های خالی هستند و به همین علت کرنش شکست صفحات جوشی در مقایسه با مواد پایه کمتر است. در پژوهشی دیگر از مندز و همکاران [۶]، یک دستگاه رباتیک برای جوشکاری قطعات پلاستیکی گرمانرم ABS ارائه شده است که با کنترل دمای شانه ثابت ابزار (علاوه بر اثر اصطکاکی فرایندی) کار می‌کند. سایر پارامترهای موثر جوشکاری نیروی عمودی فشارنده، سرعت‌های دورانی و پیشروی ابزار معرفی شده است. اثر کیفی نیروی عمودی بر خواص ناحیه جوش مطالعه شده است. رفتار مکانیکی استحکام و کرنش منطقه اتصال در ارتباط مستقیم با مورفولوژی حوضچه جوشکاری قطعات بوده است. در مقاله رضا و همکاران [۷] بهینه‌سازی جوشکاری مافوق صوت پلاستیک‌های گرمانرم ارائه شده است. بهبود قابل توجهی در هر دو مورد گرمانرم ABS و PP [۲] در مقایسه با ماده پایه حاصل شده است که البته توضیح کاملی از سازوکار و دلایل فنی کار ارائه نشده است. همچنین، مقایسه براساس برش اتصال روی هم و مقایسه با استحکام برشی ماده پایه انجام شده است. شاخص انرژی در این کار تحقیقی ملاحظه شده است که ارزش پردازش بیشتر با درک مکانیزم فرایند ترمومکانیکی جوشکاری را مورد توجه می‌سازد. در مقاله پژوهشی صادقیان و بشارتی [۸] جوشکاری همزنی اصطکاکی بر روی نمونه‌های ورقی ترموپلاستیک، ABS و نیمه‌بلورین، پلی‌اتیلن، را با موفقیت انجام شده و جوشکاری موفقیت‌آمیز ورق‌های ABS با استفاده از روش طراحی آزمایش و تحلیل آماری (آنالیز واریانس) صورت گرفته است و مقادیر متغیر پارامترهای موثر فرایند برای نیل به‌حالت بهینه ارائه شده است.

در مقاله حاضر، استحکام تسلیم اتصال جوشی پلاستیک گرمانرم آمورف بررسی می‌شود که با تحلیل مشاهدات تجربی به روش وزن‌دهی به متغیر پاسخ، میزان ریسک پذیری برای دستیابی پایداری پاسخ ارائه شده است. از آنجا که بهبود عملکرد یک روش تولید، نیازمند درک عمیق از متغیرهای موثر در فرایند و رفتار مکانیکی ماده جوشکاری‌شونده می‌باشد و با توجه به خلأ موجود در مقالات پژوهشی پیشین، با این روش می‌توان رفتار استحکامی خط جوش را سنجید. با استفاده از یک مدل وزن‌دهی مبتنی بر اصل آنتروپی و مقدار مشخص خوش‌بینی، نتایج مورد تحلیل قرار گرفته است. مزیت این روش در سهیم کردن تمام مقادیر حاصل از سنجش‌های تجربی برای بررسی یک پاسخ مشخص در طول فرایند جوشکاری است و بسته به میزان شناخت از ماهیت و پیچیدگی فرایند می‌توان میزان ریسک‌پذیری متناظر را برای پیش‌بینی و تخمین مقادیر آزمایش نشده (جدید) به‌دست آورد. همچنین، بهینه کردن پاسخ فرایند با در نظر گرفتن عوامل متغیر موثر فرایند نیز به‌عنوان یکی از کرانه‌های بالا یا پایین میزان خوش‌بینی با توجه به هدف بهینه‌سازی به‌راحتی در دسترس قرار می‌گیرد.

در این مقاله، پایداری بزرگی استحکام تسلیم مدنظر بوده است به این معنی که از تمام مقادیر تجربی و آزمایشگاهی سه نمونه کششی در نواحی سه‌گانه (ابتدا، میانه و انتها) یک خط جوش موفق استفاده شده و حذف/ برکناری هیچ یک از داده‌های عملی اتفاق نیفتاده است. بر اساس دانش ما در تحقیقات انجام شده تاکنون، کاری که در بررسی و گزارش بالاترین استحکام با ملاحظه میانگین آماری استحکام صورت گرفته است اما در پژوهش حاضر ریسک‌پذیری استحکام تسلیم خط جوش (فارغ از محل نمونه‌گیری) با اعمال ضرایب وزنی مرتب شده مورد مطالعه بوده و به‌عنوان هدف مقاله مطرح می‌باشد. با بررسی اثرات متغیرهای ورودی فرایند جوشکاری بر پاسخ رفتاری در صدد درک چرایی بهینه‌سازی و همچنین شناخت ملموس از ماهیت اثرات متغیرها بر خواص مکانیکی اتصال جوشی هستیم.

۲. مواد و روش‌ها

۲.۱. مواد و تجهیزات

در این پژوهش از یک ماده گرمانرم پرکاربرد با ساختار داخلی آمورف (بی‌شکل) استفاده شده که واحدهای ساختاری آن از سه نوع مختلف آکریلونیتریل، بوتادیان و استایرن تشکیل یافته و بنام اختصاری ABS معروف است. این پلاستیک دارای خواص مکانیکی، فیزیکی، ساخت و بهره‌برداری قابل توجهی می‌باشد که خواص آن در جدول۱ اشاره شده است. از کاربردهای این ماده می‌توان در تولید قطعات و لوازم خانگی مانند بدنه یخچال، تلویزیون، گوشی تلفن ثابت تا مصارف خودرویی (قطعات پلاستیکی داخل کابین، داشبورد، سینی جلو شیشه و ...)، ساخت کابینت بخصوص در مواردی که در معرض رطوبت و تماس با آب باشد و همچنین کاربردهای هواپیمایی و نظامی اشاره کرد. خواص ویژه این ماده، راحتی ساخت و شکل‌دهی با انرژی کم در قالب‌گیری، خواص ضربه‌پذیری مناسب، پایداری ابعادی و حفظ رنگ و نمای قابل

[۱] Acrylonitrile Butadiene Styrene

[۲] Polypropylene

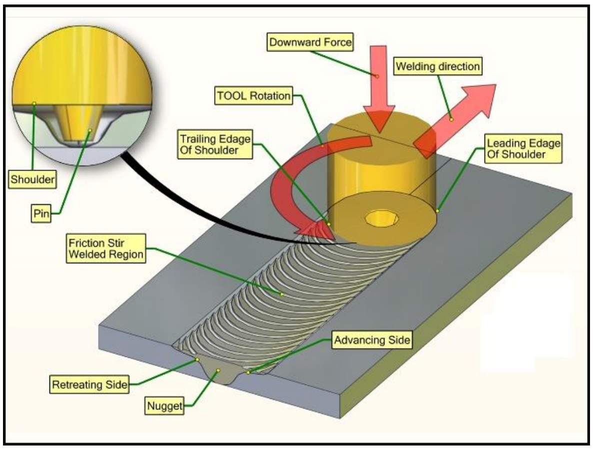
توجه و چشم‌نواز (بدون رنگ پریدگی) و همچنین خواص مکانیکی نسبتا مناسب و قابل قبول (البته در مقایسه با سایر گرمانرم‌ها) می‌باشد. با توجه به امکان تولید مواد اولیه در ایران، قیمت خوب و قابلیت تولید پایدار نیز به مزیت‌های آن اضافه می‌شود. از ضعف‌های عمده ABS می‌توان به رفتار ترد و افت خواص مکانیکی در دماهای بالا جوشکاری، به‌ویژه در روش‌هایی که گرمای فرایند زیاد باشد، اشاره کرد.

جوشکاری همزنی اصطکاکی یک روش نوپا با انرژی ورودی کم و قابل کنترل است که برای اتصال ABS مناسب است. برای انجام این کار از ورق‌های تجاری با ضخامت ۸ میلی‌متر که به ابعاد ۱۰×۱۵ سانتی‌متر برش داده شده، استفاده می‌گردد. اتصال جوشکاری توسط یک ابزار فولادی بسته شده به یک ماشین فرزکاری همه‌کاره انجام می‌شود. قطعات ورقی در کنار یکدیگر توسط قیدهایی روی میز ماشین قرار می‌گیرند. ابزار جوشکاری متشکل از یک بدنه استوانه (شانه) و پین است که در درز بین دو ورق نفوذ داده می‌شود. نمایی از فرایند جوشکاری در شکل۱ نشان داده شده است. علاوه بر سرعت‌های دورانی ابزار و خطی جوشکاری (سرعت میز ماشین)، نسبت قطر شانه به قطر پین، به‌عنوان متغیر فرایند مطرح می‌باشد. به‌منظور بهبود کیفیت جوشکاری از انحراف جزئی ابزار نسبت به راستای عمودی نیز به‌عنوان یک متغیر موثر بهره گرفته شده است.

این متغیرها همراه ب ا سطوح و مقادیر عددی هر یک از آنها، در جدول۲ ارائه شده‌اند. اجراهای جوشکاری براساس یک طرح مرکب مرکزی[۱] با چهار متغیر ورودی و یک متغیر بلوکی دو سطحی صورت می‌گیرد. سطوح تغییرات متناسب با مقادیر موجود بر روی ماشین فرزکاری، امکان‌پذیری جوشکاری و

جدول ۱. خواص مهندسی پلاستیک گرمانرم ABS استفاده شده.

نمونه	کرنش تسلیم	تنش‌تسلیم [مگاپاسکال]	مدول کشسانی [مگاپاسکال]	افزایش طول [درصد]
ABS-۱	۰/۰۳۰۲	۴۲/۳۶	۱۱۹۵	۳/۰۷
ABS-۲	۰/۰۲۸۸	۴۲/۸۷	۱۳۱۴	۲/۹۲
ABS-۳	۰/۰۳۰۹	۳۹/۳۵	۱۳۳۹	۳/۱۴
ABS-۴	۰/۰۳۰۲	۴۲/۶۲	۱۱۰۸	۳/۰۶



شکل ۱. نمایش نمادین جوشکاری همزنی اصطکاکی.

دو نوع پروفیل موثر پین (استوانه‌ای و مخروطی) با استفاده از پیش‌آزمایش-های جوشکاری اولیه انتخاب شده است.

۲.۲. روش انجام کار تجربی

پس از انجام ۳۰ اتصال جوشی (به‌ترتیب ۱۰ اتصال براساس جدول۳ و ۲۰ اتصال مطابق با جدول۴) مطابق با ایده طراحی آزمایش‌ها، از هر خط جوش موفق سه نمونه برای آزمون کشش استاندارد در جهت عرضی راستای جوشکاری از سه قسمت آغازین، میانه و پایانی خط جوش آماده‌سازی شده است.

آماده‌سازی برمبنای استاندارد ASTM D ۶۳۸ و نمونه کششی نوع چهارم استاندارد گفته شده (مطابق با شکل۲) صورت گرفته است. هدف از این آزمون شناسایی و تعیین رفتار مکانیکی ناحیه جوش همزنی اصطکاکی قطعات ABS می‌باشد. آزمون کشش استاندارد یک روش پذیرفته شده برای تعیین خواص مکان یکی و تعیین رفتار مکانیکی ماده است. این کد استاندارد مختص قطعات پلاستیکی بوده و نتایج آن به‌صورت مقادیر داده‌ای یا نموداری قابل ارائه است.

جدول ۲. عوامل موثر و سطوح آنها در جوشکاری همزنی اصطکاکی ABSپلاستیک گرمانرم .

پارامتر	سطوح		
	پایین	میانی	بالا
سرعت دورانی [دور در دقیقه]	۹۰۰	۱۴۰۰	۱۸۰۰
سرعت پیشروی [م.م. بر دقیقه]	۶	۱۶	۲۵
انحراف ابزار [درجه]	۰	۱	۲
ضریب منظر (قطر شانه به قطر پین)	$\frac{۲۰}{۱۰}=۲$	$\frac{۲۰}{۸}=۲/۵$	$\frac{۲۰}{۶}=۳/۳$
پروفیل پین	استوانه		مخروط

جدول۳. طرح مرکب مرکزی جوشکاری FSW ورق ABS با ابزار استوانه‌ای.

جوش	ضریب منظر	سرعت دورانی	سرعت پیشروی	انحراف ابزار
۱	۲	۱۴۰۰	۱۶	۱
۲	۳/۳	۱۴۰۰	۱۶	۱
۳	۲/۵	۱۸۰۰	۱۶	۱
۴	۲/۵	۱۴۰۰	۱۶	۲
۵	۲/۵	۱۴۰۰	۱۶	۱
۶	۲/۵	۱۴۰۰	۱۶	۱
۷	۲/۵	۱۴۰۰	۲۵	۱
۸	۲/۵	۹۰۰	۱۶	۱
۹	۲/۵	۱۴۰۰	۶	۱
۱۰	۲/۵	۱۴۰۰	۱۶	۰

[۱] Central composite design

جدول ۴. طرح مرکب مرکزی جوشکاری FSW ورق ABS ورق با ابزار مخروطی.

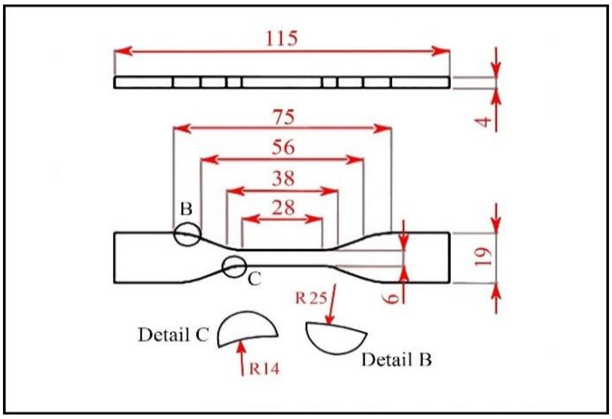
جوش	ضریب منظر	سرعت دورانی	سرعت پیشروی	انحراف ابزار
۱۱	۳/۳	۹۰۰	۲۵	۰
۱۲	۲/۵	۱۴۰۰	۱۶	۱
۱۴	۳/۳	۱۸۰۰	۲۵	۰
۱۵	۲/۵	۱۴۰۰	۱۶	۱
۱۶	۲	۱۸۰۰	۲۵	۲
۱۷	۳/۳	۹۰۰	۶	۰
۱۸	۲	۹۰۰	۶	۰
۱۹	۳/۳	۹۰۰	۶	۲
۲۰	۳/۳	۱۸۰۰	۲۵	۰
۲۲	۲	۱۸۰۰	۶	۰
۲۳	۲	۱۸۰۰	۶	۲
۲۴	۲	۹۰۰	۲۵	۰
۲۵	۲/۵	۱۴۰۰	۱۶	۱
۲۶	۳/۳	۱۸۰۰	۶	۰
۲۷	۲/۵	۱۴۰۰	۱۶	۱
۲۸	۲	۹۰۰	۶	۲
۲۹	۳/۳	۱۸۰۰	۶	۲
۳۰	۳/۳	۹۰۰	۲۵	۲

۳. تحلیل اتصال جوشی

۱.۳. تحلیل مبتنی بر میزان خوش‌بینی

برای سنجش پایداری استحکام تسلیم اتصال جوشی مدنظر این پژوهش، از بررسی ریسک‌پذیری مبتنی بر داده‌های عملی تجربی استفاده شده است. هر پارامتر رفتاری (یک پاسخ گفته شده) برآیندی از تمام داده‌های حاصل در شرایط مختلف فرایندی، ابزاری و ماشین است که اثر خود را در پاسخ دارد. عملگرهای میانگین وزنی مرتب شده[۱] (OWA) خانواده ای از عملگرهای تجمیع هستند که روشی انعطاف‌پذیر برای ترکیب چند ورودی در یک خروجی ارائه می‌کنند. عملگرهای OWA توسط یاگر در دهه ۱۹۸۰ معرفی شدند[۱۰-۹].

این عملگرها به‌نوعی تعمیم میانگین وزنی است و امکان ادغام ترجیحات تصمیم گیرنده را فراهم کرده و می‌توانند داده‌های واضح و نامطمئن را مدیریت کنند. در یک میانگین وزنی سنتی، وزن‌های اختصاص داده شده به هر ورودی ثابت است و براساس مقادیر ورودی تغییر نمی‌کند. با این وجود، در روش OWA ، وزن‌ها بر اساس یک مقدار مشخص از خوش‌بینی تعیین می‌شوند و امکان یک فرآیند تجمع انعطاف‌پذیرتر و پویاتر را فراهم می‌کنند. یکی دیگر از جنبه‌های مهم عملگرهای OWA توانایی آن‌ها در مدیریت داده‌های ورودی مرتب شده است. در بسیاری از مسایل واقعی، داده‌های ورودی ممکن است دارای ترتیب یا رتبه‌بندی طبیعی باشند و روش‌های تجمیع سنتی ممکن است این ساختار را به‌طور کامل نشان ندهند. عملگر OWA با اجازه دادن به



شکل۲. نمونه سازی قطعات آزمون کشش استاندارد براساس ASTMD ۶۳۸.

تصمیم‌گیرنده برای تعیین اهمیت هر ورودی بر اساس موقعیت آن در دنباله مرتب شده، این محدودیت را برطرف می‌کند که منجر به یک نتیجه ادغام دقیق‌تر و خاص‌تر می‌شود و به یک چارچوب نظری غنی برای درک رفتار و ویژگی‌ها منتهی می‌گردد. به‌عنوان مثال، عملگرهای OWA مجموعه‌ای از بدیهیات را برآورده می‌کنند که ویژگی‌های مطلوبی مانند یکنواختی، ناتوانی و بی‌طرفی را دربر می‌گیرد. این ویژگی‌ها پایه محکمی برای کاربرد عملی برای عملگرهای OWA در تصمیم‌گیری و ترکیب داده‌ها فراهم می‌سازند.

۲.۳. تحلیل رفتار مکانیکی ناحیه اتصال

در مقاله حاضر، از دیدگاه ریاضی در ریسک‌پذیری پدیده‌های تجربی بهره گرفته شده است تا اثرات عوامل موثر در پاسخ مدنظر رفتار مکانیکی تجزیه و تحلیل شود و برونداد این دیدگاه پایداری پاسخ می‌باشد به این مفهوم که مقدار عددی پاسخ با توجه به تغییرات عامل ورودی بررسی می‌شود. این پایداری با عنوان آنالیز حساسیت در مهندسی مطرح بوده که می‌تواند برای پیش‌بینی حوزه تغییرات قابل قبول در متغیرهای ورودی فرایند استفاده شود. همچنین، نظر به اینکه از تمام اطلاعات داده‌ای در مطالعه رفتار استفاده می-شود، لذا لازم است تا داده‌های عملی به نحو موثری در تحلیل پاسخ سهیم شوند. این رویکرد در پژوهش‌های انتشاریافته قبلی در زمینه بهینه‌سازی خواص مکانیکی اتصال جوشی تاکنون مورد توجه نبوده است. از طرف دیگر، هر پاسخ منفرد دارای نتیجه متفاوت است و از برهم‌گذاری این پاسخ‌ها می‌توان حوزه تغییرات پارامتری را برای به‌دست آوردن بازه متناسب خاصیت مطلوب را طرح‌ریزی کرد. با این افق دید، مقاله و کار پژوهشی حاضر سعی در ارائه روشی ساختارمند دارد که در مقالات گذشته مشاهده نشده است.

۳.۳. عملگرهای وزنی مرتب شده (OWA)

این عملگرها کاربردهای فراوان در زمینه‌های مختلف علوم از جمله: روش‌های رگرسیون، تصمیم‌گیری چندمعیاره، شبکه‌های عصبی، سیستم‌های فازی، و سیستم‌های هوشمند دارند[۱۸-۱۱] که به‌صورت زیر بیان می‌گردند:

تعریف ۱. عملگر n بعدی OWA در حقیقت یک نگاشت از فضای R^n به فضای R است و دارای یک بردار وزن صعودی یا نزولی به‌صورت $W = [w_1, \ldots, w_n]$ بوده، به‌طوری که هر عضو این بردار $w_i \in [0,1]$ و $\sum_{i=1}^{n} w_i = 1$ است، همچنین:

۱ Ordered weighted averaging

$$F(x_1, \dots, x_n) = \sum_{i=1}^{n} w_i y_i \quad (۱)$$

که y_i در رابطه فوق i امین، بزرگترین عضو بردار ورودی به صورت $X = [x_1, \dots, x_n]$ است. یاگر[11] اندازه خوش‌بینی[1] را که بیانگر اعمال نظر تصمیم گیرنده سیستم در تعیین وزن‌ها است، به صورت زیر تعریف نمود.

تعریف ۲. اندازه خوش‌بینی برای یک بردار وزن OWA، به صورت $W = [w_1, \dots, w_n]$ از طریق رابطه زیر تعریف می‌شود:

$$\text{Orness}(W) = \alpha = \frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n}(n-i)w_i, \quad 0 \le \alpha \le 1 \quad (۲)$$

به‌عنوان مثال، عملگرهای ماکزیمم، مینیمم و میانگین متناظر به صورت W^*، W_* و W_A طبق روابط(۱) و (۲) به‌شکل زیر هستند:

۱- اگر بردار وزن $W^* = [1, 0, \dots, 0]$ باشد، داریم $F_{W^*}(X) = \max_{1\le i\le n}\{x_i\}$ بنابراین $\text{Orness}(W^*) = 1$

۲- اگر $W_* = [0, \dots, 0, 1]$ آنگاه خواهیم داشت $F_{W_*}(X) = \min_{1\le i\le n}\{x_i\}$ لذا $\text{Orness}(W_*) = 0$

۳- اگر $W_A = \left[\frac{1}{n}, \dots, \frac{1}{n}\right]$ آنگاه $F_{W_A}(X) = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} x_i$

بنابراین $\text{Orness}(W_A) = \frac{1}{2}$ که میانگین ورودی‌هاست.

اوهاگان [19] در سال ۱۹۸۸ با کمک اندازه آنتروپی شانون و براساس اصل ماکزیمم آنتروپی، مدل زیر را برای تولید این وزن‌ها ارائه داد:

$$\text{Max disp}(W) = -\sum_{i=1}^{n} w_i \ln w_i$$
$$\text{subject to:} \quad \alpha = \frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n}(n-i)w_i, \quad 0 \le \alpha \le 1 \quad (۳)$$
$$\sum_{i=1}^{n} w_i = 1, \qquad w_i \in [0,1], \qquad i = 1, 2, \dots, n$$

۴. نتایج و بحث

در این مطالعه، اثر پارامترهای مختلف فرایند جوشکاری همزنی اصطکاکی بر روی استحکام تسلیم اتصال جوشی بررسی می‌شود. از دو ورق همسان پلاستیک گرمانرم ABS برای جوشکاری با ابزار فولادی استفاده شده است. ابزار دارای شانه با سطح زیرین مقعر برای تمرکز مواد مذاب و دو نوع پین استوانه‌ای و مخروطی است. پارامترهای فرآیند مشتمل بر ضریب منظر ابزار، سرعت دورانی و زاویه انحراف ابزار همچنین سرعت پیشروی جوشکاری می‌باشد. هر یک از این عوامل در سه سطح در نظر گرفته شده است در (جدول۲) از یک دستگاه فرزکاری اونیورسال برای جوش قطعات استفاده شده است. بررسی تحلیلی با ثابت گرفتن یکی از عوامل ورودی جدول طراحی آزمایش (جدول‌های۳و۴) و بررسی پاسخ مکانیکی (استحکام اتصال جوشی) مطابق با (جدول‌های ۵، ۶و۷) مورد بررسی قرار گرفته است تا درک درستی از مشاهدات تجربی به‌دست آید.

در جدول استحکام تسلیم ماده پایه ABS ارائه شده است. مقادیر این جدول و جدول‌های۶و ۷ با استفاده از خوش‌بینی (روابط ۱ تا ۳) در روش OWA محاسبه و حاصل شده است.

در جدول۶ مقادیر حاصل از استحکام تسلیم اتصال جوشی برحسب متغیرهای فرایند جوشکاری با ابزار استوانه‌ای ارائه شده است. نتایج خلاصه شده حاصل از داده‌های آزمایش کشش استاندارد با تعریف معیار خوش‌بینی (از کمترین مقدار تا حالت بیشینه آن) در جدول ۶ به‌عنوان تغییرات پاسخ استحکامی معرفی شده است. تنش تسلیم به‌عنوان خروجی (یا پاسخ رفتار مکانیکی) در بررسی پایداری سیستم طراحی آزمایش این مقاله مورد توجه قرار گرفته است.

جدول۷ مقادیر به‌دست آمده برای تغییرات استحکام تسلیم اتصالات جوشی انجام شده با استفاده از ابزار مخروطی را لیست کرده است۷ اجرای جوشکاری مطابق جدول آزمایش طراحی شده برای ابزار مخروطی در نظر گرفته شده است. اما با توجه به اینکه دو مورد (جوش‌های شماره۱۳ و۲۱) از این اجراهای جوشکاری منجر به اتصال جوشی مناسب نشدند. در هر پارامتر تحت بررسی،

جدول ۵ . تغییرات استحکام تسلیم ماده پایه ABS.

خوش‌بینی	۰/۱	۰/۳	۰/۵	۰/۷	۰/۹
استحکام تسلیم	۴۰/۰۳	۴۰/۹۸	۴۱/۸۰	۴۲/۲۹	۴۲/۷۲

جدول ۶. تغییرات استحکام تسلیم اتصال جوشی قطعات ABS با ابزار استوانه‌ای.

جوش	میزان خوش‌بینی				
	۰/۱	۰/۳	۰/۵	۰/۷	۰/۹
۱	۱۰/۸۹	۱۶/۲	۲۰/۳۵	۲۳/۷۱	۲۶/۱۷
۲	۵/۷۸	۱۶/۱۵	۲۴/۹۸	۳۲/۷۲	۳۹/۱۵
۳	۳۲/۸۱	۳۳/۴۹	۳۳/۷۹	۳۴/۰۱	۳۴/۳۳
۴	۳/۷۵	۱۱/۱۹	۱۸/۱۸	۲۴/۸۵	۳۱/۲
۵	۲۵/۷۳	۲۶/۳۱	۲۶/۵۹	۲۶/۸	۲۷/۰۸
۶	۳/۵۷	۹/۹۲	۱۵/۲۹	۱۹/۹۶	۲۳/۷۹
۷	۲۷/۴۵	۲۹/۰۹	۳۰/۹۱	۳۳/۰۳	۳۵/۷۱
۸	۳/۶۵	۹/۹۷	۱۵/۱۶	۱۹/۵۴	۲۲/۹۴
۹	۲۳/۱۸	۲۴/۱۵	۲۴/۹۱	۲۵/۶۴	۲۶/۴۸
۱۰	۲۳/۲۴	۲۴/۶۶	۲۵/۶۹	۲۶/۵۸	۲۷/۴۴

[1] Orness

اثر نوع ابزار با توجه به میزان خوش‌بینی به‌دقت مورد مطالعه قرار گرفته است که در این مقاله به صورت نوآ وری بررسی مشاهدات تجربی دارای اهمیت است. وزن‌ها به‌ازای اندازه‌های خوش‌بینی $\alpha = ۰.۱$ تا $\alpha = ۱$ از طریق مدل ماکزیمم آنتروپی(۳)برای تمام اجراهای جوشکاری به‌دست آمده و نتایج تجمیع به صورت گرافیکی در نمودارها (شکل‌های۳تا۶) نشان داده شده‌اند. امکان مقایسه مقادیر استحکام تسلیم اتصالات جوشی با استحکام تسلیم ورق پایه (بدون جوش) با همان معیار خوش‌بینی مدنظر در هر خط جوش وجود دارد. جدول۵ استحکام تسلیم ماده پایه (قبل از جوش) ABS را با توجه به معیار خوش‌بینی نشان می‌دهد. از بررسی موردی و مقایسه هر اتصال جوشی معین با ماده پایه، میزان تغییر استحکام اتصال جوشی در جدول‌های ۶ و۷ به‌دست می‌آید.

جدول ۷. استحکام تسلیم کششی اتصال جوشی قطعات ABS با ابزار مخروطی.

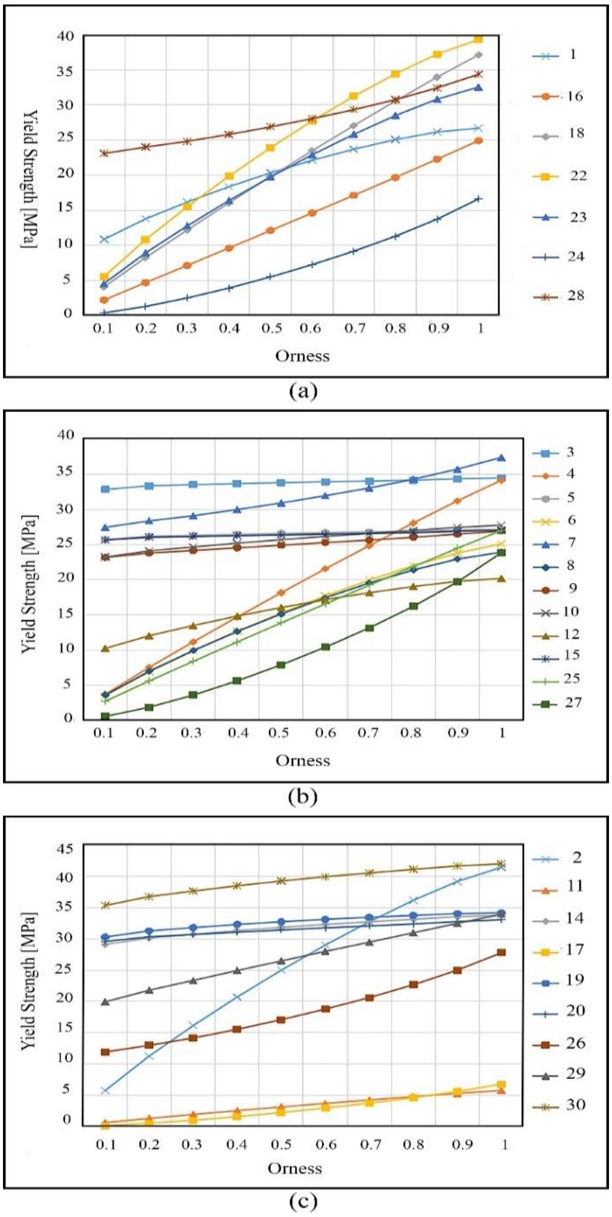
جوش	میزان خوش‌بینی				
	۰/۱	۰/۳	۰/۵	۰/۷	۰/۹
۱۱	۰/۶۷	۱/۹۷	۳/۱۶	۴/۲۸	۵/۳۳
۱۲	۱۰/۲۸	۱۳/۵۲	۱۶/۰۷	۱۸/۱۷	۱۹/۷۸
۱۴	۲۹/۱	۳۰/۷۲	۳۱/۸۲	۳۲/۷۲	۳۳/۵۱
۱۵	۲۵/۶۴	۲۶/۱۴	۲۶/۳۷	۲۶/۵۷	۲۶/۸۸
۱۶	۲/۲۶	۷/۱۸	۱۲/۱۴	۱۷/۱۵	۲۲/۲۹
۱۷	۰/۱۸	۱/۰۴	۲/۲۷	۳/۷۷	۵/۶۳
۱۸	۴/۱	۱۲/۲۱	۱۹/۸۱	۲۷/۰۷	۳۳/۹۶
۱۹	۳۰/۲۹	۳۱/۷۹	۳۲/۷۲	۳۳/۴۳	۳۴/۰۲
۲۰	۲۹/۵۷	۳۰/۶۷	۳۱/۴۱	۳۲/۰۵	۳۲/۷۴
۲۲	۵/۵۸	۱۵/۵۱	۲۳/۹۲	۳۱/۲۳	۳۷/۲۵
۲۳	۴/۶	۱۲/۸۱	۱۹/۷۷	۲۵/۸۳	۳۰/۸۳
۲۴	۰/۴۳	۲/۵۵	۵/۵۴	۹/۲۱	۱۳/۷۵
۲۵	۲/۷۶	۸/۴۳	۱۳/۹	۱۹/۲۳	۲۴/۴۷
۲۶	۱۱/۹۴	۱۴/۱۷	۱۷/۰۹	۲۰/۶۲	۲۵
۲۷	۰/۶۲	۳/۶۵	۷/۹۴	۱۳/۱۸	۱۹/۶۹
۲۸	۲۳/۱۱	۲۴/۸۳	۲۶/۸۸	۲۹/۳۳	۳۲/۴۴
۲۹	۱۹/۹۴	۲۳/۳۶	۲۶/۴۷	۲۹/۴۷	۳۲/۴۷
۳۰	۳۵/۳۲	۳۷/۶۲	۳۹/۲۲	۴۰/۵۱	۴۱/۶۳

بالاترین مقدار به‌منزله رسیدن به بیشترین مقدار پاسخ مطلوب است. لازم به‌ذکر است که $\alpha = ۰$ در هیچ یک از شکل‌ها ارائه نشده به‌عنوان بیشترین بدبینی (کمترین خوش‌بینی) و کمینه شدن پاسخ در اثر تغییرات عوامل متغیر ورودی فرایند تعبیر می‌شود. در بررسی این مقاله برای پوشش دادن احتمالات خطاهای اجرایی و تحلیل عدم قطعیت داده‌های تجربی تغییرات خوش‌بینی نیز به‌عنوان یک پارامتر موثر لحاظ شده است، در این مورد خاص می‌توان روند تغییرات پاسخ را به‌عنوان پایداری استحکام تسلیم جوش مورد توجه قرار داد.

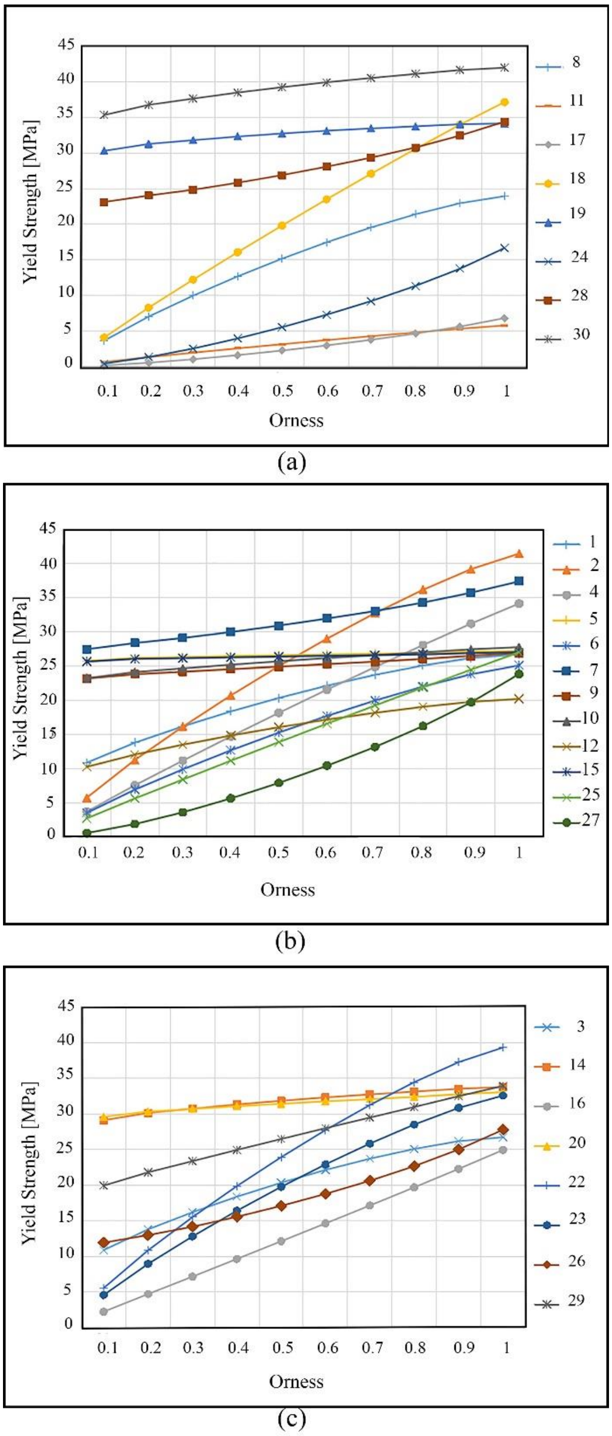
۱.۴. تغییرات استحکام تسلیم اتصال در ضریب منظر ثابت

۱.۱.۴. سطح پایین ضریب منظر ($\frac{D}{d} = \frac{۲۰}{۱۰} = ۲$)

در این حالت، با توجه به کاهش سطوح تماس ابزار با سطوح دیواره‌های قطعات نمودار (الف) شکل۳ مقادیر پاسخ متناظر با ابزار مخروطی (شماره‌های۱۱ به

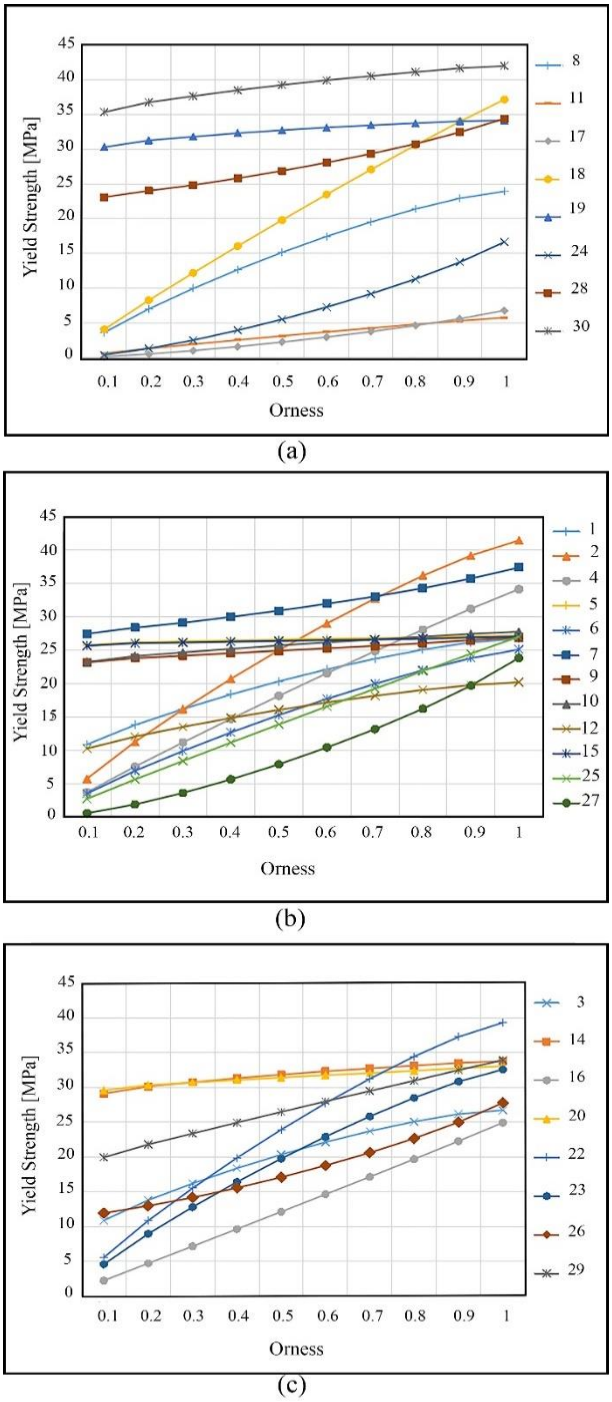


شکل ۳. تغییرات استحکام تسلیم اتصال با ضریب منظر ابزار : الف) سطح پایین، ب) سطح میانه و ج) سطح بالا



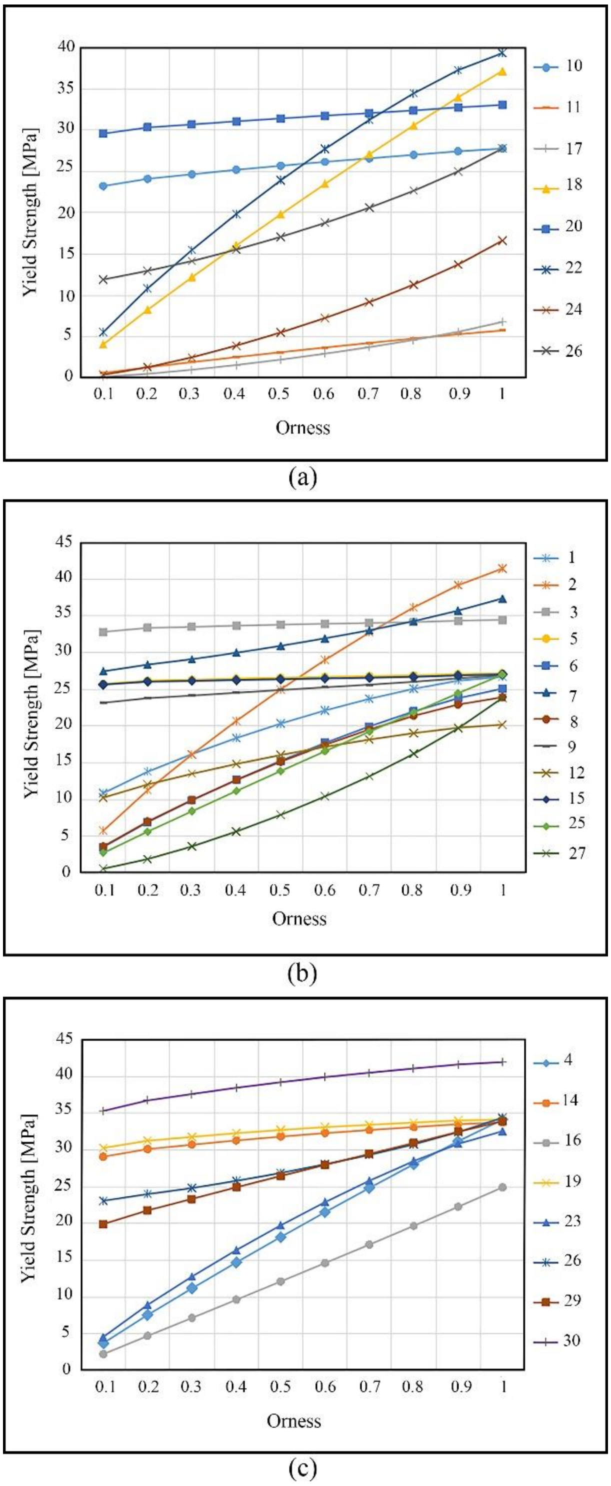
شکل ۴. تغییرات استحکام تسلیم اتصال با سرعت دورانی ابزار در سطوح الف)پایین، ب) میانی و ج) بالا.

بعد) در مقایسه با ابزار استوانه‌ای نتایج بهتری به‌دست داده است. ب ا بررسی روند تغییرات مقادیر استحکام تسلیم بر اثر تغییرات میزان خوشبینی، پایداری جواب‌ها نیز در ابزار مخروطی بیشتر است و نوسان کمتری دارد. در صورتی‌که براساس معیار خوش‌بینی، مقادیر تغییرات بزرگ داشته باشند به‌منزله آن است که پایداری پاسخ (استحکام تسلیم) ضعیف‌تر بوده و برعکس اگر تغییرات عددی استحکام تسلیم در محدده تغییرات خوش‌بینی (از کم تا زیاد) کمتر باشد نشانگر پایداری پاسخ می‌باشد. به بیان دیگر شیب کم نمودارها نشانگر پایداری نسبی بهتر پاسخ (استحکام تسلیم اتصال جوش) خواهد بود. بنابراین،



شکل ۵. تغییرات استحکام تسلیم اتصال با سرعت پیشروی سطح الف) پایین، ب) میانی و ج) بالا.

با هدف افزایش استحکام تسلیم اتصال، استفاده از ابزار مخروطی در این حالت مناسب‌تر است. در جوشکاری شماره۲۸، با تغییرات امیدواری، از بدبینی نسبی $\alpha = ۰.۱$ تا خوش‌بینی مطلق $\alpha = ۱$ استحکام تسلیم به اندازه ۴۰ درصد (از۲۳/۴ مگاپاسکال تا۳۴/۲ مگاپاسکال) نوسان داشته است که در مقابل تغییرات استحکام تسلیم جوشکاری شماره۱ با ابزار استوانه‌ای به میزان۱۴۰ درصد (از۱۰/۹ مگاپاسکال تا۲۶/۲ مگاپاسکال) می‌باشد و پایداری آن کاملا آشکار می‌شود. همچنین مشاهده می‌شود که با افزایش میزان خوش‌بینی مقادیر استحکام نیز افزایش نشان می‌دهند زیرا ترتیب مقادیر با هدف بیشینه-سازی پاسخ مدنظر بوده است.



شکل ۶. تغییرات استحکام تسلیم اتصال با انحراف ابزار در سطح الف) پایین، ب) میانی و ج) بالا.

۲.۱.۴. سطح میانی ضریب منظر $(\frac{D}{d} = \frac{۲۰}{۸} = ۲/۵)$

در این حالت از مشاهدات تجربی مطابق با شکل۳ (ب)، نوسان مقادیر پاسخ استحکام اتصال در ابزار استوانه‌ای (جوشکاری شماره‌های زیر ۱۱) به‌مراتب بهتر از ابزار مخروطی به‌دست آمده است، البته در دو مورد استثناء وجود دارد. همچنین، بیشت رین مقدار استحکام نیز در جوشکاری شماره۳ اتفاق افتاده است که با تغییرات خوش‌بینی تنها۴/۵ درصد افزایش استحکام تسلیم (از۳۲/۸ مگاپاسکال تا۳۴/۳ مگاپاسکال) حاصل شده است. البته بیشترین مقدار استحکام تسلیم برای جوش شماره۷ به‌دست آمده، لیکن نوسان پاسخ استحکامی بسیار بیشتر(۳۰ درصد) است.

۳.۱.۴. سطح بالای ضریب منظر $(\frac{D}{d} = \frac{۲۰}{۶} = ۳/۳۳)$

در این حالت و با توجه به روند گفته‌شده بالا، پایداری استحکام تسلیم اتصال جوشی در ابزارهای مخروطی به‌مراتب از مقادیر متناظر ابزار استوانه‌ای بهتر حاصل شده است (شکل۳ (ج))، اگرچه در این بررسی، تنها یک مورد جوشکاری با ابزار استوانه‌ای انجام شده است. این مساله در مورد جوشکاری با ابزارهای دارای ضریب منظر پایین نیز ملاحظه می‌شود که به‌دلیل طراحی اجراهای جوشکاری برای تحلیل آماری مشاهدات تجربی بوده است. بنابراین با استفاده از ابزار مخروطی با ضریب منظر بالا، انتظار بر این است که اتصال‌های جوشی با استحکام تسلیم پایدار و بیشینه حاصل شود. در مشاهدات تجربی این مقاله، جوشکاری شماره ۳۰ با نوسان تغییرات افزایشی۱۸ درصد از۳۵/۳ تا۴۱/۶ مگاپاسکال به‌دست آمده است.

لازم به ذکر است که در حالت اخیر به‌دلیل افزایش سطوح تماس و در نتیجه افزایش گرمای اصطکاکی در طول فرایند جوشکاری، میزان حرارت تولیدی بهبود داشته و اثر آن بر روی استحکام اتصال مشاهده شده است. از طرف دیگر این بهبود گرمای تولیدی از ابتدای خط جوش تا پایان آن نیز در مشاهدات تجربی دیده شد.

۲.۴. تغییرات استحکام تسلیم اتصال با سرعت دورانی ثابت

۱.۲.۴. سطح پایین سرعت دورانی $(n = ۹۰۰ \text{rpm})$

با بررسی نمودار به‌دست آمده از مقادیر تجربی اجرا و آزمایش کشش استاندارد، مطابق شکل۴ (الف)، مشاهده می‌شود که اتصال‌های جوشی با ابزار مخروطی هم از نظر مقدار بیشینه و هم از دیدگاه پایداری مقادیر پاسخ استحکام تسلیم وضعیت بهتری نسبت به ابزار استوانه‌ای دارند. مطلوب‌ترین نتیجه از جوشکاری شماره۳۰به‌دست آمده است. اگر چه پایداری پاسخ در جوشکاری۱۹ (با مقدار نوسان۱۴ درصد) اندکی بهتر از جوشکاری۳۰ (با تغییرات مقدار استحکام تسلیم به مقدار۱۷ درصد) است.

بررسی سایر اتصالات جوشی این حالت، بیانگر آن است که اتصالات بسیار ضعیفی نیز در این وضعیت وجود دارند. سرعت دورانی ابزار، پارامتر موثری در بهبود استحکام تسلیم پلاستیک‌های گرمانرم است [8] به این معنی که با افزایش مقدار آن می‌توان انتظار داشت که بهبود نسبی در افزایش استحکام به‌وجود آید، البته به‌دلیل ماهیت پیچیده سایر متغیرهای موثر در پاسخ استحکامی اتصال، نباید تغییرات سایر عوامل را از نظر دور داشت. همچنین، مقدار سرعت دورانی و تولید انرژی مورد نیاز جوشکاری نیز عامل قابل توجهی است. سرعت دورانی علاوه بر اثر مستقیم در تولید گرمای اصطکاکی از دیدگاه دیگری نیز باید مورد توجه مضاعف قرار بگیرد. با تغییرات مقدار عددی سرعت دورانی همزنی مواد مذاب در هنگام انجام جوشکاری، میزان تغییر شکل پلاستیکی و تولید حرارت ثانویه ناشی از آن نیز وجود دارد که در ادامه بررسی‌ها به آن اشاره می‌شود.

۲.۲.۴. سطح میانی سرعت دورانی $(n = ۱۴۰۰ \text{rpm})$

با ملاحظه نمودار شکل۴ (ب) و در نظر گرفتن اثرات پیش‌گفته در مورد افزایش سرعت دورانی، مشاهده می‌شود که افزایش استحکام تسلیم اتصال در ابزارهای استوانه‌ای قابل توجه است. بالاترین و بهترین استحکام تسلیم در جوشکاری شماره (۷) ایجاد شده است که با تغییرات۳۰ درصد به بیشترین

مقدار ۳۵/۷ مگاپاسکال رسیده است؛ اگرچه در جوش شماره(۲) استحکام بالاتری نیز به‌دست آمده است اما بنا به ماهیت مشاهدات تجربی و وجود خطاهای اجرایی و سنجش نمی‌توان آن را بدون ملاحظه پایداری پاسخ در نظر گرفت. در مورد ابزارهای مخروطی، ممکن است مشابه حالت میانی ضریب منظر ابزار (شکل۳ (ب)) بیش‌گرمایی ناشی از سرعت دورانی مانع از شکل-گیری اتصال جوشی مناسب اتفاق افتاده باشد.

از نقطه نظر میزان خوش‌بینی، با توجه به شکل۴ (ب)، معلوم می‌شود که در پیش‌بینی امیدوارانه (خوش‌بینی بالاتر از۰/۶)قابلیت دسترسی به اتصالات جوشی مستحکم وجود دارد.

۳.۲.۴. سطح بالای سرعت دورانی $(n = ۱۸۰۰ \mathrm{rpm})$

در این حالت (شکل ۴ (ج))، ابزار مخروطی پاسخ‌های کمی و کیفی بهتری در مقایسه با ابزار استوانه‌ای به‌دست آورده است. اتصالات جوشی شماره(۲۰) و(۱۴) به‌ترتیب با نوسان۱۰ درصد و ۱۵درصدی به مقادیر استحکامی۳۲/۷ مگاپاسکال و۳۳/۵ مگاپاسکال رسیده‌اند. از آنجا که افزایش تولید گرما در این حالت بیشترین میزان اثرگذاری را دارد، لذا، سایر عوامل موثر در فرایند جوشکاری نیز نیازمند مطالعه و بررسی عمیق‌تر می‌باشند که در ادامه آورده شده است.

۳.۴. تغییرات استحکام تسلیم اتصال در سرعت پیشروی ثابت

۱.۳.۴. سطح پایین سرعت پیشروی $(v = ۶ \mathrm{~mm/min})$

با مطالعه مشاهدات تجربی جوشکاری، با توجه به شکل۵ (الف) ملاحظه می-شود در این شرایط، ابزار مخروطی منجر به تولید اتصالات جوشکاری با استحکام تسلیم بالاتر نسبت به ابزار اتصالات جوشی با ابزار استوانه‌ای شده است. همچنین، پایداری استحکام تسلیم نیز کم نوسان‌تر از حالت متناظر در ابزار استوانه‌ای است. اتصال شماره(۱۹) با بیشینه استحکام تسلیم۳۴/۰۲ مگاپاسکال در طول خط جوش خود حدود۱۲/۴ درصد نوسان دارد در شرایطی‌که اتصال شماره (۹) با استفاده از ابزار استوانه‌ای حاصل شده و با بیشترین عدد استحکام تسلیم۲۶/۴۸ مگاپاسکال دارای نوسانی بیش از۱۴ درصد به‌دست آمده است. این امر به‌دلیل سرعت پایین انتقال نقطه داغ (ابزار اصطکاکی در حال دوران) است که باعث تولید انرژی ورودی جوشکاری بیشتری به توده جرمی ماده در حال جوش می‌شود. همچنین، سرعت انتقال گرما از نقطه داغ نیز کمتر برآورد می‌گردد.

۲.۳.۴. سطح میانی سرعت پیشروی $(v = ۱۶ \mathrm{~mm/min})$

در بررسی اتصالات جوشی این حالت (شکل۵ (ب))، مشاهده می‌شود ابزارهای استوانه‌ای در مقایسه با ابزار مخروطی عملکرد مناسب‌تری نشان داده است. در اتصال شماره (۳) بالاترین استحکام تسلیم اتصال با مقدار۳۴/۳۳ مگاپاسکال به‌دست آمده که کمترین تغییرات عددی (حدود۴/۶درصد) را در طول خط جوشکاری داشته است در شرایطی‌که در ابزار مخروطی، برای اتصال جوشی، اجرا شماره (۱۵) بهترین استحکام تسلیم معادل۲۶/۸۸ مگاپاسکال حاصل شده است، اگرچه تغییرات مقداری در این اتصال نیز معادل۴/۸ درصد بوده است. بنابراین، با افزایش سرعت پیشروی جوشکاری چنین به‌نظر می‌رسد، گرمای تولیدی و گرمای انتقال‌یافته از نقطه داغ جوشکاری و حوضچه جوش در ابزارهای استوانه‌ای متعادل‌تر از ابزارهای مخروطی بوده است. این نتیجه به آن معنی است که بیش‌گرمایش تولیدی در مقایسه با انتقال حرارت کمتر بوده است و انرژی مورد نیاز جوشکاری با مقادیر متناسبی حاصل شده است.

۳.۳.۴. سطح بالای سرعت پیشروی $(v = ۲۵ \mathrm{~mm/min})$

اتصالات جوشی در این سطح سرعت، در شکل۵ (ج) نشان داده شده است. ملاحظه می‌شود بالاترین استحکام و پایدارترین مقادیر استحکام تسلیم با ابزارهای مخروطی به‌دست آمده است. اتصال شماره(۳۰) که بهترین نمونه جوش داده شده در پژوهش‌های مقاله نیز قلمداد می‌شود، با۴۱/۶۳ مگاپاسکال در طول خط جوش تنها نزدیک به۱۸ درصد نوسان استحکام را تجربه کرده است، در شرایطی‌که برای جوش شماره(۷) با۳۷/۴ درصد تغییرات استحکام تسلیم۳۷/۷۱ مگاپاسکال به‌دست آمده است. با اینکه پیش‌بینی بر این است که با افزایش سرعت پیشروی جوشکاری امکان تولید گرما کمتر شود اما ترکیب سایر عوامل متغیر موثر در استحکام تسلیم نیز حائز اهمیت است.

۴.۴. تغییرات استحکام تسلیم اتصال در انحراف ابزار ثابت

۱.۴.۴. سطح پایین انحراف ابزار $(\gamma = ۰^{0})$

بررسی اتصالات در این وضعیت با توجه به شکل ۶ (الف) مقداری پیچیده و دشوار است. اما براساس روند پیش گفته، ابزارهای مخروطی با وجود نتایج ضعیف موجود در نمودار (الف) شکل۶ بالاترین استحکام تسلیم و پایدارترین مقدار عددی استحکام را در طول خط جوش، نشان داده‌اند. اتصال شماره(۲۰) با استفاده از ابزار مخروطی، با۱۰ درصد نوسان تغییرات استحکام تسلیم به‌مقدار بیشینه۳۲/۷ مگاپاسکال رسیده است که از اتصال شماره (۱۰) با تغییرات۱۸ درصدی و بیشینه۲۷/۴۴ مگاپاسکال استحکام تسلیم بهبود بیشتری را داشته است. انحراف ابزار در جوشکاری همزنی اصطکاکی به‌عنوان یک شاخص هندسی مبین فشار اعمالی بر سطوح ورق‌های جوش‌شونده و عامل اثر اکستروژنی (در راستای ضخامت ورق) است، بنابراین، با تغییر در ریزساختار ماده پلاستیکی گرمانرم، جوشکاری همزنی اصطکاکی نوعی فرایند اکستروژن پلاستیکی است. این نتیجه‌گیری مشاهده شده، از رفتار نوعی یک پلاستیک گرمانرم است و یکی دیگر از تفاوت‌های عمده جوشکاری همزنی اصطکاکی این دسته از مواد با روش متناظر در فلزات است که با فرض آهنگری برای جوشکاری همزنی اصطکاکی آلیاژهای فلزی همراه شده است[۱۵].

۲.۴.۴. سطح میانی انحراف ابزار $(\gamma = ۱^{0})$

در این حالت که نتایج آن در شکل۶ (ب) نشان داده شده است، ملاحظه می‌شود اتصالات جوشی با استفاده از ابزار استوانه‌ای رفتار بهبودیافته‌تری در مقایسه با ابزار مخروطی حاصل کرده است. اتصال شماره (۳) با نوسان۴/۶ درصد با استحکام تسلیم۳۴/۳۳ مگاپاسکال رسیده است، این اتصال با یک ابزار استوانه‌ای تولید شده است. در حالی‌که بهترین اتصال با ابزار مخروطی در این حالت، اتصال شماره(۱۵) است که بالاترین استحکام تسلیم۲۶/۸۸ مگاپاسکال را با تقریبا همان تغییرات۳۲/۷ درصد در طول خط جوش حاصل کرده است. این نتیجه‌گیری مشابه حالت‌های پیشین به‌دست آمده است.

۳.۴.۴. سطح بالای انحراف ابزار $(\gamma = ۲^{0})$

در این حالت به‌غیر از یک مورد استثنائی اتصال شماره (۱۶) در شکل ۶ (ج)، بالاترین میزان استحکام تسلیم و پایداری پاسخ به‌دست آمده است که مشابه حالات پیش‌گفته شده، در سایر متغیرهای فرایند جوشکاری می‌باشد.

همچنین، بهترین اتصال جوشی نیز با شماره (۳۰) در این حالت ایجاد شده است. همان‌طورکه در شکل ۵ (ج) نیز پیشتر اشاره شده، اتصال جوشی با۴۱/۳۶ مگاپاسکال استحکام تسلیم تنها نزدیک به۱۸ درصد نوسان در طول

خط جوش داشته است. این اتصال به‌مراتب از اتصال شماره(۴) با ابزار استوانه-ای و بالاترین استحکام۳۴/۱۳ مگاپاسکال بهبودیافته‌تر است،علاوه‌بر اینکه در طول خط جوش خود بیش از ۷۳۰درصد نوسان داشته است.

۵. نتیجه‌گیری

۱. برای اتصالات جوشی تولیدشده با ابزار دارای مقادیر عددی ضریب منظر پایین و بالا، استفاده از ابزار مخروطی منجر به عملکرد بیشینه پایدار استحکام تسلیم اتصال می‌گردد. در بررسی استحکام تسلیم اتصال، مقدار انرژی ورودی جوشکاری اثر مستقیم دارد، بنابراین، بالاترین پاسخ‌های استحکامی در ابزارهای با ضریب منظر بالا به‌دلیل افزایش سطوح اصطکاکی و تولید بخشی از گرمای مدنظر به‌دست می‌آید.

۲. در سرعت‌های دورانی پایین و بالا، با استفاده از ابزار مخروطی کمیت و کیفیت استحکام تسلیم اتصال بهتر از اتصال جوشی با ابزار استوانه‌ای به‌دست آمده است. میزان سرعت دورانی، ارتباط مستقیمی با مقدار گرمای اصطکاکی و انرژی حاصل از همزنی مواد مذاب دارد که با عنوان انرژی افزوده تغییرشکل پلاستیکی شناخته می‌شود.

۳. در اتصالات جوشی با پارامترهای ضریب منظر، سرعت دورانی، پیشروی و همچنین، انحراف ابزار همگی در سطوح میانی، استفاده از ابزار استوانه‌ای بیشترین مقادیر پایدار استحکام تسلیم اتصال را به‌دست می‌دهد.

۴. اتصال جوشی در مقادیر سرعت پیشروی جوشکاری پایین با استفاده از ابزار مخروطی منجر به جواب‌های بیشینه پایدار استحکام تسلیم اتصال در مقایسه با ابزار استوانه‌ای می‌گردد. این امر به‌دلیل سرعت پایین انتقال نقطه داغ (ابزار اصطکاکی در حال دوران) است که باعث تولید انرژی ورودی جوشکاری بیشتری به توده جرمی ماده در حال جوش می‌شود. همچنین، سرعت انتقال گرما از نقطه داغ نیز کمتر برآورد می‌گردد.

۵. اتصالات جوشی با استفاده از ابزارهای مخروطی در سرعت‌های پیشروی و انحراف ابزار بالا، پاسخ استحکام تسلیم و پایدار به‌مراتب بهتری نسبت به ابزار استوانه‌ای ایجاد کرده است. در این مورد باید به ترکیب سایر عوامل متغیر فرایندی و هندسی نیز توجه ویژه داشت.

۶. با ملاحظه کلی مقادیر و نمودارهای حاصل از تمام جوشکاری‌ها و بررسی تحلیلی نتایج حاصل از آزمایش‌ها با استفاده از روش میانگین وزنی مرتب شده، می‌توان تغییرات پاسخ را در مقابل تغییرات پارامترهای متغیر ورودی جوشکاری به‌دست آورد (آنالیز حساسیت پاسخ). در پژوهش حاضر، با توجه به پایداری استحکام تسلیم اتصال جوش برحسب پارامترهای ضریب منظر، سرعت دورانی ابزار، سرعت پیشروی جوشکاری و میزان انحراف ابزار چنین نتیجه‌گیری می‌شود : با هدف خوش‌بینی پاسخ (بیشینه کردن استحکام تسلیم اتصال) ضریب منظر بایستی در بالاترین مقدار ($\frac{D}{d}=\frac{۲۰}{۶}=۳/۳$) سرعت دورانی ابزار در سطح میانه ($n=۱۴۰۰\text{rpm}$) سرعت پیشروی ابزار جوشکاری در بالاترین مقدار ($v=۲۵\ \text{mm/min}$) و انحراف ابزار در پایین-ترین سطح مدنظر (بدون انحراف) تنظیم شوند.

۷. با توجه به مشاهدات تجربی این پژوهش، ابزار با پین مخروطی در شرایط نزدیکترین اجرای تجربی، جوشکاری (۲۰) با نوسان حدود۱۰ درصدی به مقدار استحکام $۳۲/۷۴$ مگاپاسکال رسیده است، اگرچه سرعت دورانی این ردیف جوشکاری ($n=۱۸۰۰\text{rpm}$) متفاوت از مقدار پیش‌بینی‌شده می‌باشد. به‌عبارت دیگر افزایش سرعت دورانی منجر به افت مقدار پاسخ شده است. در جوش شماره (۳۰) با استحکام تسلیم $۴۱/۶۳$ مگاپاسکال حاصل شده است که دارای ۹۷ درصد استحکام تسلیم ورق پایه ABS می‌باشد، این اتصال با شرایط فرایندی نزدیک به ایده‌آل (بیشترین ضریب منظر، پیشروی، انحراف ابزار و کمترین سرعت دورانی) انجام شده و نوسان ۱۸ درصدی پاسخ استحکامی دارد.

۸. از بررسی مشاهدات تجربی با معیار خوش‌بینی، در مورد اتصال جوشی با ابزار استوانه‌ای چنین به‌دست می‌آید که جوش شماره (۳) با هدف بیشینه استحکام تسلیم۳۴/۴۵ مگاپاسکال با تنظیم مقادیر ضریب منظر ($\frac{D}{d}=\frac{۲۰}{۸}=۲/۵$) سرعت پیشروی ($v=۱۶\ \text{mm/min}$) و انحراف ابزار ($\gamma=۱^0$) حاصل شده است که همگی در سطح میانی می‌باشند؛ سرعت دورانی اما در بالاترین سطح ($n=۱۸۰۰\text{rpm}$) قرار داشته است. بازده استحکام این اتصال ۸۰ درصد استحکام متناظر ورق پایه ABS حاصل شده است. نوسان بزرگی استحکام در طول خط جوش حدود۵ درصد به‌دست آمده است.

۹. با مرور مشاهدات تجربی این پژوهش معلوم می‌شود که جوشکاری همزنی اصطکاکی در یک پلاستیک گرمانرم تفاوت‌هایی با مواد فلزی دارد، به‌طوری‌که این فرایند در رده‌بندی روش‌های ذوبی جوشکاری قابل طبقه‌بندی است و گرمای تولیدی منجر به بازآرایی ریزساختار در حوضچه جوشکاری می‌شود. از طرف دیگر با در نظر گرفتن انحراف ابزار به‌عنوان شاخصی از فشار عمودی ابزار بر سطح قطعات جوشکاری‌شونده و مذاب حاصل، فرایندی مشابه اکستروژن پلیمری در مقیاس کوچک در این ناحیه اتفاق می‌افتد. برهم‌کنش تولید گرما و اکستروژن می‌تواند کلیدی برای توضیح کیفیت اتصال جوشی از گستره پاشش مواد مذاب تا بهبود یافته‌ترین اتصال جوشی باشد.

تقدیر و تشکر

نویسندگان از زحمات سرکار خانم زرین ممقانی اصل در ویرایش تصاویر برای مناسب‌سازی الگوی مدنظر این مقاله تشکر به عمل می‌آورند.

References - منابع

1. Pereira, A., Fernandes, F., de Morais, A. and Quintão, J., 2019. Mechanical strength of thermoplastic polyamide welded by nd:yag laser. *Polymers ,11* (9). https://doi.org/10.3390/polym11091381.

2. Hopmann, C., Bölle, S. and Reithmayr, L., 2020. Prediction of the bond strength of thermoplastics welded by laser transmission welding. *Advances in Polymer Processing,* pp. 247-257. https://doi.org/10.1007/978-3-662-60809-8_20.

3. Bastos, L., Alves, M., Sousa, B., Vilela, A., Rietter, L., Duarte, F., Carneiro, F. and Żmijewska-Rocha, F., 2023. Transmission laser welding of thermoplastics: influence of welding parameters and rib dimensions on the strength of welded joints. *Journal of Advanced Joining Processes, 8* (100173). https://doi.org/10.1016/j.jajp.2023.100173 .

4. Liu, S. L., Lin, W. F., Chang, B. C., Wu, G. M. and Hung, S. W., 1999. Optimizing the joint strength of ultrasonically welded thermoplastics. *Advances in Polymer Technology, 18* (2), pp. 125-135. https://doi.org/10.1002/(SICI)1098-2329(199922)18:2<125::AID-ADV3>3.0.CO;2-A.

5. Mendes, N., Loureiro, A., Martins, C., Neto, P. and Pires, J. N., 2014. Effect of friction stir welding parameters on morphology and strength of acrylonitrile butadiene styrene plate welds. *Materials and Design, 58,* pp. 457-464. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2014.02.036.

6. Mendes, N., Loureiro, A., Martins, C., Neto, P. and Pires, J. N., 2014. Morphology and strength of acrylonitrile butadiene styrene welds performed by robotic friction stir welding. *Materials and Design, 64,* pp. 81-90. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2014.07.047.

7. Raza, S. F., Khan, S. A. and Mughal, M. P., 2019. Optimizing the weld factors affecting ultrasonic welding of thermoplastics. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 103,* pp. 2053-2076. https://doi.org/10.1007/s00170-019-03681-7.

8. Sadeghian, N. and Givi, M. K. B., 2015. Experimental optimization of the mechanical properties of friction stir welded acrylonitrile butadiene styrene sheets. *Materials and Design, 67,* pp. 145-153. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2014.11.03.

9. Yager, R. R., 1988. On ordered weighted averaging aggregation operators in multicriteria decisionmaking. *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics,18* (1), pp. 183-190. 10.1109/21.87068.

10. Yager, R. R., 2009. Weighted Maximum Entropy owa aggregation with applications to decision making under risk. *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics - Part A: Systems and Humans, 39* (3), pp. 555-564. 10.1109/TSMCA.2009.2014535.

11. Hussain, W., Raza, M. R., Jan, M. A., Merigó, J. M. and Gao, H., 2022. Cloud risk management with owa-lstm and fuzzy linguistic decision making. *IEEE Transactions on Fuzzy Systems, 30*(11), pp. 4657 – 4666. https://doi.org/10.1109/TFUZZ.2022.3157951.

12. Flores-Sosa, M., Avilés-Ochoa, E., Merigó, J. M. and Kacprz, J., 2022. The owa operator in multiple linear regression. *Applied Soft Computing, 124,* p. 108985. https://doi.org/10.1016/j.asoc.2022.108985.

13. D'Urso, P., Chachi, J., Kazemifard, A. and Giovanni, L. D., 2024. Owa-based multi-criteria decision making based on fuzzy methods. *Annals of Operations Research.* https://doi.org/10.1007/s10479-024-05926-5.

14. Alcantud, J. C. R., Santos-García, G. and Akram, M., 2022. Owa aggregation operators and multi-agent decisions with n-soft sets. *Expert Systems With Applications, 203,* p. 117430. https://doi.org/10.1016/j.eswa.2022.117430.

15. Mishra, R. S., De, P. S. and Kumar, N., 2014. Friction stir processing. *In: Friction Stir Welding and Processing.* Switzerland: Springer Cham, p. 259–296. https://doi.org/10.1007/978-3-319-07043-8_9 .

16. D'Urso, P. and Leski, J. M., 2023. Owa-based robust fuzzy clustering of time series with typicality degrees. *Information Sciences, 651.* https://doi.org/10.1016/j.ins.2023.119706.

17. Chachi, J. and Chaji, A., 2021. Employing weighted operators in ordered least deviations regression model. *Journal of Statistical Sciences, 15*(1), pp. 39-60 http://dx.doi.org/10.52547/jss.15.1.3. [In Persian].

18. Chachi, J. and Chaji, A., 2021. An owa-based approach to quantile fuzzy regression. *Computers and Industrial Engineering, 159.* https://doi.org/10.1016/j.cie.2021.107498.

19. O'Hagan, M., 1988. Aggregating template or rule antecedents in real-time expert systems with fuzzy set logic. *Twenty-Second Asilomar Conference on Signals, Systems and Computers*, *2*, pp. 681-689. https://doi.org/10.1109/ACSSC.1988.754637.

مهندسی مکانیک شریف، (پاییز ۱۴۰۳)
دوره ی ۴۰، شماره ی ۲، صص. ۷۶-۸۴ ، (پژوهشی)

Original Article

بررسی تجربی و شبیه‌سازی تشکیل قطرات با اندازه‌ی کنترل‌شده در ریزتراشه‌ی مبتنی بر لوله مویین

مهرناز اویسی (دانشجوی دکتری)
امیرحسین کرمی (دانشجوی کارشناسی)
وحید بازارگان * (استادیار)
دانشکده مکانیک، دانشگاه تهران

این مطالعه بر تولید دقیق قطرات در یک دستگاه ریزسیالی مبتنی بر قطره متمرکز است، به طوریکه که امولسیون تک‌پراکنده‌ی روغن در آب با اندازه قطرات کنترل‌شده در آن تولید می‌شود. ضرورت این تحقیق در توانایی تولید قطرات یکنواخت و کنترل‌شده در دستگاه‌های ریزسیالی با کاربردهای گسترده در دارورسانی، تولید مواد پیشرفته و کشت سلولی است. این روش می‌تواند مشکلات موجود در روش‌های مرسوم مانند عدم تکرارپذیری و نیاز به تجهیزات پیچیده را با استفاده از فناوری چاپ سه‌بعدی برای ساخت ریزتراشه‌ها و کنترل دقیق پارامترهای تولید حل کند. ابتدا با بهره‌گیری از شبیه‌سازی‌های عددی دو سیاله انتخاب پارامترهای هندسی ریزتراشه برای ایجاد امولسیون سنجیده شده و سپس نتایج حاصله از طریق آزمایش‌های تجربی ساخت امولسیون توسط ریزتراشه تأیید شدند. استفاده از **چاپگر سه‌بعدی** امکان ساخت تکرارپذیر قالب این ریزتراشه را ممکن ساخته است. در بخش تجربی، با بررسی اثرات افزودنی‌های مختلف به فاز آبی پیوسته و نرخ‌های جریان فاز پراکنده متفاوت، و نیز پارامترهای هندسی دستگاه ریزسیالاتی، شرایط بهینه برای تولید قطرات یکنواخت شناسایی شده است. نتایج نشان می دهد که توسط فاصله‌ی بین دو لوله‌ی مویین به کار رفته، دبی فاز پراکنده و نوع افزودنی فاز پیوسته، اندازه قطرات و فرکانس تولید آنها را می توان کنترل کرد و امولسیون مطلوب با ابعاد قطره ۵۰۰ تا ۱۰۰۰ میکرومتر تولید نمود.

واژگان کلیدی: تشکیل قطرات، شبیه‌سازی عددی، ساخت ریزتراشه لوله مویین.

mehrnaz.oveysi@ut.ac.ir
ah.karami@ut.ac.ir
vbazargan@ut.ac.ir

۱. مقدمه

در ریزسیالات مبتنی بر قطره[۱]، امکان تولید کنترل‌شده قطرات دلخواه وجود دارد. از آنجایی که جریان داخل کانال‌های ریزتراشه‌ها آرام است، این ویژگی منجر به ساخت امولسیون[۲] بسیار تک پراکنده با کنترل دقیق بر ابعاد قطرات می‌شود [۱]. دو پارامتر حائز اهمیت درتولید امولسیون‌ها، ابعاد و همگنی ابعادی قطرات می‌باشند. در صورتی که ضریب تغییرات توزیع ابعادی قطرات (که به عنوان انحراف استاندارد توزیع اندازه آنها تقسیم بر میانگین اندازه قطرات تعریف می‌شود) و معیاری از چندپراکندگی به جهت ارزیابی تفرّق قطرات است، کمتر از ۲۵ درصد باشد، امولسیون را یکنواخت در نظر می‌گیرند [۲]. یکی از روش‌های مرسوم در تولید قطرات، استفاده از لوله‌های مویین به منظور ساخت تراشه‌های قطره‌ساز است. این ریزتراشه‌ها نخستین بار توسط اومبانهوار و همکاران در سال ۲۰۰۰ معرفی شده [۳] و تا به امروز موضوع مطالعات گوناگونی بوده است. در این نوع سامانه‌ها به دلیل پیکربندی متقارن محوری، فاز پراکنده با دیواره‌های لوله مویین بیرونی تماس ندارد و اثرات سطحی در آنها کاهش یافته است [۴]. با این وجود مسائلی نیز کماکان در این حوزه مطرح است. تکرارپذیری در ساخت آنها به دلیل نیاز به هم‌محور کردن لوله‌های مویین چالش‌برانگیز بوده و گستردگی استفاده از این نوع ریزتراشه را محدود کرده است. هم‌چنین امکان تولید قطرات کوچکتر از ۱۰۰ میکرون با نرخ بالاتر از ۱ کیلوهرتز همانند آنچه در سامانه‌های مسطح مطرح است در آنها وجود ندارد.

روش مرسوم ساخت تراشه‌های ریزسیالاتی در دهه گذشته لیتوگرافی نرم بوده که این روش علاوه بر هزینه زیاد مواد اولیه و تجهیزات آن، زمانبر است. استفاده از چاپگر سه‌بعدی به عنوان روشی جهت تسهیل ساخت ریزتراشه‌ها مطرح است. امروزه دو دیدگاه نسبت به استفاده از چاپگر سه‌بعدی در روش‌های ساخت ریزتراشه ریزسیالاتی وجود دارد. دیدگاه اول استفاده از چاپگر سه بعدی به منظور ساخت خود کانال‌ها که لزوم آن استفاده از مواد

*نویسنده مسئول

تاریخ دریافت:۱۴۰۳/۰۴/۱۷، تاریخ اصلاحیه: ۱۴۰۳/۰۷/۱۵، تاریخ پذیرش: ۱۴۰۳/۰۷/۲۳.

استناد به این مقاله:
اویسی، مهرناز، کرمی، امیرحسین، و بازرگان، وحید، ۱۴۰۳. بررسی تجربی و شبیه‌سازی تشکیل قطرات با اندازه‌ی کنترل‌شده در ریزتراشه‌ی مبتنی بر لوله مویین، مهندسی مکانیک شریف، ۴۰(۲)، صص. ۷۶-۸۴. DOI: 10.24200/j40.2024.64794.1714

۱ Droplet Microfluidics
۲ Emulsion

شفاف و دقت بالای چاپگر سه‌بعدی است [۵و۶]. دیدگاه دوم استفاده از چاپگر سه‌بعدی به‌منظور ساخت قالب کانال‌های ریزتراشه می‌باشد؛ پس از ساخت قالب همانند روش لیتوگرافی نرم، طرح کانال بر روی قالب به صورت برجسته به وجود می‌آید. این روش علاوه بر لزوم دقت بالای چاپگر سه‌بعدی، نیازمند پس‌پردازش نیز می‌باشد و اگر این پس‌پردازش به صورت صحیح انجام نگیرد روند ساخت زیرتراشه به مشکل خواهد خورد [۷و۸].یکی از اهداف پژوهش فعلی، ساخت قالب برای ریزتراشه‌های مبتنی بر لوله مویین است به‌گونه‌ای که در قالب هم‌محوری لوله‌های مویین پیش‌بینی شده باشد.

از سویی دیگر، شبیه‌سازی عددی نقش مهمی در بررسی و تحلیل رفتار قطرات در ریزاشه‌ها ایفا می‌کند. با استفاده از مدل‌های ریاضی و الگوریتم‌های محاسباتی، می‌توان شرایط مختلف تشکیل و حرکت آنها را شبیه‌سازی کرد. روش‌های معمول شبیه‌سازی تشکیل قطرات در سامانه‌های ریزسیالاتی، به عنوان یک سیستم دو و یا چند فاز، روش تنظیم سطح، کسر حجمی سیال، میدان فازی و یا روش شبکه بولتزمن می‌باشد [۹].روش تنظیم سطح توسط هرناندز و همکاران برای شبیه‌سازی تشکیل امولسیون ساده در هندسه مسطح [۱۰] و نیز توسط اویسی و همکاران برای شبیه‌سازی تشکیل امولیسون دو و چندگانه در هندسه‌ی مسطح مورد استفاده قرار گرفت [۱۱]. روش کسر حجمی سیال نیز در این نوع پژوهش استفاده شده است، به‌عنوان مثال، وی یو و همکاران نیروهای هیدرودینیامیکی با استفاده از آن تشکیل قطرات را در هندسه مسطح شبیه‌سازی کردند [۱۲]. در حوزه تشکیل قطرات در ریزتراشه‌های لوله مویین شیشه‌ای، نبوی و همکاران در سال‌های ۲۰۱۵ تا ۲۰۱۷ مطالعات گسترده‌ای مبتنی بر روش کسر حجمی سیال انجام داده و دینامیک تشکیل قطرات چندلایه و نیز چندهسته‌ای در این ریزتراشه‌ها را مورد بررسی قرار دادند [۱۳و۱۴].

در این پژوهش علاوه بر معرفی یک روش ساخت ریزتراشه‌های مویین به شکل تکرارپذیر، هندسه‌ی تولیدی در نرم‌افزار کامسول مدل شده و با استفاده از روش تنظیم سطح دینامیک تشکیل قطرات روغن در آب در ریزتراشه طراحی شده بررسی شده است، به گونه‌ای که فاصله‌ی هندسی (بین لوله مویین ورودی و خروجی) مناسب جهت تولید قطرات از نتایج شبیه‌سازی به دست آید. پس از آن و در بخش تست آزمایشگاهی، تاثیر افزودنی‌ها به فاز پراکنده بر فرکانس و ابعاد قطرات تولیدی مورد آزمایش قرار گرفته است. نتایج این پژوهش می‌تواند به عنوان روشی آسان و تکرار پذیر جهت تولید امولسیون روغن در آب در محدوده ابعاد قطرات ۵۳۰ الی ۷۵۰ میکرومتر به روش ریزسیالاتی مورد استفاده قرار گیرد.

۲. شبیه سازی عددی

نخست لازم است مفروضات فیزیکی مورد نیاز برای استخراج یک مدل ریاضی مناسب برای مسئله مشخص شود. یک جریان آرام از دو سیال غیرقابل‌امتزاج در نظر گرفته می‌شود. سیالات نیوتنی و تراکم ناپذیر فرض می‌شوند. چگالی و ویسکوزیته دارای یک ناپیوستگی پرش در سطح مشترک هستند. فرض می‌شود که رابط دارای کشش سطحی است و هیچ انتقال جرمی از طریق رابط وجود ندارد (یعنی سطح مشترک غیرقابل نفوذ است)، و هیچ گونه انتقال جرمی ناشی از وجود مواد فعال سطحی در طول فصل مشترک وجود ندارد، در چنین شرایطی می‌توان تغییرات ضریب کشش سطحی مماس بر جهت فصل مشترک را نادیده گرفت. با فرض خصوصیات همدما جریان مارانگونی ترموکاپیلاری[۱] نیز حذف شده است. بنابراین، ضریب کشش سطحی ثابت فرض می‌شود. با در نظر گرفتن مفروضات فیزیکی در نظر گرفته شده، می‌توان گفت جریان سیالات توسط معادلات ناویر-استوکس کنترل می‌شود.

مبنای شبیه‌سازی عددی استفاده از روش تنظیم سطح در نرم‌افزار تجاری کامسول[۲] به‌منظور مطالعه نحوه رفتار دو فاز در ریزتراشه سیالاتی می‌باشد. در این بخش توضیح مختصری در رابطه با معادلات حاکم بر روش تنظیم سطح و نحوه حل این معادلات در این نرم‌افزار ارائه می‌شود. معادله پیوستگی به فرم معادله (۱) در نظر گرفته شده و در معادله ناویر استوکس (معادله (۲))، نیروی کشش سطحی در معادله سیالات چندفازه نقشی کلیدی دارد. این معادله با فرض غلظت و ویسکوزیته ثابت برای سیالات به‌شکل معادله (۲) نوشته شده است. در این روش ψ تابع تنظیم سطح بوده که توسط معادله انتقال (۳) اداره می‌شود. روش تنظیم سطح از مدل نیروی کشش سطحی برکبیل [۱۵] برای تعیین نیروی مرز مشترک استفاده می‌کند. تنها میدان سرعت سیال باعث حرکت تابع تنظیم سطح ψ می‌شود. ρ چگالی و v بردار سرعت است. ε در این فرمول عامل کنترل‌کننده ضخامت مرز مشترک می‌باشد و γ پارامتری ثابت کنترل‌کننده‌ی شروع مجدد تابع تنظیم سطح است.

$$\frac{\partial\rho}{\partial t}+\nabla.(\rho v)=0 \qquad (۱)$$

در معادله (۲) [۱۶و۱۷]، F_{sf} نمایانگر نیروهای حجمی است. که با استفاده از مدل برکبیل نیروی کشش سطحی در این ترم گنجانده شده است. پارامتر مهم ضریب کشش بین سطحی توسط σ در نیروی حجمی لحاظ می‌شود (معادله (۴)). در این فرمول، δ تابع دلتای دیراک و κ انحنای مرز است که هر یک بر طبق معادلات معرفی‌شده (۵ و ۶) برحسب تابع تنظیم سطح محاسبه می‌گردد. ρ چگالی و μ ویسکوزیته به‌ترتیب از معادلات (۷) و (۸) محاسبه می‌شود تا در معادله (۲) استفاده شوند.

$$\rho\left(\frac{\partial v}{\partial t}+v.\nabla v\right)=-\nabla P+\mu\nabla^2 v+F_{sf} \qquad (۲)$$

$$\frac{\partial\psi}{\partial t}+\nabla.(v\psi)=\gamma\nabla.\left[\varepsilon\nabla\psi-\psi(1-\psi)\frac{(\nabla\psi)}{|\nabla\psi|}\right] \qquad (۳)$$

$$F_{sf}=\sigma\kappa(\psi)\delta(\psi)\nabla\psi \qquad (۴)$$

$$\kappa(\psi)=\nabla.\frac{\nabla\psi}{|\nabla\psi|} \qquad (۵)$$

$$\delta(\psi)=6|\nabla\psi||\psi(1-\psi)| \qquad (۶)$$

$$\rho=\rho_c+(\rho_d-\rho_c)\psi \qquad (۷)$$

$$\mu=\mu_c+(\mu_d-\mu_c)\psi \qquad (۸)$$

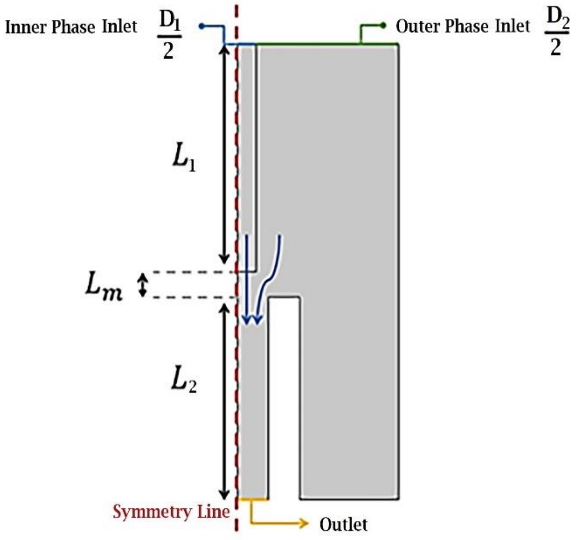
در رویکرد تقسیم اپراتور در هر گام زمانی، ابتدا معادلات تراکم ناپذیر ناویراستوکس با سطح تماس ثابت مشخص حل شده، سپس با استفاده از میدان سرعت محاسبه شده، تقریب جدید سطح تماس مشخص شود. با یافتن

[۱] Thermocapillary Marangoni
[۲] COMSOL Multiphysics

موقعیت سطح تماس جدید، می توانیم نرمال و انحنای آن را محاسبه کرده، و بنابراین، نیروی کشش سطحی و ضرایب چگالی/ویسکوزیته را برای استفاده در مرحله زمانی بعدی در معادلات ناویر-استوکس محاسبه می‌شود. با توجه به اهمیت آبدوستی کانال در محل برش سیال فاز پراکنده، برای تابع تنظیم سطح شرایط دیواره‌ی خیس شده اعمال و در این قسمت با استفاده از زاویه تماس مرز مشترک دو سیال با دیواره معادل صفر درجه، آبدوستی کانال تعریف می‌شود.

۲. ۱. ناحیه محاسباتی

هندسه ساده‌شده و متقارن محوری از ریزتراشه‌ی طراحی‌شده در شکل (۱) نمایش داده شده است. قطر لوله مویین فاز پراکنده D_1 و قطر لوله مویین فاز پیوسته D_2 می‌باشد. طول لوله مویین داخلی و خارجی به ترتیب L_1 و L_2 بوده و فاصله‌ی بین دو لوله مویین L_m نام‌گذاری شده است. ورودی به صورت سرعت نرمال برای فاز پراکنده و فاز خارجی در نظر گرفته شده و به ازای دبی‌های متفاوت تغییر یافته است. در انتهای لوله‌ی مویین خارجی، فشار صفر فرض می‌شود. برای فاز پیوسته محلول آب و ۱ درصد وزنی سدیم‌دودسیل‌سولفات و برای فاز پراکنده روغن معدنی[۱] در نظر گرفته شده است (مطابق جداول ۱ و ۲). کشش بین سطحی بین دو فاز آب و روغن، که



شکل۱. هندسه‌ی ساده‌شده از ریزتراشه لوله مویین مورد استفاده در

جدول ۱: مشخصات محلول آب و یک درصد وزنی سدیم‌دودسیل‌سولفات (فاز پیوسته).

چگالی (گرم بر سانتی‌مترمکعب)	۰/۹۹
ویسکوزیته (میلی‌پاسکال ثانیه)	۱/۰۸

جدول ۲: مشخصات روغن معدنی (فاز پراکنده).

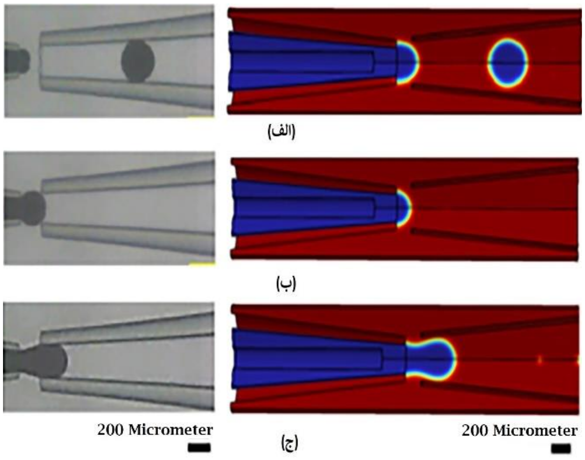
چگالی (گرم بر سانتی‌مترمکعب)	۰/۸۷
ویسکوزیته (میلی‌پاسکال ثانیه)	۲۲/۲

توسط دستگاه زیکان CAG-۲۰ اندازه گرفته شده، ۵ میلی‌نیوتون بر متر نظر گرفته شده است. جدول ۳ بیانگر آزمون استقلال حل از مش‌بندی است که بر مبنای قطر معادل قطرات محاسبه شده است. قطر معادل بر مبنای مساحت هر قطره مطابق معادله (۹) به دست آمده است. بر مبنای اطلاعات این جدول به منظور اطمینان از حل کارآمد و دقیق از بزرگترین سایز مش ۶۰ میکرومتر استفاده شده است.

$$D_{eff} = \sqrt{\frac{4s_d}{\pi}} \qquad (۹)$$

۲. ۲. اعتبار سنجی مدلسازی عددی

به‌منظور اعتبارسنجی حل، شبیه‌سازی یک بار براساس هندسه و خواص سیال پژوهش هو و همکاران [۱۸] انجام شده است. فاز پراکنده گالینستن (نوعی فلز مایع) بوده و فاز خارجی محلول آبی از گلسیرول و (PVA) پنج درصد وزنی با نسبت وزنی ۱۰ به ۳ است. خواص این فازها مستخرج از مطالعه‌ی هو و همکاران، در شبیه‌سازی اعمال شده است. دبی فازهای پراکنده و پیوسته نیز منطبق بر این مطالعه (به‌ترتیب ۱۰ و ۹۵ میکرولیتر بر دقیقه) انتخاب شده است. در شکل (۲)، نتایج حاصله در شرایط یکسان مقایسه شده‌اند. قطر قطره

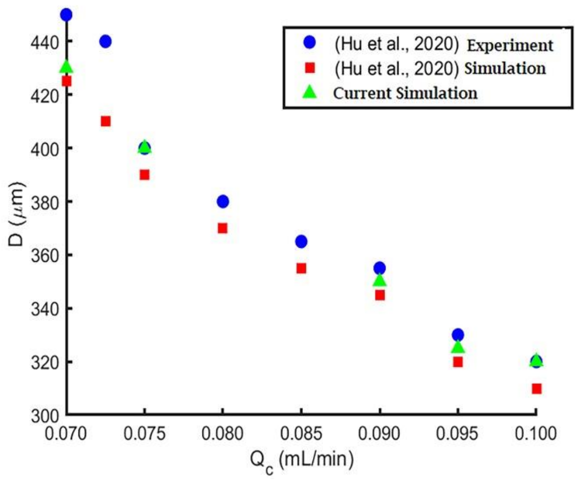


شکل ۲. مقایسه بین نتایج آزمایشگاهی هو و همکاران [۱۸] (سمت چپ) و شبیه‌سازی پژوهش فعلی (سمت راست) در تشکیل قطرات در ریزتراشه لوله مویین. مقیاس معادل ۲۰۰ میکرومتر است

جدول ۳: آمار مربوط به آزمون استقلال حل از شبکه‌بندی.

بزرگترین سایز مش (میکرومتر)	تعداد کل المان‌ها	میانگین قطر معادل (میکرومتر)
۶۰	۱۴۳۹۰۰	۵۱۰
۸۰	۸۰۷۲۰	۵۱۰.۴
۱۰۰	۵۱۳۳۰	۵۱۰.۹
۱۲۰	۳۵۵۵۰	۵۱۴.۱
۱۴۰	۲۴۰۷۰	۵۲۷.۶

[۱] Mineral Oil



شکل ۳. مقایسه قطر قطرات حاصله با تغییر دبی فاز پیوسته در مطالعه‌ی هو و همکاران [۱۸] و شبیه‌سازی فعلی.

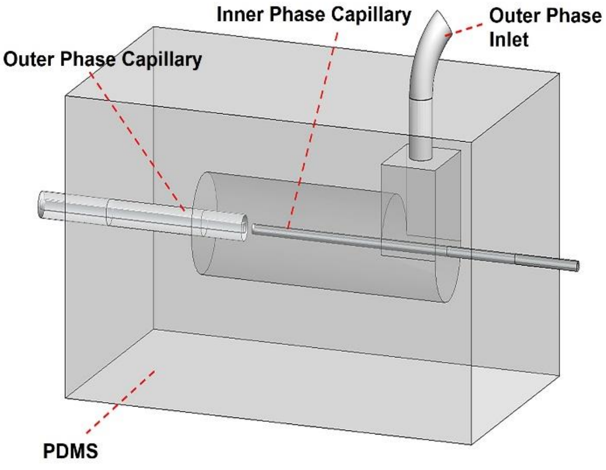
در مطالعه هو و همکاران، ۳۱۲/۳ میکرومتر گزارش شده و در مطالعه فعلی۲۹۸/۴ میکرومتر، برآورد شده است. منبع خطای ۴/۶۵ درصدی در مقایسه‌ی کمی نتایج، احتمالا عدم گزارش دقیق عدد کشش بین سطحی و زاویه تماس توسط هو و همکاران می‌باشد [۱۸]. مقایسه‌ی ابعاد قطرات حاصله در زمان تغییر دبی فاز پیوسته در شکل ۳ آورده شده است که در آن ابعاد حاصله در نتایج تجربی و شبیه‌سازی عددی هو و همکاران با نتایج مستخرج از شبیه‌سازی فعلی در ۵ نقطه‌ی کاری مقایسه شده است و نشان می‌دهد مدل فعلی با نتایج آزمایشگاهی تطابق بسیار خوبی نشان داده است.

۳. تست آزمایشگاهی

بر مبنای نتایج شبیه‌سازی عددی که به منظور تعیین مقدار مناسب L_m جهت تشکیل قطرات مورد استفاده قرار گرفته است، قالب موردنظر توسط چاپگر سه‌بعدی ساخته شده است و با استفاده از لوله‌های مویین تجاری موجود (قطر داخلی ۳۰۰ میکرومتر و قطر خارجی ۵۰۰ میکرومتر) به عنوان لوله مویین فاز پراکنده و ۱۳۰۰ میکرومتر قطر خارجی (به عنوان لوله مویین خروجی)، ساخت ریزتراشه انجام می‌شود. فاصله‌ی L_m براساس نتایج شبیه‌سازی حداقل ۱۰۰ میکرومتر انتخاب می‌شود (جزییات آن در بخش نتایج آورده شده است) تا برش سیال پراکنده اتفاق بیفتد و قطرات تشکیل شوند.

۳. ۱. ساخت ریزتراشه

رویکرد جدیدی توسعه یافته شامل استفاده از چاپگر سه‌بعدی برای ساخت قالب تراشه است. در ابتدا، قالب تراشه با استفاده از نرم‌افزارهای طراحی سه‌بعدی، طراحی شد (مطابق شکل ۴) و مدل با استفاده از نرم افزار چیتو باکس[۱] به فرمت سازگار با چاپگر تبدیل شد. قالب با استفاده از چاپگر سه‌بعدی رزینی فروزن سونیک مینی ۸ هزار پیکسل[۲] شرکت فروزن[۳] ساخته کشور تایوان چاپ شد و رزین سیاه سریع[۴] از شرکت فروزن برای فرآیند چاپ استفاده شد.



شکل۴. شماتیک کلی ریزتراشه‌ی لوله مویین.

پس از تکمیل چاپ قالب، پس‌پردازش با شستن قالب با ایزوپروپانول (*IPA*) و قرار دادن آن در معرض نور فرابنفش انجام شد. همزمان با پس‌پردازش قالب، پلی دی متیل سیلوکسان[۵] (*PDMS*) با مخلوط کردن آن با عامل پخت *PDMS* به نسبت ۱۰ به ۱ تهیه شد. برای اطمینان از حذف حباب‌های هوا، مخلوط را در یک محیط خلاء قرار داده و تا زمانی که تمام حباب‌ها از بین بروند، خلاء اعمال می‌شود. در ادامه فرآیند، مخلوط *PDMS* را در قالب ریخته و با قرار دادن آن در کوره در دمای ۸۵ درجه سانتیگراد به مدت ۱۲۰ دقیقه، پخته می‌شود. پس از پخت کامل، *PDMS* از سطح قالب جدا می‌شود. توجه به این نکته مهم است که عدم پس‌پردازش مناسب باعث چسبیدن *PDMS* به قالب می‌شود. برای اتصال *PDMS* به لام آزمایشگاهی شیشه ای، از تکنیک پیوند پلاسما با استفاده از دستگاه تولید کننده پلاسما ترگو پلاس[۶]، تولید شده در ایالات متحده استفاده شده است.

۳. ۲. نحوه انجام تست و سیالات مورد استفاده

فاز پراکنده روغن معدنی و رنگ محلول در چربی قرمز رنگ و فاز آبی، محلولی از آب، و افزودنی تحت عنوان ماده فعال‌ساز سطحی در سطح[۷] به همراه رنگ محلول در آب سبز رنگ می‌باشد. افزودنی‌های سدیم‌دودسیل‌سولفات (*SDS*)، پلی‌وینیل‌الکل (*PVA*) و تریتان(*Triton X-100*) در این پژوهش به عنوان ماده فعال در سطح در تست‌های مجزا با غلظت ۱ درصد وزنی استفاده شده‌اند که در فاز آبی حل شده‌اند. و محلول‌های آماده شده تحت عنوان فاز پراکنده و پیوسته برای ساخت امولسیون یگانه داخل سرنگ معمولی پزشکی با حجم ۵ میلی‌لیتر کشیده می‌شود. با استفاده از پمپ سرنگی *ULTRA PHD* انتقال محلول‌ها به ریزتراشه انجام می‌شود. پمپ ها قابلیت تنظیم براساس دبی را داشته و فرآیند مراحل تزریق فازها به ریزتراشه و نحوه حرکت سیالات در ریزتراشه در فرآیند تولید امولسیون با استفاده از میکروسکوپ معکوس *OLYMPUS ۷۰ IX* به دقت دنبال می شود . علاوه بر آن دوربین *Pixelink ۶۲۱۲d-pl* نیز بر میکروسکوپ نصب شده و امکان فیلم‌برداری با سرعت ۳۰۰ فریم برثانیه را فراهم می کند.

---

۱ Chitubox
۲ Phrozen sonic mini 8k
۳ Phrozen
۴ Black Rapid
۵ Polydimethylsiloxane
۶ Tergo Plus
۷ Surfactant

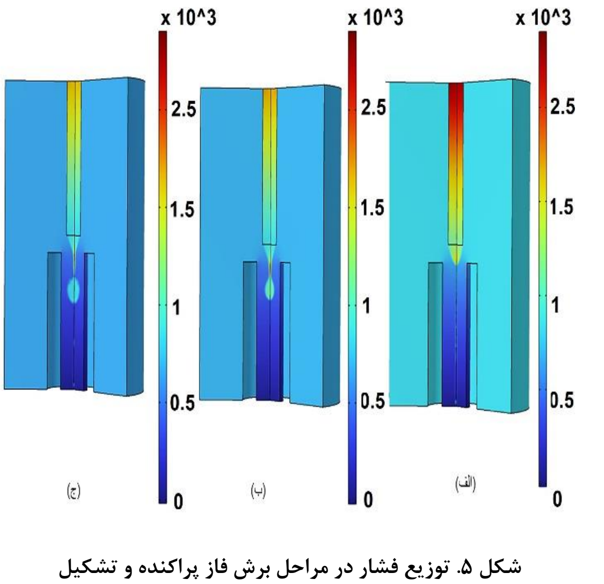
۴ . نتایج و بحث

۱.۴. نتایج شبیه‌سازی

به‌منظور درک فرآیند تشکیل قطره در این ریزتراشه، در ابتدا در نمای سه‌بعدی نحوه تغییرات فشار در سه فریم متوالی در مراحل تجمع سیال پراکنده، نازک‌شدگی رشته سیال پراکنده و در نهایت برش آن مطابق شکل (۵) ثبت شده است.

تشکیل ناحیه پرفشار در محل برش و به بیشینه رسیدن این فشار در محل برش در این تصاویر مشهود است. اعداد نشان‌داده شده معادل فشار در ریزتراشه برحسب پاسکال می‌باشند.

در شبیه‌سازی، مقادیر متفاوت به L_m نسبت داده شده است تا محدوده‌ی کارکردی این پارامتر به منظور تولید قطرات کاملا تک‌سایز به دست آید. به‌این ترتیب و بر مبنای فاصله‌ی مناسب حاصله، طراحی قالب و سپس ساخت ریزتراشه انجام می‌شود. در بازه‌ی $\frac{D_1}{3}$ تا $2D_2$ (میکرومتر)، امکان تولید این قطرات وجود دارد به‌گونه‌ای که در تصویر ۵ به عنوان نمونه به نمایش درآمده است. در این شکل که توسط چرخش نتایج دوبعدی حول محور تقارن بدست آمده است، پارامتر هندسی L_m (فاصله بین دو لوله مویین) معادل ۱۰۰ میکرومتر در نظر گرفته شده است. با اعمال دبی ۸ میکرولیتر بر دقیقه برای فاز پراکنده و ۲۰ میکرولیتر بر دقیقه برای فاز پیوسته، ابعاد قطرات در این شبیه‌سازی با استفاده از محاسبه‌ی حجم قطرات و محاسبه‌ی قطر معادل ۵۳۵/۸ به دست آمده است که این مقدار در نتایج تجربی در شرایط برابر، به طور میانگین ۵۷۰میکرومتر بوده است (معادل ۵/۵ درصد خطا در تخمین قطر). ضمنا زمان تشکیل هر قطره در شبیه‌سازی، معادل مدت زمان جدا شدن هر قطره تا جدا شدن قطره بعدی، در این حالت، ۴/۱ ثانیه تخمین زده شده است که فرکانس را در حدود ۱۷/۶ درصد کمتر نشان داده است. این خطا احتمالا ناشی از اندازه گام زمانی تنظیم‌شده به‌صورت خودکار توسط کامسول می‌باشد. در ضمن به‌علت هزینه زمانی بالای محاسبات این نتایج از میانگین‌گیری نتایج ۵ قطره ثبت شده است که خود می‌تواند منبع خطا باشد. در این شکل نیروهای وارده بر فاز پراکنده در حین برش (نیروی برشی، نیروی اینرسی ناشی از فاز پراکنده و پیوسته و نیز نیروی کشش بین‌سطحی) نمایش داده شده است. رقابت نیرویی نشان داده شده در شکل (۶) بین نیروهای اینرسی، ویسکوز و کشش سطحی منجر به برش رشته سیال و تشکیل قطرات می گردد.



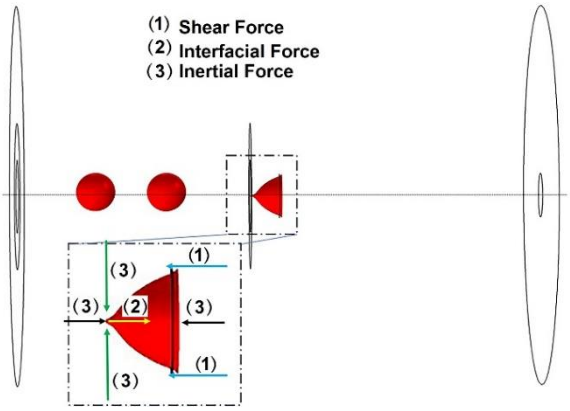
شکل ۵. توزیع فشار در مراحل برش فاز پراکنده و تشکیل قطرات.

امکان تنظیم فاصله L_m با توجه به طراحی انجام شده به سهولت و با جابجایی لوله مویین فاز پراکنده وجود داشته و در شکل (۷-الف)، فاصله‌ی ۱۰۰ میکرومتری و در شکل (۷-ب) فاصله‌ی ۶۰۰ میکرومتری نمایش داده شده است.

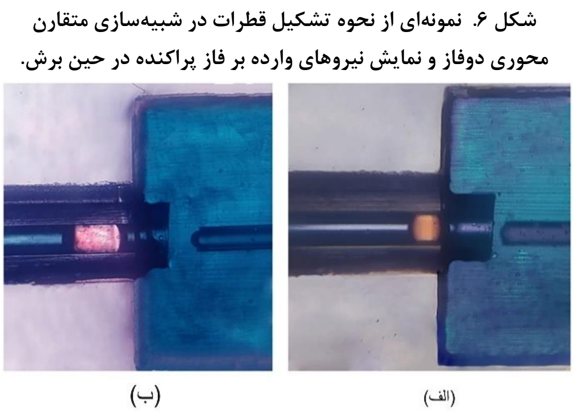
۲.۴. نتایج آزمایشگاهی

در تست آزمایشگاهی، با اعمال دبی فاز پراکنده (روغن معدنی) ۲ میکرولیتر بر دقیقه و فاز پیوسته (محلول آب و ۱ درصد وزنی سدیم‌دودسیل‌سولفات) ۲۰ میکرولیتر بر دقیقه، قطرات تولیدی در شکل (۸ - الف) نشان داده شده است. با تغییر دبی فاز پراکنده به ترتیب به ۴ و ۱۰ میکرولیتر بر دقیقه، نتایج ب و ج حاصل می‌شوند. این تصاویر با استفاده از فاصله‌ی بین دو لوله مویین L_m برابر با ۵۰۰ میکرومتر حاصل شده‌اند.

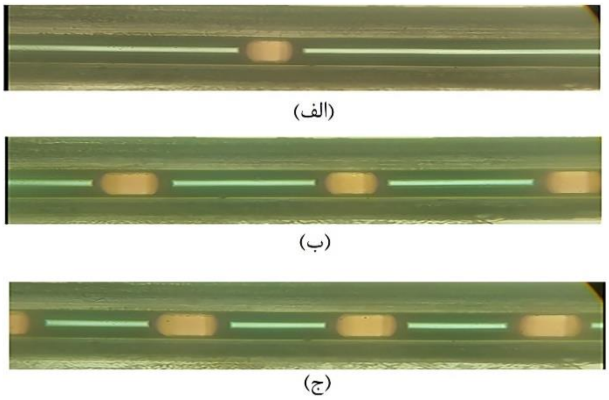
از آنجا که نتایج شبیه‌سازی امکان تشکیل قطرات را در بازه‌ی مشخص پیش‌بینی کرده است، کمینه مقدار فاصله‌ی بین دو لوله مویین L_m برابر ۱۰۰ میکرومتر و بیشینه مقدار آن، ۶۰۰ میکرومتر در تست آزمایشگاهی بررسی شده، تا تاثیر این پارامتر بر ابعاد قطرات سنجیده شود و در شکل (۹) نتایج مربوط به تاثیر L_m بر ابعاد قطرات به نمایش درآمده است. تمامی تست‌ها ۳ بار تکرار شده و نتیجه گزارش‌شده میانگین این مقادیر است. در شکل (۹)



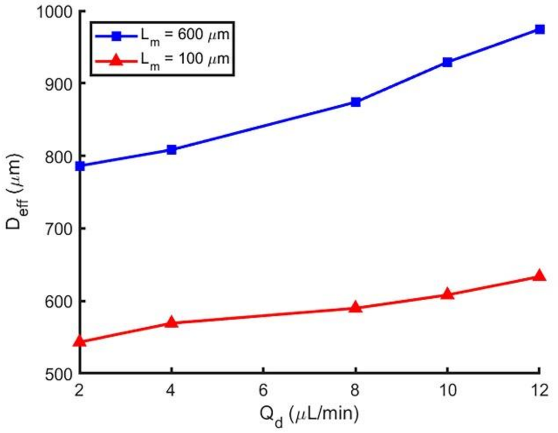
شکل ۶. نمونه‌ای از نحوه تشکیل قطرات در شبیه‌سازی متقارن محوری دوفاز و نمایش نیروهای وارده بر فاز پراکنده در حین برش.



شکل ۷. تشکیل قطرات در تست آزمایشگاهی در فاصله‌ی بین دو لوله مویین (L_m) برابر (الف) ۱۰۰ میکرومتر و (ب) ۶۰۰ میکرومتر.



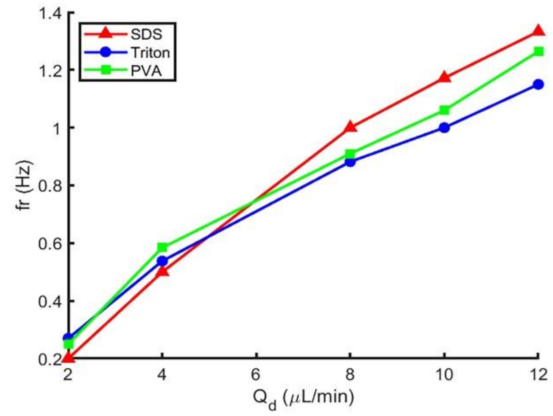
شکل ۸. نمونه‌ای از قطرات تشکیل شده روغن در تست آزمایشگاهی. (الف) دبی فاز پراکنده ۲ میکرولیتر بر دقیقه، (ب) ۴ میکرولیتر بر دقیقه و (ج) ۸ میکرولیتر بر دقیقه. در این تصویر L_m برابر با ۵۰۰ میکرومتر می‌باشد و فاز پیوسته محلول آب و ۱ درصد وزنی سدیم‌دودسیل‌سولفات با دبی ۲۰ میکرولیتر بر دقیقه است.



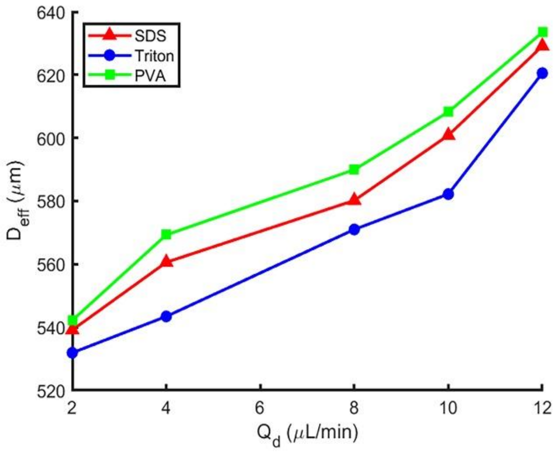
شکل ۹. نحوه تغییرات قطر معادل قطرات با دبی فاز پراکنده در زمان استفاده از کمینه و بیشینه پارامتر هندسی L_m (فاصله بین دو لوله موبین).

می‌توان دید افزایش فاصله‌ی بین دو لوله موبین L_m، به شکل قابل ملاحظه‌ای ابعاد قطرات را در شرایط یکسان دبی، افزایش داده است به گونه‌ای که در نسبت دبی یکسان، با ۶ برابر کردن L_m، قطر قطرات به صورت میانگین ۳۰ درصد افزایش یافته است. در عین حال تاثیر افزایش دبی فاز پراکنده بر اندازه قطرات مشهود است و با ۶ برابر کردن دبی، قطر به صورت میانگین ۱۶/۵ درصد افزایش نشان داده است. بنابراین دو پارامتر کنترل‌کننده‌ی ابعاد قطرات در شکل (۹) نشان داده شده‌اند، با در نظر گرفتن این واق عیت که تاثیر پارامتر هندسی L_m پررنگ‌تر از تغییر دبی می‌باشد. افزایش L_m با افزایش مدت زمان تجمع فاز پراکنده پیش از برش، همزمان با افزایش قطر قطرات تولیدی، فرکانس تولید آنها را کاهش می‌دهد. به گونه‌ای که فرکانس‌های ثبت‌شده در L_m برابر ۱۰۰ میکرومتر در دبی‌های متفاوت فاز پراکنده، به طور میانگین ۳/۱ برابر حالتی است که L_m برابر ۶۰۰ میکرومتر بوده است.

در گام بعدی نوع افزودنی موجود در فاز پیوسته نیز به عنوان پارامتر سوم موثر بر ابعاد قطرات در این مطالعه معرفی می‌شود. با توجه به نتایج اعلام‌شده



شکل ۱۰. نحوه تغییرات فرکانس تولید قطرات با دبی فاز پراکنده در زمان استفاده از افزودنی‌های سدیم‌دودسیل‌سولفات، پلی‌وینیل‌الکل و تریتان ۱۰۰ با غلظت ۱ درصد وزنی در فاز آبی پیوسته.



شکل ۱۱. نحوه تغییرات قطر معادل قطرات با دبی فاز پراکنده در زمان استفاده از افزودنی‌های سدیم‌دودسیل‌سولفات، پلی‌وینیل‌الکل و تریتان ۱۰۰ با غلظت ۱ درصد وزنی در فاز آبی پیوسته.

می‌توان با انتخاب دقیق این موارد، قطره دلخواه با ابعاد و فرکانس کنترل‌شده به شکل کاملا تک‌پراکن ده در ریزتراشه معرفی‌شده تولید نمود.

بر مبنای نتایج آزمایشگاهی زمانی‌که از افزودنی‌ها (ماده فعال در سطح) متفاوت در فاز خارجی استفاده شود، فرکانس و نیز ابعاد قطرات تولیدی در دبی یکسان، متفاوت خواهد بود. در تمامی تست‌های آزمایشگاهی، دبی فاز پیوسته به صورت ثابت ۲۰ میکرولیتر بر دقیقه در نظر گرفته شده و دبی فاز پراکنده به ترتیب از ۲ میکرولیتر بر دقیقه به ۴، ۸، ۱۰ و ۱۲میکرولیتر بر دقیقه تغییر پیدا کرده است. دستگاه مورد استفاده در این بخش L_m برابر با ۵۰۰ میکرومتر دارد و در شکل (۱۰) نحوه تغییر قطر معادل قطرات تولیدی با دبی فاز پراکنده در سه فاز مورد استفاده به نمایش درآمده است. می‌توان نتیجه گرفت، در شرایط یکسان دبی بزرگترین قطره با استفاده از ماده فعال در سطح پلی‌وینیل‌الکل نتیجه خواهد شد در حالیکه کوچکترین قطره مربوط به تریتان است. همچنین، بر مبنای شکل (۱۰) و نیز شکل (۱۱) که تغییر فرکانس قطرات تولیدی را با دبی فاز پراکنده به نمایش گذاشته، می‌توان گفت در هر سه مورد، افزایش دبی فاز پراکنده، فرکانس تولید قطرات و نیز ابعاد آن‌ها را افزایش می‌دهد.

می‌توان ملاحظه نمود با ۶ برابر کردن دبی فاز پراکنده قطر قطرات در زمان استفاده از سدیم‌دودسیل‌سولفات به عنوان افزودنی فاز پیوسته ۱۶/۵ درصد، در زمان استفاده از تریتان ۹ درصد و هنگام استفاده از پلی‌وینیل‌الکل، ۱۲- درصد افزایش می‌یابد. در عین حال، با ۶ برابر کردن دبی فاز پراکنده مقدار فرکانس تولید قطرات در زمان استفاده از فاز پیوسته حاوی سدیم‌دودسیل‌سولفات ۶/۶۵ برابر، تریتان ۴/۲۵ برابر و پلی‌وینیل‌الکل ۵/۰۵ برابر می‌شود.

خواص فیزیکی و شیمیایی افزودنی‌ها رفتار آنها در فرآیندهای تشکیل قطرات کنترل می‌کند. این ویژگی‌ها بر نحوه جذب مواد فعال در سطح مشترک، کاهش کشش سطحی و تثبیت قطرات تأثیر می‌گذارد که در نهایت بر فرکانس و اندازه قطرات تولید شده موثر است. به عنوان مثال سدیم‌دودسیل‌سولفات وزن مولکولی کم و آب دوستی بالا دارد که آن را قادر می سازد تا به سرعت در سطح مشترک جذب شود و کشش سطحی را به طور موثر کاهش دهد و در نتیجه فرکانس تشکیل قطرات بیشتر شود[۲۰]. تریتان اندازه مولکولی بزرگتر و قابلیت کاهش تنش سطحی متوسط داشته و و این موضوع منجر به سرعت کمتر تشکیل قطرات می شود. ساختار حجیم تریتان ممکن است مانع از انتشار سریع آن به سطح مشترک شود. در نهایت اگرچه پلیمر پلی‌وینیل‌الکل در کاهش کشش سطحی مؤثر نیست، وزن مولکولی بالا و تشکیل لایه سطحی قوی آن، باعث تشکیل مکرر قطرات به دلیل تثبیت قوی قطرات تازه تشکیل شده می‌شود [۲۱].

۵. نتیجه‌گیری

در این مطالعه ساخت و شبیه‌سازی یک دستگاه ریزسیالاتی قطره‌ساز مورد بررسی قرار گرفت. شبیه‌سازی به روش تنظیم سطح استفاده شده و بر مبنای آن، طراحی مناسب جهت ساخت ریزتراشه انجام شد. یکی از پارامترهای موثر بر تشکیل قطرات توسط شبیه‌سازی، فاصله بین دو لوله مویین معرفی شده و محدوده‌ی کاری این پارامتر جهت تولید قطرات در شبیه‌سازی به دست آمد. پس از آن ساخت ریزتراشه به‌کمک چاپگر سه‌بعدی جهت تولید قالب مناسب ریزتراشه انجام شد و تست‌های آزمایشی جهت بررسی تاثیر سه پارامتر شناخته شده بر قطر قطرات شامل پارامتر هندسی فاصله‌ی بین دو لوله مویین، دبی فاز پراکنده و نیز نوع افزودنی موجود در فاز پیوسته انجام شد. علی‌رغم آنکه ابعاد کانال‌ها در حوزه‌ی ریزسیالات مبتنی بر قطره نسبتا بزرگ محسوب می‌شود، با بررسی عدد بدون بعد با کاپیلاری (مویینگی) و عدد رینولدز فاز پراکنده که در محدوده‌ی دبی اعمالی به‌ترتیب کوچکتر از ۱ و کوچکتر از ۱۰ می‌باشند، می‌توان جریان را در این طبقه‌بندی جای داد.

بر مبنای نتایج حاصله در میان پارامترهای بررسی‌شده موارد زیر قابل بیان است:

۱. تاثیرگذارترین مولفه در تغییر ابعاد قطرات پارامتر هندسی فاصله‌ی بین دو لوله‌ی مویین است به شکلی که ۳۰ درصد افزایش ابعاد قطرات با ۶ برابر کردن این فاصله حاصل شده است.
۲. اگرچه امکان کنترل قطرات تولیدی توسط نوع افزودنی و نیز دبی فاز پراکنده وجود دارد، در دستگاه معرفی‌شده می‌توان صرفا با تغییر این پارامتر هندسی و بدون ایجاد هر گونه تفاوت در مابقی مولفه‌های موجود در آزمایش، ابعاد قطرات را تغییر داد.
۳. میزان افزایش قطر قطرات توسط افزایش دبی فاز پراکنده در زمان استفاده از انواع افزودنی‌ها تحت عنوان ماده فعال در سطح در فاز پیوسته متفاوت است. به گونه‌ای که در یک نسبت دبی یکسان بین دو فاز، قطرات روغن در زمان استفاده از ۱ درصد وزنی سدیم‌دودسیل‌سولفات در فاز پیوسته ۱۶/۵درصد، در زمان استفاده از تریتان ۹درصد و هنگام استفاده از پلی‌وینیل‌الکل، ۱۲ درصد افزایش ابعاد داشته‌اند.
۴. با افزایش ابعاد قطرات در نتیجه افزایش دبی فاز پراکنده، فرکانس تولید قطرات نیز افزایش می‌یابد. میزان افزایش فرکانس تولید نیز به نوع افزودنی موجود در فاز پیوسته وابسته بوده و در زمان استفاده از سدیم‌دودسیل‌سولفات در فاز پیوسته این تاثیر بیشتر است (۶/۶۵ برابر شدن فرکانس تولید قطرات با ۶ برابر کردن دبی فاز پراکنده در این مورد مشاهده شده است).
۵. نوع افزودنی موجود در فاز پیوسته خود به‌تنهایی می‌تواند عامل کنترلی ابعاد قطرات باشد بدون آنکه باقی مولفه‌ها تغییری پیدا کند. به‌عنوان مثال، در زمانیکه نسبت دبی فاز پیوسته به پراکنده ۵ باشد، قطرات روغن در فاز پیوسته حاوی سدیم‌دودسیل‌سولفات ۶۰۰/۸ میکرومتر و در فاز پیوسته حاوی پلی‌وینیل‌الکل ۵۸۲/۲ و تریتان به ترتیب ۶۱۵/۴ میکرومتر می‌باشند.

با استفاده از معرفی و مشخصه‌یابی دستگاهای ریزسیالاتی مبتنی بر لوله مویین، می‌توان قطرات با اندازه‌های دقیق و یکنواخت را به صورت تکرارپذیر تولید کرد که این موضوع برای تولید داروهای با رهایش کنترل‌شده و کپسوله‌کردن مواد فعال دارویی اهمیت ویژه‌ای دارد. قطرات تولیدشده می‌توانند به‌عنوان پیش‌ماده برای تولید ذرات پلیمری با خواص مکانیکی و شیمیایی دقیق تنظیم شوند. علاوه بر آن، قطرات تولیدشده در این سیستم‌ها می‌توانند در مباحث زیست‌شناسی سلولی به‌عنوان میکروبیوراکتورها عمل کنند که در آن‌ها سلول‌ها به‌طور یکنواخت تقسیم و رشد می‌کنند [۲۲و ۲۳].

فهرست علائم

ψ : تابع تنظیم سطح؛
σ: ضریب کشش سطحی (نیوتون بر متر) ؛
ρ : چگالی (گرم بر سانتی‌مترمکعب)؛
v : سرعت (میکرومتر بر ثانیه)؛
F_{sf} : کشش سطحی؛
μ : ویسکوزیته (میلی‌پاسکال ثانیه)؛
P : فشار (میلی‌پاسکال)؛
t : زمان (ثانیه)
$D_۱$: قطر لوله مویین فاز پراکنده (میکرومتر)؛
$D_۲$: قطر لوله مویین فاز پیوسته (میکرومتر)؛
$L_۱$: طول لوله مویین پراکنده (میکرومتر)؛
$L_۲$: طول لوله مویین خروجی (میکرومتر)؛
L_m : فاصله‌ی بین دو لوله مویین (میکرومتر)؛
S_d : مساحت قطره (میکرومتر مربع)؛
D_{eff} : قطر موثر (میکرومتر)؛
Q_d : دبی فاز پراکنده (میکرولیتر بر دقیقه)؛
ε : ضخامت مجازی مرز مشترک (میکرومتر)؛
κ : انحنای مرز مشترک؛

Refernces- منابع

1. Shum, H. C., Rowat, A. C., Lee, D., Agresti, J. J., Utada, A. S., and Weitz, D. A. (2008). Designer emulsions using microfluidics. *Materials Today*, *11*(4), 18–27. https://doi.org/10.1016/S1369-7021(08)70053-1
2. Maan, A. A., Schroën, K., and Boom, R. (2011). Spontaneous droplet formation techniques for monodisperse emulsions preparation – Perspectives for food applications. *Journal of Food Engineering*, *107*(3–4), 334–346. https://doi.org/10.1016/J.JFOODENG.2011.07.008.
3. Umbanhowar, P. B., Prasad, V., and Weitz, D. A. (1999). Monodisperse Emulsion Generation via Drop Break Off in a Coflowing Stream. *Langmuir*, *16*(2), 347–351. https://doi.org/10.1021/LA990101E
4. Zhu, P., Tang, X., & Wang, L. (2016). Droplet generation in co-flow microfluidic channels with vibration. *Microfluidics and Nanofluidics*, *20*(3), 1–10. https://doi.org/10.1007/S10404-016-1717-2/FIGURES/5
5. Dewandre, A., Rivero-Rodriguez, J., Vitry, Y., Sobac, B., and Scheid, B. (2020). Microfluidic droplet generation based on non-embedded co-flow-focusing using 3D printed nozzle. *Scientific Reports 2020 10:1*, *10*(1), 1–17. https://doi.org/10.1038/s41598-020-77836-y
6. Erkal, J. L., Selimovic, A., Gross, B. C., Lockwood, S. Y., Walton, E. L., McNamara, S., Spence, D. M. (2014). 3D printed microfluidic devices with integrated versatile and reusable electrodes. *Lab on a Chip*, *14*(12), 2023–2032. https://doi.org/10.1039/C4LC00171K
7. Venzac, B., Deng, S., Mahmoud, Z., Lenferink, A., Costa, A., Bray, F., and Le Gac, S. (2021). PDMS Curing Inhibition on 3D-Printed Molds: Why? Also, How to Avoid It? *Analytical Chemistry*, *93*(19), 7180–7187. https://doi.org/10.1021/acs.analchem.0c04944
8. Vedhanayagam, A., Golfetto, M., Ram, J. L., and Basu, A. S. (2023). Rapid Micromolding of Sub-100 µm Microfluidic Channels Using an 8K Stereolithographic Resin 3D Printer. *Micromachines*, *14*(8), 1519. https://doi.org/10.3390/MI14081519/S1
9. Wu, L., Qian, J., Liu, X., Wu, S., Yu, C., and Liu, X. (2023). Numerical Modelling for the Droplets Formation in Microfluidics - A Review. *Microgravity Science and Technology 2023 35:3*, *35*(3), 1–21. https://doi.org/10.1007/S12217-023-10053-0
10. Hernández-Cid, D., Pérez-González, V. H., Gallo-Villanueva, R. C., González-Valdez, J., and Mata-Gómez, M. A. (2022). Modeling droplet formation in microfluidic flow-focusing devices using the two-phases level set method. *Materials Today: Proceedings*, *48*, 30–40. https://doi.org/10.1016/J.MATPR.2020.09.417
11. Oveysi, M., Karim Khani, M. M., Bazargan, V., Nejat, A., and Marengo, M. (2024). Multiple emulsions: A new level-set based two-and-three dimensional simulation of multiphase immiscible flows for droplet formation. *International Journal of Multiphase Flow*, *170*, 104645. https://doi.org/10.1016/J.IJMULTIPHASEFLOW.2023.104645
12. Yu, W., Liu, X., Zhao, Y., and Chen, Y. (2019). Droplet generation hydrodynamics in the microfluidic cross-junction with different junction angles. *Chemical Engineering Science*, *203*, 259–284. https://doi.org/10.1016/J.CES.2019.03.082
13. Nabavi, S. A., Vladisavljević, G. T., Gu, S., and Ekanem, E. E. (2015). Double emulsion production in glass capillary microfluidic device: Parametric investigation of droplet generation behaviour. *Chemical Engineering Science*, *130*, 183–196. https://doi.org/10.1016/J.CES.2015.03.004
14. Nabavi, S. A., Vladisavljević, G. T., Bandulasena, M. V., Arjmandi-Tash, O., and Manović, V. (2017). Prediction and control of drop formation modes in microfluidic generation of double emulsions by single-step emulsification. *Journal of Colloid and Interface Science*, *505*, 315–324. https://doi.org/10.1016/J.JCIS.2017.05.115
15. Brackbill, J. U., Kothe, D. B., & Zemach, C. (1992). A continuum method for modeling surface tension. *Journal of Computational Physics*, *100*(2), 335–354. https://doi.org/10.1016/0021-9991(92)90240-Y
16. Raad, M., Rezazadeh, S., Jalili, H., and Abbasinezhad Fallah, D. (2021). A numerical study of droplet splitting in branched T-shaped microchannel using the two-phase level-set method. *Advances in Mechanical Engineering*, *13*(11). https://doi.org/10.1177/16878140211045487/ASSET/IMAGES/LARGE/10.1177_16878140211045487-FIG17.JPEG
17. Pan, X., Wang, Y., and Shen, M. (2022). A conservative level set approach to non-spherical drop impact in three dimensions. *Micromachines*

2022, Vol. 13, Page 1850, *13*(11), 1850. https://doi.org/10.3390/MI13111850

18. Hu, Q., Jiang, T., and Jiang, H. (2020). numerical simulation and experimental validation of liquid metal droplet formation in a co-flowing capillary microfluidic device. *Micromachines 2020, Vol. 11, Page 169*, *11*(2), 169. https://doi.org/10.3390/MI11020169
19. M. J. Rosen, and J. T. Kunjappu. (2012). Surfactants and Interfacial Phenomena (4th ed.). Hoboken, New Jersey: John Wiley and Sons., *4*, 33–34. Retrieved from https://doi.org/10.1002/9781118228920.
20. Hunger, Klaus. (2003). *Industrial dyes : chemistry, properties, applications*. Wiley-VCH. https://doi.org/10.1002/3527602011.
21. Trinh, T. N. D., Do, H. D. K., Nam, N. N., Dan, T. T., Trinh, K. T. L., and Lee, N. Y. (2023). Droplet-Based Microfluidics: Applications in Pharmaceuticals. *Pharmaceuticals 2023, Vol. 16, Page 937*, *16*(7), 937. https://doi.org/10.3390/PH16070937
22. Amirifar, L., Besanjideh, M., Nasiri, R., Shamloo, A., Nasrollahi, F., De Barros, N. R., and Khademhosseini, A. (2022). Droplet-based microfluidics in biomedical applications. *Biofabrication*, *14*(2), 022001. https://doi.org/10.1088/1758-5090/AC39A9

مهندسی مکانیک شریف، (پاییز ۱۴۰۳)
دوره ی ۴۰، شماره ی ۲، صص. ۸۵-۹۶، (پژوهشی)

Original Article

ارائه یک مدل غیرخطی برای تحلیل ارتعاشات آکوستیک یک پوسته استوانه‌ای متحرک در عمق سیال

امیرحسین عرفا (دانشجوی دکتری)
محمدمهدی جلیلی * (دانشیار)
علیرضا فتوحی (دانشیار)
دانشکده ی مهندسی مکانیک، دانشگاه یزد

در این مقاله، ارتعاشات آکوستیک غیرخطی پوسته استوانه‌ای دو سر گیردار متحرک در راستای محوری در عمق سیال بررسی شده است. سطح بیرونی پوسته که در تماس با سیال است؛ در معرض موج صوتی تابشی از نوع تخت مورب قرار می‌گیرد. تئوری غیر خطی پوسته نازک دانل برای استخراج معادله دیفرانسیل جزئی غیرخطی پوسته استوانه‌ای برای ارتعاشات در راستای شعاعی استفاده می‌شود. همچنین از رابطه برنولی برای سیال غیر پایدار، فشار وارد بر پوسته استوانه‌ای محاسبه می‌شود. روش گالرکین برای تبدیل معادلات حرکت به دستگاه معادلات دیفرانسیل مرتبه دوم معمولی غیرهمگن غیرخطی استفاده می‌شود. پس از آن با در نظر گرفتن هر دو شکل مودهای تحریک شده و همراه، از روش مقیاس‌های چندگانه برای به دست آوردن پاسخ فرکانسی سیستم استفاده می‌شود. اثرات شدت صوت، زاویه برخورد موج تابشی و سرعت محوری پوسته بر پاسخ فرکانسی سیستم و افت توان صوتی مورد مطالعه قرار می‌گیرد. نتایج شبیه‌سازی نشان داده است که در سرعت‌های پایین پوسته استوانه‌ای، پاسخ فرکانسی تحت تأثیر تحریک هر دو مود تحریک شده و همراه می‌باشد.

orafa@stu.yazd.ac.ir
jalili@yazd.ac.ir
afotuhi@yazd.ac.ir

واژگان کلیدی: ارتعاشات آکوستیک غیرخطی، پوسته استوانه‌ای متحرک در سیال، افت توان صوتی، روش مقیاس‌های چندگانه.

۱. مقدمه

بررسی رفتار ارتعاشات آکوستیکی پوسته‌های استوانه‌ای در انواع کاربردهای مهندسی مانند خودروهای ریلی، وسایل نقلیه زیر آبی، خطوط لوله زیردریایی، سازه‌های هوافضا و صنایع نفت و گاز مهم است. تحلیل ارتعاشات آکوستیک سازه‌های مغروق و بررسی اثر پارامترهای مختلف بر میزان جذب انرژی صوتی توسط آن‌ها از اهمیت بالایی برخوردار است. در صورتی‌که بیشتر شدت صوت تابیده شده به سازه منتقل شود به‌علت بازتابش کمتر امکان شناسایی آن کاهش می‌یابد. به همین دلیل پژوهش‌های بسیاری به‌منظور بررسی رفتار آکوستیکی سازه‌های مغروق بخصوص پوسته‌های استوانه‌ای به‌دلیل کاربرد بسیار آن‌ها در خودروهای زیر آبی صورت گرفته است. به‌عنوان نمونه، تانگ و همکاران [1] بر اساس تئوری تغییر شکل برشی مرتبه اول و با در نظر گرفتن ارتعاشات درون صفحه و خارج از صفحه رینگ‌های تقویتی پوسته استوانه‌ای، به بررسی تشعشعات صوتی از پوسته استوانه‌ای تقویت شده که در سیال جاری غوطه‌ور شده است پرداختند. گو و همکاران [2] یک روش تحلیلی برای تعیین پاسخ ارتعاشی یک پوسته استوانه‌ای محدود غوطه‌ور در عمق محدود آب پیشنهاد کردند. آنها با تقسیم سطح بیرونی پوسته استوانه‌ای محدود به تعدادی از عناصر چهار ضلعی، تابش صوتی میدان دور پوسته استوانه‌ای محدود غوطه‌ور را با استفاده از روش المان مرزی مورد مطالعه قرار دادند. وانگ و همکاران [3] از روش ماتریس انتقال دقیق برای تعیین ارتعاش پوسته و تشعشعات صوتی پوسته استوانه‌ای تقویت شده مغروق در زیر آب تحت نیرو و تحریک صوتی استفاده کردند. آنها نتایج نظری به‌دست آمده از پژوهش خود را با نتایج تجربی برای ارتعاشات آزاد، اجباری و پاسخ صوتی پوسته استوانه‌ای اعتبارسنجی کردند. با ساده‌سازی و مدل‌سازی ساختار بدنه زیردریایی غوطه‌ور به وسیله یک پوسته جفت شده مخروطی- استوانه‌ای- نیم‌کره‌ای با دیواره‌های تقویت شده به وسیله رینگ‌های تقویتی، جین و همکاران [4] رفتار ارتعاشی- آکوستیکی

*نویسنده مسئول

تاریخ‌دریافت: ۱۴۰۳/۰۵/۰۷،تاریخ‌اصلاحیه: ۱۴۰۳/۰۷/۱۴، تاریخ‌پذیرش:۱۴۰۳/۰۷/۱۷.

استناد به این مقاله:
عرفا، امیرحسین، جلیلی، محمدمهدی، و فتوحی، علیرضا. ۱۴۰۳. ارائه یک مدل غیرخطی برای تحلیل ارتعاشات آکوستیک یک پوسته استوانه‌ای متحرک در عمق سیال. مهندسی مکانیک شریف، ۴۰(۲) ، صص . ۸۵-۹۶. DOI: 10.24200/J40.2024.64818.1715

این نوع از پوسته‌ها را به‌صورت تحلیلی بررسی کردند. با در نظر گرفتن تحریک محوری و عرضی نیروی پروانه، اثرات زیرساخت‌های غیر متقارن مانند پایه سیستم رانش و بلوک‌های جرمی بر روی رفتارهای ارتعاشی- آکوستیکی یک مخزن غوطه‌ور از طریق روش عددی و آزمایش تجربی توسط سو و همکاران [۵] مورد مطالعه قرار گرفت. ژی و همکاران [۶] یک روش نیمه تحلیلی را برای پیش‌بینی پاسخ‌های ارتعاشی- آکوستیکی انواع پوسته‌های دورانی و ترکیبات آنها مانند پوسته‌های مخروطی، پوسته‌های استوانه‌ای، پوسته‌های کروی، پوسته‌های مخروطی-استوانه‌ای-کروی ترکیبی که در آب غوطه‌ور می‌باشند؛ ارائه کردند. با استفاده از تبدیل عدد موج و روش جداسازی متغیرها برای فشار صوت و بسط پاسخ بر اساس شکل مودها برای حرکت پوسته، ژائو و همکاران [۷] فشار صوتی تابش میدان دور یک پوسته استوانه‌ای محدود نیمه غوطه‌ور را مورد مطالعه قرار دادند. نتایج تحلیلی مدل ارائه شده با نتایج عددی و تجربی برای اعتبارسنجی روش مقایسه شد. پان و همکاران [۸] با در نظر گرفتن اثرات فشار هیدرواستاتیک و برهمکنش آکوستیک سازه، ویژگی ارتعاشی-آکوستیکی پوسته‌های استوانه‌ای مستغرق با حلقه‌های تقویتی را مورد بررسی قرار دادند. همچنین با در نظر گرفتن یک منبع صوتی داخلی در حفره پوسته استوانه‌ای، مارسیک و همکاران [۹] اثر سطح آزاد دریا بر پاسخ ارتعاشی- آکوستیکی یک پوسته استوانه‌ای بی‌نهایت را بررسی کردند. یانگ و سونگ [۱۰] با استفاده از معادلات پوسته فلوگ و معادله هلمهولتز برای بیان حرکات دیواره پوسته و میدان فشار صوتی در سیال بیرونی، اثرات ارتعاشات با طول محدود را بر بازده تابش صوتی یک استوانه تقویت شده مستغرق بررسی کردند. با استفاده از روش طیفی ریتز- لژاندر، یک راه حل نیمه تحلیلی برای پیش‌بینی پاسخ ارتعاشی- آکوستیکی پوسته‌های ترکیبی غوطه‌ور در اعماق مختلف توسط ژانگ و همکاران [۱۱] ارائه شد. جیا و همکاران [۱۲] اثرات زیرساخت‌های داخلی غیرمتقارن متعدد بر رفتارهای ارتعاشی- آکوستیکی بدنه زیردریایی را از طریق روش اجزای محدود بررسی کردند. برای تأیید نتایج تحلیلی، پاسخ‌های ارتعاشی- آکوستیک یک بدنه زیردریایی با مقیاس بزرگ با چندین زیرساخت داخلی به‌طور تجربی به‌دست آمد و با نتایج تحلیلی مقایسه شد. همچنین جیا و همکاران [۱۳] از روش مبتنی بر موج و روش اجزای محدود برای مطالعه اثرات ساختارهای داخلی غیرمتقارن بر رفتارهای ارتعاشی- آکوستیکی پوسته‌های متقارن محوری استفاده کردند. آنها دقت روش حاضر را با مقایسه نتایج آن با روش‌های المان محدود و المان مرزی نشان دادند. ارتعاش زیر آب و تشعشعات صوتی پوسته استوانه‌ای تقویت شده که توسط یک نیروی مکانیکی تحریک شده است توسط گائو و همکارانش [۱۴] به‌صورت عددی و تجربی مورد بررسی قرار گرفت. آنها صحت نتایج عددی به‌دست آمده با روش اجزای محدود و المان مرزی را با مقایسه با نتایج آزمایش تأیید کردند. پان و ژانگ [۱۵] رفتار ارتعاشی- آکوستیکی پوسته‌های استوانه‌ای دو جداره غوطه‌ور تقویت شده به وسیله حلقه‌ها و صفحات حلقوی را تحلیل کردند.

در مقایسه با تحلیل خطی ارتعاشی- آکوستیکی پوسته‌های استوانه‌ای، مطالعات روی رفتار غیرخطی ارتعاشی- آکوستیکی این پوسته‌ها نسبتاً اندک است. به‌عنوان نمونه یک روش عددی توسط کو و همکاران [۱۶] برای پیش‌بینی پاسخ‌های ارتعاشی و آکوستیک پوسته استوانه‌ای مجهز شده به یک سیستم جرم- فنر- میراگر غیرخطی با تحریک صوتی با روش المان مرزی در حوزه زمان توسعه داده شد. همچنین پاسخ آکوستیکی و ارتعاشاتی غیرخطی یک پوسته استوانه‌ای کامپوزیت تقویت شده به‌همراه جاذب دینامیکی ارتعاشات که توسط فنرهای تعلیق دو مرحله‌ای و یک میراگر در یک محیط آکوستیک بی‌نهایت مدل شده‌اند توسط کو و همکارانش [۱۷] تحلیل شدند. با استفاده از نظریه غیرخطی پوسته نازک دانل، عرفا و همکاران [۱۸] به‌طور تحلیلی رفتار ارتعاشی-آکوستیکی غیرخطی پوسته استوانه‌ای تحریک شده توسط یک موج صوتی صفحه‌ای مورب را تحت تشدید اولیه بررسی کردند. همچنین آن‌ها [۱۹] با استفاده از نظریه غیرخطی پوسته نازک دانل و در نظر گرفتن مودهای همراه[۱] در کنار مودهای تحریک[۲] شده ضریب اتلاف صوت عبوری[۳] را برای یک پوسته استوانه‌ای که تحت تابش یک موج صوتی بود محاسبه کردند.

در بین پژوهش‌هایی که به بررسی رفتار آکوستیک غیرخطی پوسته‌ها پرداخته‌اند، بررسی رفتار آکوستیکی سازه‌های زیر آب کمتر مورد توجه قرار گرفته است. به‌عنوان مثال، یک سیستم نوسانگر جرم- فنر غیرخطی نصب شده در پایین یک پوسته کروی توسط ژو و همکاران [۲۰] برای بررسی رفتار آکوستیکی زیر آب این سیستم در جذب امواج آکوستیک تابیده شده به پوسته مورد استفاده قرار گرفت.

همانطور که در بالا ذکر شد، عملکرد ارتعاشات آکوستیک غیرخطی پوسته‌های استوانه‌ای متحرک در عمق سیال به‌ندرت در مقالات منتشر شده بررسی شده است. هدف اصلی مطالعه حاضر، توسعه یک روش تحلیلی برای پیش‌بینی پاسخ‌های ارتعاشات آکوستیک پوسته‌های متحرک در عمق سیال است. به این منظور، افت توان صوتی پوسته استوانه‌ای دایره‌ای دو سر گیردار تحت تحریک موج صوتی تخت مورب مورد بررسی قرار می‌گیرد. تئوری غیرخطی پوسته نازک دانل برای به‌دست آوردن معادله غیرخطی حرکت پوسته استفاده می شود. روش مقیاس‌های چندگانه، برای حل معادلات غیر خطی و به‌دست آوردن یک رابطه تحلیلی برای افت توان صوتی پوسته استوانه‌ای استفاده می‌شود. در پایان، تأثیر مدل‌سازی غیرخطی بر تخمین پاسخ فرکانسی سیستم در مقایسه با مدل خطی پوسته استوانه‌ای مورد بررسی قرار می‌گیرد.

۲. مدل‌سازی

در این بخش، ارتعاشات غیرخطی یک پوسته استوانه‌ای دوسرگیردار با طول محدود L و شعاع متوسط R که تحت بارگذاری آکوستیکی قرار داشته و در عمق ثابت آب و با سرعت ثابت حرکت می‌کند؛ بررسی می‌شود. شکل ۱، دستگاه مختصات (x,r,θ) را که بر روی پوسته مغروق نصب شده است، نشان می‌دهد. مطابق شکل، جابجایی طولی در جهت بردار x با u جابه‌جایی در جهت شعاعی r با w و در جهت محیطی با v نشان داده می‌شود.

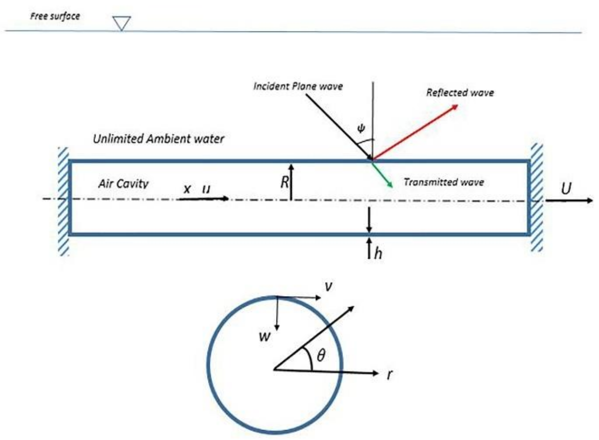
با استفاده از تئوری غیرخطی دانل [۲۱] معادلات حرکت برای ارتعاشات غیرخطی عرضی این پوسته استوانه‌ای به‌صورت زیر بیان می‌شود:

$$D\nabla^4 w + ch\left(\frac{\partial w}{\partial t} + U\frac{\partial w}{\partial x}\right) \qquad (۱)$$

۱ Companion mode

۲ Driven mode

۳ Transmission loss



شکل۱. مدل پوسته استوانه‌ای متحرک در عمق سیال.

$$+\rho h(\frac{\partial^2 w}{\partial t^2}+2U\frac{\partial^2 w}{\partial x\partial t}+U^2\frac{\partial^2 w}{\partial x^2})$$
$$=q+f+\frac{1}{R}\frac{\partial^2 F}{\partial x^2}+$$
$$(\frac{1}{R^2}\frac{\partial^2 F}{\partial\theta^2}\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}-2\frac{\partial^2 F}{R\partial\theta\partial x}\frac{\partial^2 w}{R\partial\theta\partial x}$$
$$+\frac{\partial^2 F}{\partial x^2}\frac{\partial^2 w}{R^2\partial\theta^2})$$

در این رابطه $D = Eh^3/(12(1-\vartheta^2))$ سفتی خمشی پوسته است که در آن E مدول یانگhضخامت پوسته و ϑ ضریب پواسون می‌باشند. همچنین U سرعت حرکت استوانه، ρ چگالی و C ضریب میرایی است f و q به‌ترتیب نیروهای خارجی ناشی از برخورد موج صوتی و نیروهای ناشی از سیال هستند که در جهت شعاعی به پوسته وارد می‌شوندF تابع تنش است که به صورت زیر تعریف می‌گردد:

$$\frac{1}{Eh}\nabla^4 F=-\frac{1}{R}\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}+(\frac{\partial^2 w}{R\partial x\partial\theta})^2-\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}\frac{\partial^2 w}{R^2\partial\theta^2} \qquad (۲)$$

جواب معادله (۱) را می‌توان به‌صورت بسط زیر در نظر گرفت:

$$w(x,\theta,t)=\sum_{m=1}^{M}\sum_{n=1}^{N}(A_{mn}(t)\cos(n\theta)+B_{mn}(t)\sin(n\theta))\varphi_m(x)$$
$$+\sum_{m=1}^{\tilde{N}}A_{2m-1,0}(t)\varphi_{2m-1}(x) \qquad (۳)$$

که در رابطه فوق تابع $\varphi_m(x)$ مربوط به شکل مود m ام یک تیر اویلر-برنولی دوسرگیردار است. با قراردادن$M=1$ و $\tilde{N}=2$ در معادله (۳) و جایگذاری این معادله در رابطه (۲)، معادله زیر حاصل می‌شود:

$$\frac{1}{Eh}\nabla^4 F=$$
$$-\frac{1}{R}\{[A_{1n}(t)\cos(n\theta)+B_{1n}(t)\sin(n\theta)]\frac{d^2\varphi_1}{dx^2}+$$
$$A_{10}(t)\frac{d^2\varphi_1}{dx^2}+A_{30}(t)\frac{d^2\varphi_3}{dx^2}\}+$$
$$\frac{n^2}{R^2}\left([-A_{1n}(t)\sin(n\theta)+B_{1n}(t)\cos(n\theta))]\frac{d^2\varphi_1}{dx^2}\right)^2+ \qquad (۴)$$
$$\frac{n^2}{R^2}\left([A_{1n}(t)\cos(n\theta)+B_{1n}(t)\sin(n\theta))+A_{10}(t)]\frac{d^2\varphi_1}{dx^2}+A_{30}(t)\frac{d^2\varphi_3}{dx^2}\right)$$
$$(A_{1n}(t)\cos(n\theta)+B_{1n}(t)\sin(n\theta))\varphi_1$$

پاسخ معادله فوق را به شکل زیر می‌توان در نظر گرفت که در آن جواب F_P خصوصی معادله و F_h جواب عمومی آن است.

$$F=F_h+F_p \qquad (۵)$$

به‌منظور تعیین جواب همگن معادله (۴) لازم است تا شرایط مرزی مسئله مشخص گردند:

$$w=0 \quad at \quad x=0;\quad x=L$$
$$\frac{\partial w}{\partial x}=0 \quad at \quad x=0;\quad x=L \qquad (۶)$$
$$u=v=0 \quad at \quad x=0;\quad x=L$$

تابعw در معادله (۳) به‌گونه‌ای تعریف شده است که در دو شرط مرزی اول در معادله (۶) صدق کند. همچنین برای شرط مرزی آخر می‌توان معادله را به صورت میانگین و به فرم زیر بیان نمود:

$$\int_0^{2\pi}\int_0^L\frac{\partial u}{\partial x}dxRd\theta=0 \qquad (۷)$$

$$\int_0^{2\pi}\int_0^L\frac{\partial v}{R\partial\theta}dxRd\theta=0 \qquad (۸)$$

به‌علاوه شرط پیوستگی در جهت مختصه θ برقرار است. برای مثال در جهت v در هر مقطع پیوستگی به فرم زیر بیان می‌شود:

$$\int_0^{2\pi}\frac{\partial v}{R\partial\theta}d\theta=v(x,2\pi)-v(x,0)=0 \qquad (۹)$$

با انجام عملیات ریاضی، جواب عمومی معادله (۴) را می‌توان به‌صورت زیر بیان کرد:

$$F_h=\frac{1}{2}R^2\theta^2\bar{N}_x+$$
$$\frac{1}{2}x^2\left\{\bar{N}_\theta-\frac{1}{2\pi L}\int_0^{2\pi}\int_0^L\frac{\partial^2 F_h}{\partial x^2}dxd\theta\right\} \qquad (۱۰)$$

که در آن $\bar{N}_x$ و $\bar{N}_\theta$ تنش‌های درون صفحه‌ای محوری و محیطی هستند و با اعمال شرایط مرزی (۷) تا (۹) روابط کرنش- جابجایی پوسته استوانه‌ای به‌دست می‌آیند.

نیروی آکوستیکی f وارد بر استوانه که در معادله (۱) ظاهر شده است؛ به شکل زیر تعریف می‌شود:

$$f=P_I^o+P_R^o-P_T^i \qquad (۱۱)$$

که در آن P_I^o موج تخت آکوستیکی برخوردی، P_R^o موج بازگشتی و P_T^i موج عبوری از پوسته استوانه‌ای است. بالانویسo در معادله فوق نشان‌دهنده این است که موج با سطح و محیط خارج پوسته در تماس است. همچنین بالانویسi نشان‌دهنده این است که موج از سطح داخلی پوسته انتشار می‌یابد. موج تخت آکوستیکی برخوردی در مختصات استوانه‌ای به صورت معادله زیر بیان می‌شود.

$$P_I^o=P_0\sum_{n=0}^{\infty}\varepsilon_n(-j)^nJ_n(K_r^o r)\cos(n\theta)e^{j(\Omega t-K_x^o x)} \qquad (۱۲)$$

در معادله‌ی فوق J_n تابع بسل مرتبه اول و P_0 دامنه‌ی موج فشاری ورودی

است. به‌ازای $n=0$ مقدار ε_n برابر با ۱ و برای سایر مقادیر n برابر با ۲ است. همچنین در این معادله K_r^o و K_x^o عدد موج در راستای شعاعی و طولی است که از رابطه‌ی زیر محاسبه می‌شوند [۲۳]:

$$K_r^o=\frac{\Omega}{c^o}\left(\frac{1}{1+Ma\sin(\psi)}\right)\cos(\psi) \qquad (۱۳)$$

$$K_x^o=\frac{\Omega}{c^o}\left(\frac{1}{1+Ma\sin(\psi)}\right)\sin(\psi) \qquad (۱۴)$$

که در آن، Ω فرکانس موج برخوردی ψ زاویه موج برخوردی، c سرعت صوت در فضای انتشار موج و Ma عدد ماخ است.

از طرفی پس از برخورد موج به استوانه، یک موج صوتی انعکاسی و یک موج صوتی عبوری ایجاد می‌شود. معادلات مربوط به موج بازگشتی و عبوری در مختصات استوانه‌ای به شکل معادلات (۱۵) و (۱۶) بیان می‌گردد.

$$P_R^o=\sum_{n=0}^{\infty}H_n^2(K_r^o r)\left(P_r^n\cos(n\theta)+\tilde{P}_r^n\sin(n\theta)\right)e^{j(\Omega t-K_x^o x)} \qquad (۱۵)$$

$$P_T^i=\sum_{n=0}^{\infty}H_n^1(K_r^i r)\left(P_t^n\cos(n\theta)+\tilde{P}_t^n\sin(n\theta)\right)e^{j(\Omega t-K_x^i x)} \qquad (۱۶)$$

H_n^1 و H_n^2 به‌ترتیب توابع هنکل مرتبه‌ی اول و دوم است. همچنین K_r^i و K_x^i عدد موج در راستای شعاعی و طولی است که از رابطه (۱۷) محاسبه می‌شود.

$$K_x^i=K_x^o;K_r^i=\sqrt{\left(\frac{\Omega}{c^i}\right)^2-\left(K_x^i\right)^2} \qquad (۱۷)$$

با استفاده از رابطه‌ی اویلر، فشار و جابه‌جایی شعاعی پوسته استوانه‌ای به‌صورت زیر بیان می‌شود:

$$\frac{\partial\left(P_I^o+P_R^o\right)}{\partial r}=\rho^o\left(\frac{\partial^2 w}{\partial t^2}+2U\frac{\partial^2 w}{\partial x\,\partial t}+U^2\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}\right)\quad at\quad r=R \qquad (۱۸)$$

$$\frac{\partial P_T^i}{\partial r}=\rho^o\frac{\partial^2 w}{\partial t^2}\quad at\quad r=R \qquad (۱۹)$$

در معادلات فوق ρ چگالی سیال در فضای انتشار موج صوتی است. برای مدل‌سازی تأثیر متقابل سیال و سازه پوسته، سیال غیرقابل تراکم، غیر لزج و غیر چرخشی در نظر گرفته می‌شود. از آنجایی که سیال غیر چرخشی و تراکم‌ناپذیر در نظر گرفته می‌شود، پتانسیل سرعت آن ψ در معادله لاپلاس صدق می‌کند.

$$\nabla^2\psi(x,r,\theta,t)=0 \qquad (۲۰)$$

برای حل معادله (۲۰) تابع ψ به‌صورت زیر در نظر گرفته می‌شود [۲۴]:

$$\psi=Ux+\phi \qquad (۲۱)$$

که در آن، عبارت اول مربوط به تغییرات پتانسیل بر اثر عبور سیال با سرعت U در جهت محور طولی پوسته و عبارت دوم مربوط به تغییرات پتانسیل بر اثر ارتعاش پوسته است. با جاگذاری معادله (۲۱) در رابطه‌ی (۲۰)، معادله‌ی لاپلاس در مختصات استوانه‌ای به‌فرم زیر بیان می‌شود [۲۴]:

$$\frac{\partial^2\phi}{\partial x^2}+\frac{1}{r^2}\frac{\partial^2\phi}{\partial\theta^2}+\frac{1}{r}\frac{\partial\phi}{\partial r}+\frac{\partial^2\phi}{\partial r^2}=0 \qquad (۲۲)$$

برای حل معادله فوق، پاسخ معادله به‌صورت زیر در نظر گرفته می‌شود:

$$\phi=\eta(r)\lambda(x)\xi(\theta)\zeta(t) \qquad (۲۳)$$

با توجه به اینکه سرعت سیال در جهت شعاعی با سرعت پوسته در همین جهت یکسان است؛ در نتیجه شرایط مرزی برای حل معادله (۲۲) به‌صورت زیر خواهد بود:

$$V_r=\frac{\partial\phi}{\partial r}=-\left(\frac{\partial w}{\partial t}+U\frac{\partial\phi}{\partial x}\right)\quad at\quad r=R \qquad (۲۴)$$

همچنین مقدار ϕ باید برای سیال خارجی در بینهایت محدود باشد.

با حل معادله (۲۳) تابع ϕ به‌صورت زیر به‌دست می‌آید:

$$\begin{aligned}\phi=&-\sum_{m=1}^{M}\sum_{n=0}^{N}\sum_{j=1}^{S}\frac{b_{mj}K_n(k_m r)}{k_m K_n'(k_m R)}\sin\left(\frac{j\pi x}{L}\right)\\&\left(\dot{A}_{mn}\cos(n\theta)+\dot{B}_{mn}\sin(n\theta)\right)-\\&\sum_{m=1}^{M}\sum_{n=0}^{N}\sum_{j=1}^{S}\frac{b_{mj}K_n(k_m r)}{k_m K_n'(k_m R)}U\left(\frac{j\pi x}{L}\right)\cos\left(\frac{j\pi x}{L}\right)\\&\left(A_{mn}\cos(n\theta)+B_{mn}\sin(n\theta)\right)\end{aligned} \qquad (۲۵)$$

حال با استفاده از رابطه‌ی برنولی برای سیال غیر پایدار می‌توان مقدار فشار وارد بر پوسته را به‌صورت زیر محاسبه نمود.

$$\begin{aligned}q=&\rho^o\sum_{m=1}^{M}\sum_{n=0}^{N}\sum_{j=1}^{S}\frac{b_{mj}K_n(k_m r)}{k_m K_n'(k_m R)}\sin\left(\frac{j\pi x}{L}\right)\\&\left(\ddot{A}_{mn}\cos(n\theta)+\ddot{B}_{mn}\sin(n\theta)\right)+\\&\sum_{m=1}^{M}\sum_{n=0}^{N}\sum_{j=1}^{S}\frac{2b_{mj}K_n(k_m r)}{k_m K_n'(k_m R)}U\left(\frac{j\pi x}{L}\right)\cos\left(\frac{j\pi x}{L}\right)\\&\left(\dot{A}_{mn}\cos(n\theta)+\dot{B}_{mn}\sin(n\theta)\right)-\\&\sum_{m=1}^{M}\sum_{n=0}^{N}\sum_{j=1}^{S}\frac{b_{mj}K_n(k_m r)}{k_m K_n'(k_m R)}U^2\left(\frac{j\pi x}{L}\right)^2\sin\left(\frac{j\pi x}{L}\right)\\&\left(\ddot{A}_{mn}\cos(n\theta)+\ddot{B}_{mn}\sin(n\theta)\right)\end{aligned} \qquad (۲۶)$$

که در آن، ϕ فشار وارد بر پوسته بر اثر ارتعاش پوسته می‌باشد و فشار کلی وارد بر پوسته با جمع این فشار با فشار استاتیک حالت پایدار وارد بر پوسته به‌دست می‌آید. با جایگذاری رابطه (۳) در معادله (۱) و اعمال روش گالرکین با توابع وزنی مناسب بر معادله حاصل و انتگرال‌گیری بر روی سطح میانی پوسته، چهار معادله دیفرانسیل معمولی غیرخطی به‌دست می‌آید. توابع وزنی مرتبط به‌شرح زیر است:

$$Z_s=\begin{cases}\cos(n\theta)\varphi_1(x) & s=1\\ \sin(n\theta)\varphi_1(x) & s=2\\ \varphi_1(x) & s=3\\ \varphi_3(x) & s=4\end{cases} \qquad (۲۷)$$

همچنین معادلات دیفرانسیل معمولی حاصل در زیر ارائه شده‌اند:

$$\begin{aligned}&\ddot{A}_{1n}+P_1A_{1n}=P_2\dot{A}_{1n}+P_3A_{1n}A_{10}+\\&P_4A_{1n}^3+P_4A_{1n}B_{1n}^2+P_5A_{1n}A_{10}^2+\\&P_6A_{1n}A_{10}A_{30}+P_7A_{1n}A_{30}^2+P_8A_{1n}A_{30}+P_9\cos(\Omega t+\phi_1)\end{aligned} \tag{۲۸}$$

$$\begin{aligned}&\ddot{B}_{1n}+Q_1B_{1n}=Q_2\dot{B}_{1n}+Q_3B_{1n}A_{10}+\\&Q_4B_{1n}^3+Q_4B_{1n}A_{1n}^2+Q_5B_{1n}A_{10}^2+\\&Q_6B_{1n}A_{10}A_{30}+Q_7B_{1n}A_{30}^2+Q_8B_{1n}A_{30}\end{aligned} \tag{۲۹}$$

$$\begin{aligned}&\ddot{A}_{10}+R_1A_{10}=R_2\dot{A}_{10}+R_3A_{1n}^2+\\&R_3B_{1n}^2+R_4A_{1n}^2A_{10}+R_4B_{1n}^2A_{10}+\\&+R_5A_{30}^2A_{10}+R_6A_{30}^3+R_7A_{1n}^2A_{30}+\\&R_7B_{1n}^2A_{30}+R_8A_{10}^3+R_9A_{10}^2+R_{10}A_{10}A_{30}+\\&R_{11}A_{30}^2+R_{12}A_{10}^2A_{30}+R_{13}A_{30}+\\&R_{14}\cos(\Omega t+\phi_3)\end{aligned} \tag{۳۰}$$

$$\begin{aligned}&\ddot{A}_{30}+S_1A_{30}=S_2\dot{A}_{30}+S_3A_{1n}^2+\\&S_3B_{1n}^2+S_4A_{1n}^2A_{10}+S_4B_{1n}^2A_{10}+\\&+S_5A_{30}^2A_{10}+S_6A_{30}^3+S_7A_{1n}^2A_{30}+\\&S_7B_{1n}^2A_{30}+S_8A_{10}^3+S_9A_{10}^2+S_{10}A_{10}A_{30}+\\&S_{11}A_{30}^2+S_{12}A_{10}^2A_{30}+S_{13}A_{10}+\\&S_{14}\cos(\Omega t+\phi_4)\end{aligned} \tag{۳۱}$$

۳. روش حل معادلات

در این مقاله T از روش مقیاس‌های زمانی چندگانه برای حل دستگاه معادلات دیفرانسیل غیرخطی (۲۸) تا (۳۱) استفاده می‌شود. به این منظور، توابع زمانی موجود در این معادلات به‌صورت زیر بسط داده می‌شوند:

$$A_{1n}=\varepsilon u_{11}(T_0,T_1,T_2)+\varepsilon u_{12}(T_0,T_1,T_2)+\varepsilon u_{13}(T_0,T_1,T_2) \tag{۳۲}$$

$$B_{1n}=\varepsilon u_{21}(T_0,T_1,T_2)+\varepsilon u_{22}(T_0,T_1,T_2)+\varepsilon u_{23}(T_0,T_1,T_2) \tag{۳۳}$$

$$A_{10}=\varepsilon u_{31}(T_0,T_1,T_2)+\varepsilon u_{32}(T_0,T_1,T_2)+\varepsilon u_{33}(T_0,T_1,T_2) \tag{۳۴}$$

$$A_{30}=\varepsilon u_{41}(T_0,T_1,T_2)+\varepsilon u_{42}(T_0,T_1,T_2)+\varepsilon u_{43}(T_0,T_1,T_2) \tag{۳۵}$$

که در معادلات فوق، $T_n=\varepsilon^n t$ است. در ادامه با جایگذاری معادلات (۳۲) تا (۳۵) در معادلات (۲۸) تا (۳۱) و جداسازی عبارت‌های ε با توان‌های یکسان؛ معادلات زیر حاصل می‌شوند.

$$\begin{aligned}&\varepsilon^1:\\&D_0^2u_{11}+\omega_{1n}^2u_{11}=0\\&D_0^2u_{21}+\omega_{1n}^2u_{21}=0\\&D_0^2u_{31}+\omega_3^2u_{31}=0\\&D_0^2u_{41}+\omega_4^2u_{41}=0\end{aligned} \tag{۳۶}$$

$$\begin{aligned}&\varepsilon^2:\\&D_0^2u_{12}+\omega_{1n}^2u_{12}=\\&P_3u_{31}u_{11}+P_8u_{41}u_{11}-2D_0D_1u_{11}\\&D_0^2u_{22}+\omega_{1n}^2u_{22}=\\&Q_3u_{31}u_{21}+Q_8u_{41}u_{21}-2D_0D_1u_{21}\\&D_0^2u_{32}+\omega_3^2u_{32}=\\&R_3u_{11}^2+R_3u_{21}^2+R_9u_{31}^2+\\&R_{10}u_{31}u_{41}+R_{11}u_{41}^2+\hat{R}_{13}u_{41}-2D_0D_1u_{31}\\&D_0^2u_{42}+\omega_4^2u_{42}=\\&S_3u_{11}^2+S_3u_{21}^2+S_9u_{31}^2+\\&S_{10}u_{31}u_{41}+S_{11}u_{41}^2+\hat{S}_{13}u_{31}-2D_0D_1u_{41}\end{aligned} \tag{۳۷}$$

$$\begin{aligned}&\varepsilon^3:\\&D_0^2u_{33}+\omega_3^2u_{33}=\\&-2D_0D_1u_{32}-(D_1^2+2D_0D_2)u_{31}+\hat{R}_2D_0u_{31}+\\&2R_3u_{11}u_{12}+2R_3u_{21}u_{22}+R_4u_{11}^2u_{31}+R_4u_{21}^2u_{31}+\\&R_5u_{41}^2u_{31}+R_6u_{41}^3+R_7u_{11}^2u_{41}+R_7u_{21}^2u_{41}+\\&R_8u_{31}^3+2R_9u_{31}u_{32}+R_{10}u_{31}u_{42}+R_{10}u_{32}u_{41}+\\&+2R_{11}u_{41}u_{42}+R_{12}u_{31}^2u_{41}+\hat{R}_{13}u_{42}+\\&\hat{R}_{14}\cos(\Omega t+\phi_3)\\[6pt]&D_0^2u_{23}+\omega_{1n}^2u_{23}=\\&-2D_0D_1u_{22}-(D_1^2+2D_0D_2)u_{21}+\hat{Q}_2D_0u_{21}+\\&Q_3u_{32}u_{21}+Q_3u_{22}u_{31}+Q_4u_{21}^3+Q_4u_{11}^2u_{21}+\\&Q_5u_{31}^2u_{21}+Q_6u_{21}u_{31}u_{41}+Q_7u_{21}u_{41}^2+Q_8u_{21}u_{42}+\\&Q_8u_{22}u_{41}\\[6pt]&D_0^2u_{33}+\omega_3^2u_{33}=\\&-2D_0D_1u_{32}-(D_1^2+2D_0D_2)u_{31}+\hat{R}_2D_0u_{31}+\\&2R_3u_{11}u_{12}+2R_3u_{21}u_{22}+R_4u_{11}^2u_{31}+\\&R_4u_{21}^2u_{31}+R_5u_{41}^2u_{31}+R_6u_{41}^3+R_7u_{11}^2u_{41}+\\&R_7u_{21}^2u_{41}+R_8u_{31}^3+2R_9u_{31}u_{32}+R_{10}u_{31}u_{42}+\\&R_{10}u_{32}u_{41}++2R_{11}u_{41}u_{42}+R_{12}u_{31}^2u_{41}+\\&\hat{R}_{13}u_{42}+\hat{R}_{14}\cos(\Omega t+\phi_3)\\[6pt]&D_0^2u_{43}+\omega_4^2u_{43}=\\&-2D_0D_1u_{42}-(D_1^2+2D_0D_2)u_{41}+\hat{S}_2D_0u_{41}+\\&2S_3u_{11}u_{12}+2S_3u_{21}u_{22}+S_4u_{11}^2u_{31}+\\&S_4u_{21}^2u_{31}+S_5u_{41}^2u_{31}+S_6u_{41}^3+S_7u_{11}^2u_{41}+\\&S_7u_{21}^2u_{41}+S_8u_{31}^3+2S_9u_{31}u_{32}+S_{10}u_{31}u_{42}+\\&S_{10}u_{32}u_{41}++2S_{11}u_{41}u_{42}+S_{12}u_{31}^2u_{41}+\\&\hat{S}_{13}u_{32}+\hat{S}_{14}\cos(\Omega t+\phi_4)\end{aligned} \tag{۳۸}$$

که در روابط فوق $D_n=\frac{\partial}{\partial T_n}$ است. همچنین $\omega_{1n}=\sqrt{P_1}$، $\omega_3=\sqrt{R_1}$ و $\omega_4=\sqrt{S_1}$ فرکانس‌های طبیعی سیستم خطی هستند. در معادلات فوق به‌منظور بررسی اثر نزدیکی فرکانس تحریک (Ω) به فرکانس طبیعی سیستم خطی(ω_{1n})، فرکانس تحریک به‌صورت زیر در نظر گرفته شده است:

$$\Omega=\omega_{1n}+\varepsilon^2\sigma \tag{۳۹}$$

با حل معادلات (۳۶) و (۳۷)، جایگذاری پاسخ در معادله (۳۸)، حذف ترم‌های نامحدود، جایگذاری فرم قطبی $X_i=1/2x_ie^{j\beta_i}$ در معادله‌ی حاصل و جداسازی بخش‌های حقیقی و موهومی، معادلات زیر به‌دست می‌آیند:

$$
\begin{aligned}
&8\omega_{1n}x_1' = 4\hat{P}_2\omega_{1n}x_1 + \frac{R_3P_3{x_2}^2x_1}{{\omega_3}^2-{\omega_{1n}}^2}\sin(2(\gamma_1-\gamma_2)) + \\
&\frac{S_3P_8{x_2}^2x_1}{{\omega_4}^2-{\omega_{1n}}^2}\sin(2(\gamma_1-\gamma_2)) + P_4{x_2}^2x_1\sin(2(\gamma_1-\gamma_2)) + 4\hat{P}_9\sin(\gamma_1+\phi_1)
\end{aligned}
\tag{۴۰}
$$

$$
\begin{aligned}
&-8\omega_{1n}x_1\beta_1' = P_3(\frac{2R_3{x_1}^3}{{\omega_3}^2} + \frac{2R_3{x_2}^2x_1}{{\omega_3}^2} + \\
&\frac{R_3{x_1}^3}{{\omega_3}^2-4{\omega_{1n}}^2} + \frac{R_3{x_2}^2x_1}{{\omega_3}^2-4{\omega_{1n}}^2}\cos(2(\gamma_1-\gamma_2)) + \\
&\frac{2R_9{x_3}^2x_1}{{\omega_3}^2} + \frac{2R_{11}{x_4}^2x_1}{{\omega_3}^2} + \frac{P_3{x_3}^2x_1}{{\omega_{1n}}^2-\left(\omega_{1n}+\omega_3\right)^2} + \\
&\frac{P_3{x_3}^2x_1}{{\omega_{1n}}^2-\left(\omega_{1n}-\omega_3\right)^2}) + \\
&P_4(3{x_1}^3 + 2{x_2}^2x_1 + {x_2}^2x_1\cos(2(\gamma_1-\gamma_2))) + \\
&P_5\left(2{x_3}^2x_1\right) + P_7\left(2{x_4}^2x_1\right) + \\
&P_8(\frac{2S_3{x_1}^3}{{\omega_4}^2} + \frac{2S_3{x_2}^2x_1}{{\omega_4}^2} + \frac{S_3{x_1}^3}{{\omega_4}^2-4{\omega_{1n}}^2} + \\
&\frac{S_3{x_2}^2x_1}{{\omega_4}^2-4{\omega_{1n}}^2}\cos(2(\gamma_1-\gamma_2)) + \frac{2S_9{x_3}^2x_1}{{\omega_4}^2} + \\
&\frac{2S_{11}{x_4}^2x_1}{{\omega_4}^2} + \frac{P_8{x_3}^2x_1}{{\omega_{1n}}^2-\left(\omega_{1n}+\omega_4\right)^2} + \\
&\frac{P_8{x_3}^2x_1}{{\omega_{1n}}^2-\left(\omega_{1n}-\omega_4\right)^2}) + 4\hat{P}_9\cos(\gamma_1+\phi_1)
\end{aligned}
\tag{۴۱}
$$

$$
\begin{aligned}
&-8\omega_{1n}x_2\beta_2' = Q_3(\frac{2R_3{x_2}^3}{{\omega_3}^2} + \frac{2R_3{x_1}^2x_2}{{\omega_3}^2} + \\
&\frac{R_3{x_2}^3}{{\omega_3}^2-4{\omega_{1n}}^2} + \frac{R_3{x_1}^2x_2}{{\omega_3}^2-4{\omega_{1n}}^2}\cos(2(\gamma_2-\gamma_1)) + \\
&\frac{2R_9{x_3}^2x_2}{{\omega_3}^2} + \frac{2R_{11}{x_4}^2x_2}{{\omega_3}^2} + \\
&+\frac{Q_3{x_3}^2x_2}{{\omega_{1n}}^2-\left(\omega_{1n}+\omega_3\right)^2}\frac{P_3{x_3}^2x_2}{{\omega_{1n}}^2-\left(\omega_{1n}-\omega_3\right)^2}) + \\
&Q_4(3{x_2}^3 + 2{x_1}^2x_2 + {x_1}^2x_2\cos(2(\gamma_2-\gamma_1))) + \\
&Q_5\left(2{x_3}^2x_2\right) + Q_7\left(2{x_4}^2x_2\right) + \\
&Q_8(\frac{2S_3{x_2}^3}{{\omega_4}^2} + \frac{2S_3{x_1}^2x_2}{{\omega_4}^2} + \frac{S_3{x_2}^3}{{\omega_4}^2-4{\omega_{1n}}^2} + \\
&\frac{S_3{x_1}^2x_2}{{\omega_4}^2-4{\omega_{1n}}^2}\cos(2(\gamma_2-\gamma_1)) + \frac{2S_9{x_3}^2x_2}{{\omega_4}^2} + \\
&\frac{2S_{11}{x_4}^2x_2}{{\omega_4}^2} + \frac{Q_8{x_4}^2x_2}{{\omega_{1n}}^2-\left(\omega_{1n}+\omega_4\right)^2} + \frac{Q_8{x_4}^2x_2}{{\omega_{1n}}^2-\left(\omega_{1n}-\omega_4\right)^2})
\end{aligned}
\tag{۴۲}
$$

$$
\begin{aligned}
&8\omega_{1n}x_2' = 4\hat{Q}_2x_2\omega_{1n} + \frac{R_3Q_3{x_1}^2x_2}{{\omega_3}^2-4{\omega_{1n}}^2}\sin(2(\gamma_2-\gamma_1)) + \\
&\frac{S_3Q_8{x_1}^2x_2}{{\omega_4}^2-4{\omega_{1n}}^2}\sin(2(\gamma_2-\gamma_1)) + Q_4{x_1}^2x_2\sin(2(\gamma_2-\gamma_1))
\end{aligned}
\tag{۴۳}
$$

$$
\begin{aligned}
&-8\omega_3x_3\beta_3' = \\
&2R_3(\frac{P_3{x_1}^2x_3}{{\omega_{1n}}^2-\left(\omega_{1n}+\omega_3\right)^2} + \frac{P_3{x_1}^2x_3}{{\omega_{1n}}^2-\left(\omega_{1n}-\omega_3\right)^2} + \\
&\frac{Q_3{x_2}^2x_3}{{\omega_{1n}}^2-\left(\omega_{1n}+\omega_3\right)^2} + \frac{Q_3{x_2}^2x_3}{{\omega_{1n}}^2-\left(\omega_{1n}-\omega_3\right)^2}) + \\
&R_4(2{x_1}^2x_3 + 2{x_2}^2x_3) + R_5\left(2{x_4}^2x_3\right) + \\
&R_8\left(3{x_3}^3\right)2R_9(\frac{2R_3{x_1}^2x_3}{{\omega_3}^2} + \frac{2R_3{x_2}^2x_3}{{\omega_3}^2} + \\
&\frac{R_9{x_3}^3}{-3{\omega_3}^2} + \frac{2R_9{x_3}^3}{{\omega_3}^2} + \frac{2R_{11}{x_4}^2x_3}{{\omega_3}^2}) + \\
&R_{10}(\frac{2S_3{x_1}^2x_3}{{\omega_4}^2} + \frac{2S_3{x_2}^2x_3}{{\omega_4}^2} + \frac{S_9{x_3}^3}{{\omega_4}^2-4{\omega_3}^2} + \\
&\frac{2S_9{x_3}^3}{{\omega_4}^2} + \frac{2S_{11}{x_4}^2x_3}{{\omega_4}^2} + \frac{R_{10}{x_4}^2x_3}{{\omega_4}^2-(\omega_4+\omega_3)^2} + \\
&\frac{R_{10}{x_4}^2x_3}{{\omega_4}^2-(\omega_4-\omega_3)^2}) + 2R_{11}(\frac{S_{10}{x_4}^2x_3}{{\omega_4}^2-(\omega_4+\omega_3)^2} + \\
&\frac{S_{10}{x_4}^2x_3}{{\omega_4}^2-(\omega_4-\omega_3)^2}) + \frac{4\hat{R}_{13}\hat{S}_{13}x_3}{{\omega_4}^2-{\omega_3}^2}
\end{aligned}
\tag{۴۴}
$$

$$
2\omega_3x_3' = \hat{R}_2x_3\omega_3
\tag{۴۵}
$$

$$
\begin{aligned}
&-8\omega_4x_4\beta_4' = \\
&2S_3(\frac{P_8{x_1}^2x_4}{{\omega_{1n}}^2-\left(\omega_{1n}+\omega_4\right)^2} + \frac{P_8{x_1}^2x_8}{{\omega_{1n}}^2-\left(\omega_{1n}-\omega_4\right)^2} + \\
&\frac{Q_8{x_2}^2x_4}{{\omega_{1n}}^2-\left(\omega_{1n}+\omega_4\right)^2} + \frac{Q_8{x_2}^2x_4}{{\omega_{1n}}^2-\left(\omega_{1n}-\omega_4\right)^2}) + \\
&S_6\left(3{x_4}^3\right) + S_7(2{x_1}^2x_4 + 2{x_2}^2x_4) + \\
&2S_9(\frac{R_{10}{x_3}^2x_4}{{\omega_3}^2-(\omega_4+\omega_3)^2} + \frac{R_{10}{x_3}^2x_4}{{\omega_3}^2-(\omega_4-\omega_3)^2}) + \\
&S_{10}(\frac{2R_3{x_1}^2x_4}{{\omega_3}^2} + \frac{2R_3{x_2}^2x_4}{{\omega_3}^2} + \frac{2R_9{x_3}^2x_4}{{\omega_3}^2} + \\
&\frac{2R_{11}{x_4}^3}{{\omega_3}^2} + \frac{R_{11}{x_4}^3}{{\omega_3}^2-4{\omega_3}^2} + \frac{S_{10}{x_3}^2x_4}{{\omega_4}^2-(\omega_4+\omega_3)^2} + \\
&\frac{S_{10}{x_3}^2x_4}{{\omega_4}^2-(\omega_4-\omega_3)^2}) + 2S_{11}(\frac{2S_3{x_1}^2x_4}{{\omega_4}^2} + \\
&\frac{2S_3{x_2}^2x_4}{{\omega_4}^2} + \frac{2S_9{x_3}^2x_4}{{\omega_4}^2} + \frac{S_{11}{x_4}^3}{-3{\omega_4}^2} + \frac{2S_{11}{x_4}^3}{{\omega_4}^2}) + \\
&S_{12}\left(2{x_3}^2x_4\right) + \frac{4\hat{R}_{13}\hat{S}_{13}x_4}{{\omega_3}^2-{\omega_4}^2}
\end{aligned}
\tag{۴۶}
$$

$$
2\omega_4x_4' = \hat{S}_2x_4\omega_4
\tag{۴۷}
$$

در معادلات (۴۰) تا (۴۳)، $\gamma_1 = \sigma T_2 - \beta_1$ و $\gamma_2 = \sigma T_2 - \beta_2$ هستند.

با توجه به‌اینکه در حالت ماندگار[۱] $x_i' = \beta_3' = \beta_4' = \gamma_1' = \gamma_2' = 0$ در نتیجه از معادله‌ی (۴۵) و (۴۷) می‌توان نتیجه گرفت که $x_3 = x_4 = 0$ در ادامه پاسخ سیستم در دو حالت مختلف بررسی می‌شود.

۱ Steady-state motions

حالت اول $x_2 \neq 0$:

در این حالت از معادله‌ی (۴۲) و (۴۳) روابط زیر حاصل می‌شوند:

$$\sin(2(\gamma_2-\gamma_1)) = -\frac{4\hat{Q}_2\omega_{1n}}{(\frac{Q_3R_3}{\omega_3^2-4\omega_{1n}^2}+Q_4+\frac{Q_8S_3}{\omega_4^2-4\omega_{1n}^2})x_1^2} \quad (۴۸)$$

$$\cos(2(\gamma_2-\gamma_1)) = -\frac{(\frac{2Q_3R_3}{\omega_3^2}+2Q_4+\frac{2Q_8S_3}{\omega_4^2})x_1^2+8\sigma\omega_{1n}}{(\frac{Q_3R_3}{\omega_3^2-4\omega_{1n}^2}+Q_4+\frac{Q_8S_3}{\omega_4^2-4\omega_{1n}^2})x_1^2} - \frac{(\frac{2Q_3R_3}{\omega_3^2}+\frac{Q_3R_3}{\omega_3^2-4\omega_{1n}^2}+3Q_4+\frac{2Q_8S_3}{\omega_4^2}+\frac{Q_8S_3}{\omega_4^2-4\omega_{1n}^2})x_2^2}{(\frac{Q_3R_3}{\omega_3^2-4\omega_{1n}^2}+Q_4+\frac{Q_8S_3}{\omega_4^2-4\omega_{1n}^2})x_1^2} \quad (۴۹)$$

با ترکیب دو معادله فوق و حذف عبارت $(\gamma_2-\gamma_1)$ رابطه زیر به‌دست می آید:

$$x_2^2 = \frac{(\frac{2Q_3R_3}{\omega_3^2}+2Q_4+\frac{2Q_8S_3}{\omega_4^2})x_1^2-8\sigma\omega_{1n}}{(\frac{2Q_3R_3}{\omega_3^2}+\frac{Q_3R_3}{\omega_3^2-4\omega_{1n}^2}+3Q_4+\frac{2Q_8S_3}{\omega_4^2}+\frac{Q_8S_3}{\omega_4^2-4\omega_{1n}^2})} \pm \frac{\sqrt{(\frac{Q_3R_3}{\omega_3^2-4\omega_{1n}^2}+Q_4+\frac{Q_8S_3}{\omega_4^2-4\omega_{1n}^2})^2x_1^4-(4\hat{Q}_2\omega_{1n})^2}}{(\frac{2Q_3R_3}{\omega_3^2}+\frac{Q_3R_3}{\omega_3^2-4\omega_{1n}^2}+3Q_4+\frac{2Q_8S_3}{\omega_4^2}+\frac{Q_8S_3}{\omega_4^2-4\omega_{1n}^2})} \quad (۵۰)$$

در ادامه با ترکیب دو رابطه ارائه شده در روابط(۴۰) و (۴۱) و حذف عبارت $(\gamma_1+\phi_1)$ رابطه (۵۱) حاصل می‌شود که مقادیر $(\gamma_2-\gamma_1)$ از روابط-(۴۸) و (۴۹) و x_2^2 از رابطه (۵۰) محاسبه می‌گردد.

$$16\hat{P}_9^2 - x_1^2(4\hat{P}_2\omega_{1n}+\frac{R_3P_3x_2^2}{\omega_3^2-\omega_{1n}^2}\sin(2(\gamma_1-\gamma_2))+\frac{S_3P_8x_2^2}{\omega_4^2-\omega_{1n}^2}\sin(2(\gamma_1-\gamma_2))+P_4x_2^2\sin(2(\gamma_1-\gamma_2)))^2 - x_1^2(P_3(\frac{2R_3x_1^2}{\omega_3^2}+\frac{2R_3x_2^2}{\omega_3^2}+\frac{R_3x_1^2}{\omega_3^2-4\omega_{1n}^2}+\frac{R_3x_2^2}{\omega_3^2-4\omega_{1n}^2}\cos(2(\gamma_1-\gamma_2)))+P_4(3x_1^2+2x_2^2+x_2^2\cos(2(\gamma_1-\gamma_2)))+P_8(\frac{2S_3x_1^2}{\omega_4^2}+\frac{2S_3x_2^2}{\omega_4^2}+\frac{S_3x_1^2}{\omega_4^2-4\omega_{1n}^2}+\frac{S_3x_2^2}{\omega_4^2-4\omega_{1n}^2}\cos(2(\gamma_1-\gamma_2)))+8\omega_{1n}\sigma)^2=0 \quad (۵۱)$$

سپس با استفاده از روش نیوتن-رافسون [۲۵] معادلات جبری (۵۰) و (۵۱) حل و مقادیر x_1 و x_2 به‌صورت تابعی از اختلاف فرکانس تحریک با فرکانس طبیعی سیستم خطی $\varepsilon^2\sigma$ محاسبه می‌شوند.

حالت دوم $x_2 = 0$:

اگر معادله‌ی (۵۰) جواب نداشته باشد می‌توان نتیجه گرفت که مود ارتعاشی همراه وجود نخواهد داشت و در نتیجه $x_2 = 0$. در نتیجه معادله‌ی (۵۱) به شکل معادله‌ی زیر ساده می‌شود.

$$16\hat{P}_9^2 - x_1^2(4\hat{P}_2\omega_{1n})^2 - x_1^2(\frac{2R_3P_3x_1^2}{\omega_3^2}+\frac{R_3P_3x_1^2}{\omega_3^2-4\omega_{1n}^2}+3P_4x_1^2+\frac{2P_8S_3x_1^2}{\omega_4^2}+\frac{S_3P_8x_1^2}{\omega_4^2-4\omega_{1n}^2}+8\omega_{1n}\sigma)^2=0 \quad (۵۲)$$

از معادله فوق می‌توان دامنه ارتعاشات پوسته را در حالت ماندگار در فرکانس-های تحریک مختلف، تعیین کرد.

۴.تحلیل پایداری

به‌منظور تحلیل پایداری پاسخ به‌دست آمده در بخش قبل، ابتدا معادلات(۴۰) تا (۴۳) به‌صورت معادله (۵۳) بازنویسی می‌گردد.

$$\begin{cases} x_1' = g_1(x_1,\gamma_1,x_2,\gamma_2) \\ \gamma_1' = g_2(x_1,\gamma_1,x_2,\gamma_2) \\ x_2' = g_3(x_1,\gamma_1,x_2,\gamma_2) \\ \gamma_2' = g_4(x_1,\gamma_1,x_2,\gamma_2) \end{cases} \quad (۵۳)$$

به‌منظور بررسی پایداری دستگاه معادلات (۵۳)، تغییرات حول نقطه‌ی تعادل به شکل زیر در نظر گرفته می‌شود:

$$\begin{Bmatrix} x_1 \\ \gamma_1 \\ x_2 \\ \gamma_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} x_{10} \\ \gamma_{10} \\ x_{20} \\ \gamma_{20} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} x_{11} \\ \gamma_{11} \\ x_{21} \\ \gamma_{21} \end{Bmatrix} \quad (۵۴)$$

با جای‌گذاری معادله (۵۴) در معادله‌ی (۵۳) و بسط معادله فوق، رابطه زیر حاصل می‌شود.

$$\begin{Bmatrix} x_1 \\ \gamma_1 \\ x_2 \\ \gamma_2 \end{Bmatrix}' = \begin{bmatrix} \frac{\partial g_1}{\partial x_1} & \frac{\partial g_1}{\partial \gamma_1} & \frac{\partial g_1}{\partial x_2} & \frac{\partial g_1}{\partial \gamma_2} \\ \frac{\partial g_2}{\partial x_1} & \frac{\partial g_2}{\partial \gamma_1} & \frac{\partial g_2}{\partial x_2} & \frac{\partial g_2}{\partial \gamma_2} \\ \frac{\partial g_3}{\partial x_1} & \frac{\partial g_3}{\partial \gamma_1} & \frac{\partial g_3}{\partial x_2} & \frac{\partial g_3}{\partial \gamma_2} \\ \frac{\partial g_4}{\partial x_1} & \frac{\partial g_4}{\partial \gamma_1} & \frac{\partial g_4}{\partial x_2} & \frac{\partial g_4}{\partial \gamma_2} \end{bmatrix} \left(x_{10} \quad \gamma_{10} \quad x_{20} \quad \gamma_{20}\right) \begin{Bmatrix} x_{11} \\ \gamma_{11} \\ x_{21} \\ \gamma_{21} \end{Bmatrix} \quad (۵۵)$$

تحلیل پایداری با محاسبه‌ی مقادیر ویژه ماتریس ژاکوبین در معادله (۵۵) حاصل می‌شود. به‌منظور پایدار بودن سیستم لازم است تا بخش حقیقی مقادیر ویژه کوچکتر یا مساوی صفر باشد.

۵. افت توان صوتی

یکی از خواص آکوستیکی مورد مطالعه در سازه‌ها، ضریب اتلاف صوت عبوری است که به‌صورت نسبت توان صوت برخوردی به توان صوت منتقل شده و بر حسب دسیبل بیان می‌گردد و به‌صورت زیر تعریف می‌شود:

$$TL = 10\log_{10}(\frac{W^I}{\sum_{n=0}^{\infty} W_n^T}) \quad (۵۶)$$

در رابطه فوق، W^I توان موج ورودی و W_n^T توان موج صوتی عبوری مربوط به مود n ام است که از روابط زیر حاصل می‌شوند [۲۶]:

$$W^I = R\frac{P_0^2\cos(\psi)}{\rho^o c^o}(1+Ma\sin(\psi)) \qquad (۵۷)$$

$$W_n^T = 0.5\int_0^{2\pi}\int_0^L P_T^i \frac{\partial w}{\partial t} dxRd\theta \qquad (۵۸)$$

۶. نتایج

به‌منظور بررسی صحت عملکرد مدل ارائه شده در این پژوهش، نتایج به‌دست آمده با استفاده از مدل حاضر با نتایج موجود در مرجع [۲۷] مقایسه می‌گردد. در این مرجع، امابیلی و همکاران رفتار پوسته‌ی استوانه‌ای با جریان سیال داخلی را که تحت تحریک نیروی هارمونیک قرار دارد؛ بررسی نمودند. در جدول۱، پارامترهای مربوط به پوسته مورد بررسی، آورده شده است.

با استفاده از معادلات حرکت به‌دست آمده در این مقاله، پوسته با شرایط مشابه مورد تحلیل قرار گرفت. پاسخ سیستم مربوط به مود ارتعاشی $n=6$ و $m=1$ در شکل۲ نشان داده شده است که این پاسخ شامل مودهای ارتعاشی تحریک شده و همراه است.

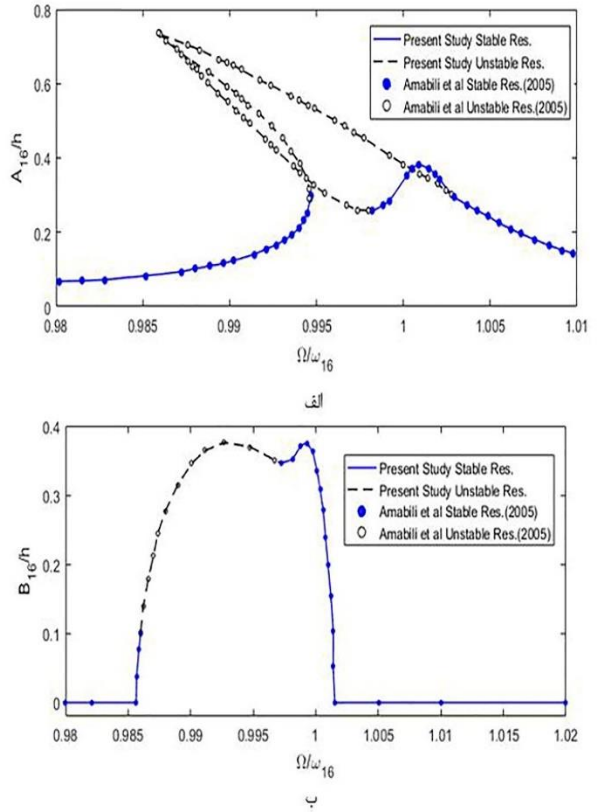
نتایج نشان داده شده در شکل۲، دقت قابل قبول نتایج به‌دست آمده را در مقایسه با نتایج مرجع [۲۷] نشان می‌دهد. شکل ۳، نتایج حاصل از تحلیل پایداری با کمک معادله‌ی(۵۴) را نشان می‌دهد.

اولیازاده و همکاران [۲۸] رفتار پوسته‌ی استوانه‌ای تحت موج آکوستیک را به‌صورت تجربی بررسی نمودند. در جدول۲، پارامترهای مربوط به پوسته مورد آزمون، آورده شده است.

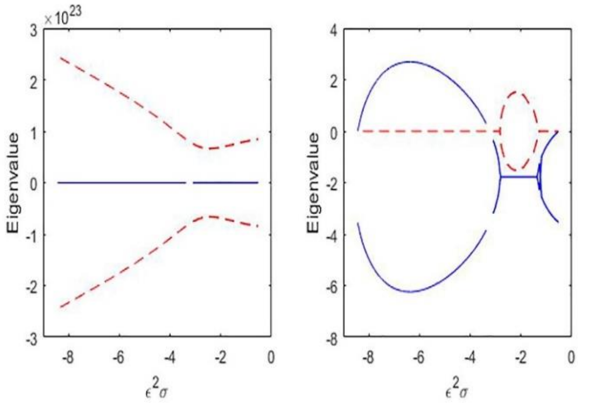
در شکل ۴، مقایسه بین نتایج تجربی و نتایج حاصل از مدل به دست آمده در این پژوهش نشان داده شده است. نتایج دو روش شباهت زیادی از نظر مقدار پارامتر افت توان صوتی و همچنین فرکانس تشدید نشان می‌دهند؛ به طوری که خطای جذر میانگین مربعات در محاسبه افت توان صوتی نسبت به نتایج آزمایش ۸/۷ ٪ و خطای محاسبه فرکانس تشدید ۰/۷۴٪ می‌باشد. لازم به‌ذکر است که عدم تطابق کامل بین نتایج تجربی ارائه شده در مرجع [۲۸] و نتایج تئوری حاصل در پژوهش حاضر می‌تواند به‌دلیل خطاهای اندازه‌گیری، عدم

جدول۱. پارامترهای پوسته استوانه‌ای مورد تحلیل [۲۷].

پارامتر	مقدار	پارامتر	مقدار
طول	۰.۵۲ (m)	مدول الاستیسیته	۱۹۸ (GPa)
شعاع	۰.۱۴۹ (m)	ضریب پواسون	۰.۳۱
ضخامت	۰.۵۱۹ (mm)	چگالی	(Kg/m^3) ۷۸۰۰



شکل۲. مقایسه نتایج با مرجع[۲۷] برای پوسته‌ی استوانه‌ای. (مود $n=6$ و $m=1$) الف) A_{16} بی بعد و ب) B_{16} بی بعد. ــــ پاسخ پایدار نتایج پژوهش اخیر، ــ ــ پاسخ ناپایدار پژوهش اخیر، ● پاسخ پایدار نتایج امابیلی [۲۷] ، O پاسخ پایدار نتایج امابیلی [۲۷].



شکل۳. تحلیل پایداری در اطراف فرکانس طبیعی برای پوسته‌ی در تماس با آب. ــــ قسمت حقیقی مقادیر ویژه ماتریس ژاکوبین،ــ ــ قسمت موهومی مقادیر ویژه ماتریس ژاکوبین.

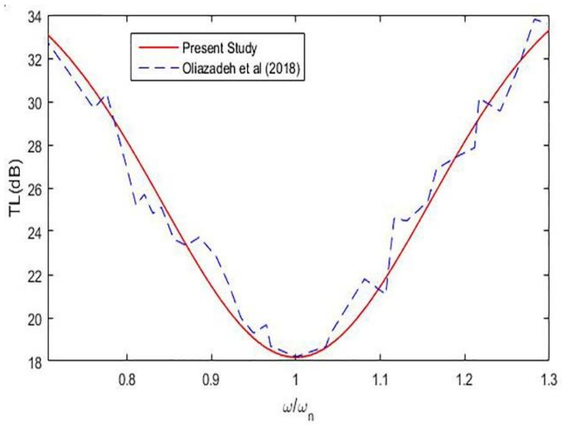
جدول۲. پارامترهای پوسته استوانه‌ای مورد تحلیل [۲۸].

پارامتر	مقدار	پارامتر	مقدار
طول	۲.۰۶ (m)	مدول الاستیسیته	۲۰۰ (GPa)
شعاع	۰.۳ (m)	ضریب پواسون	۰.۲۸
ضخامت	۱.۲۷ (mm)	چگالی	(Kg/m^3) ۷۸۵۰

تطابق کامل شرایط مرزی و خطاهای موجود در ساخت دقیق پوسته از نظر ابعادی و جنس به وجود آمده باشد.

در ادامه، به‌منظور بررسی میزان تأثیر مدل‌سازی غیرخطی بر دقت نتایج در مدل‌سازی ارتعاشات آکوستیکی پوسته استوانه‌ای، پاسخ فرکانسی ارتعاشات پوسته در دو حالت مدل‌سازی خطی و غیرخطی برای پارامترهای ورودی جدول۳ با هم مقایسه می‌شوند. به این منظور ابتدا با حذف عبارت‌های غیرخطی در معادلات(۲۸) تا (۳۱) پاسخ خطی سیستم تحت اثر بار آکوستیکی اعمالی محاسبه و سپس با پاسخ فرکانسی به‌دست آمده از مدل غیرخطی ارائه شده در این مقاله مقایسه می‌گردد. در شکل ۵ تا شکل ۷ پاسخ فرکانسی سیستم در دوحالت خطی و غیرخطی با یکدیگر مقایسه شده‌اند. در این شکل-ها به‌ترتیب اثر تغییر پارامترهای شدت موج برخوردی، زاویه‌ی برخورد موج صوتی و سرعت حرکت محوری پوسته بر میزان رفتار غیرخطی سازه نشان داده شده است.

شکل۵، اثر شدت موج آکوستیک تابیده شده به پوسته را بر پاسخ فرکانسی آن در حالت $n = 6$ و $m = 1$ نشان می‌دهد. در هر نمودار، پاسخ فرکانسی سیستم با استفاده از مدل غیرخطی ارائه شده در این مقاله در کنار پاسخ فرکانسی رسم شده با استفاده از مدل خطی‌سازی شده ارائه شده است. باتوجه به این شکل در شدت موج برخوردی بالای ۲۰۰ دسیبل تحریک همزمان مودهای تحریک شده و همراه اتفاق می‌افتد ولی در شدت موج‌های پایین‌تر



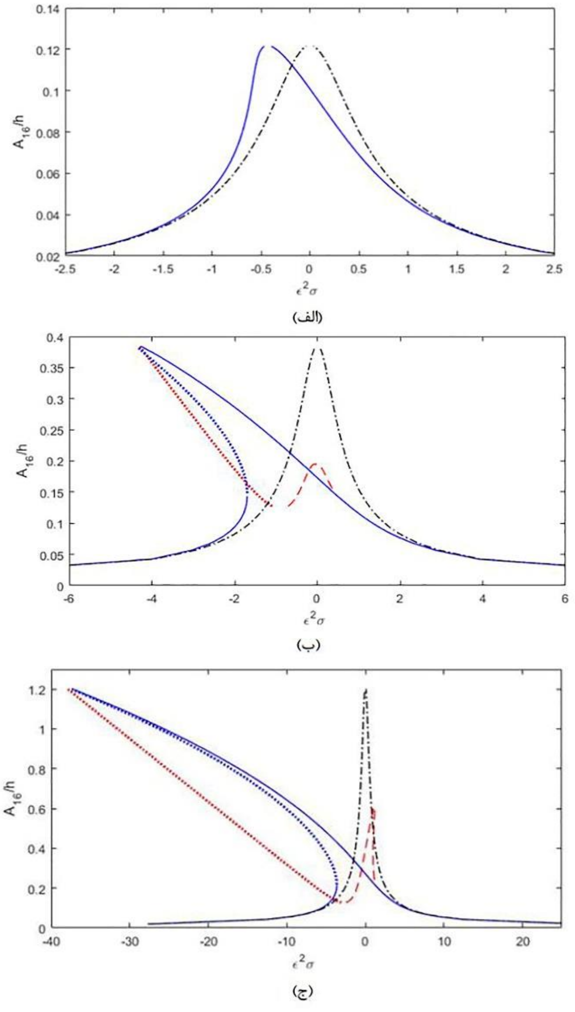
شکل۴. مقایسه نتایج افت توان صوتی با اولیازاده [۲۸]؛ ▬ ▬ نتایج پژوهش اولیازاده [۲۸]، ▬ نتایج پژوهش اخیر.

جدول۳. پارامترهای موج آکوستیک.

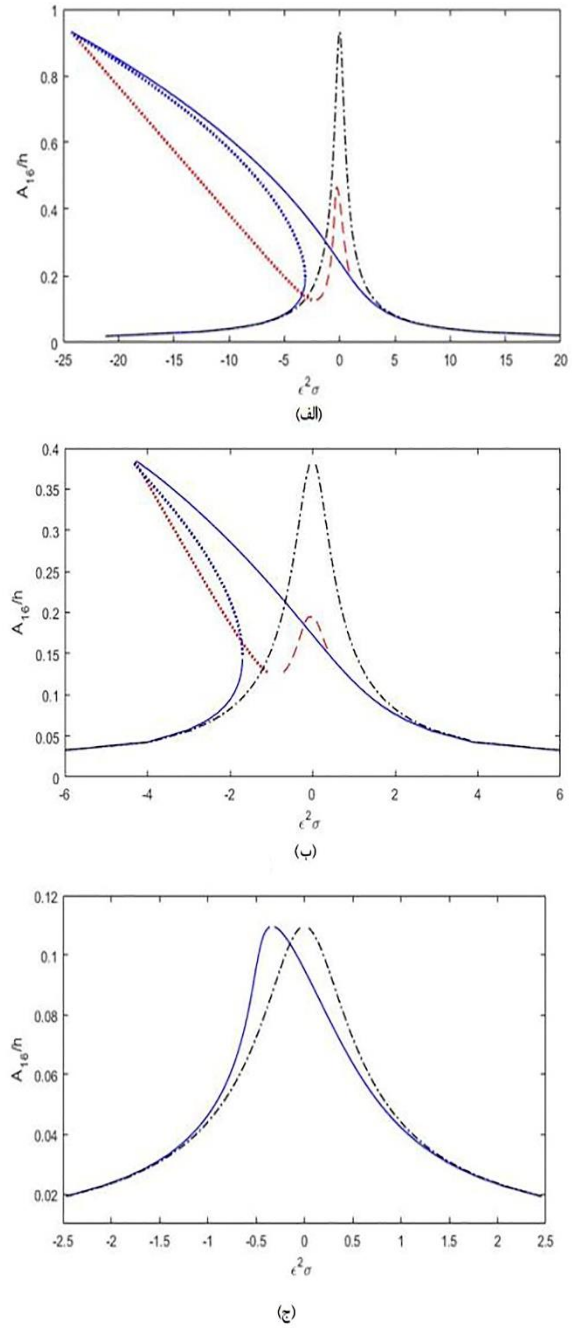
پارامتر	مقدار	پارامتر	مقدار
شدت صوت	۲۰۰ (dB)	زاویه برخورد	۴۵°
چگالی آب	۱۰۰۰(Kg/m^3)	سرعت صوت در آب	۱۴۰۰ (m/s)
چگالی هوا	۱(Kg/m^3)	سرعت صوت در هوا	۳۰۰ (m/s)
سرعت محوری	۰ (m/s)		

رفتار فرکانسی سیستم فقط تحت تأثیر مودهای تحریک شده می‌باشد. همان-طور که در این شکل مشاهده می‌شود، بیشینه دامنه پاسخ فرکانسی در تمام حالات هنگام کاهش فرکانس تحریک موج در مدل‌های خطی و غیرخطی یکسان است. اما در هنگام افزایش فرکانس موج برخوردی، بیشینه دامنه پاسخ خطی از مدل غیرخطی بیشتر می‌باشد. این تفاوت در شدت موج برخوردی بالاتر افزایش می‌یابد. مقایسه نمودارهای ارائه شده در شکل ۵ نیز نشان می‌دهد که فرکانس تشدید پیش‌بینی شده توسط مدل خطی بیشتر از فرکانس تشدید به‌دست آمده از مدل غیرخطی می‌باشد. این امر به‌علت کاهش خمیدگی نمودار پاسخ فرکانسی با کاهش شدت موج برخوردی است.

اثر زاویه برخورد موج تابشی به پوسته استوانه‌ای متحرک در عمق سیال بر پاسخ فرکانسی آن در شکل۶ بررسی شده است. مطابق این شکل، با افزایش زاویه برخورد موج تابشی، خمیدگی منحنی پاسخ فرکانسی کاهش می‌یابد. در نتیجه رفتار سیستم به رفتار سیستم خطی نزدیک شده و فرکانس تشدید سیستم با دقت مناسبی توسط سیستم خطی تخمین زده می‌شود. همچنین،

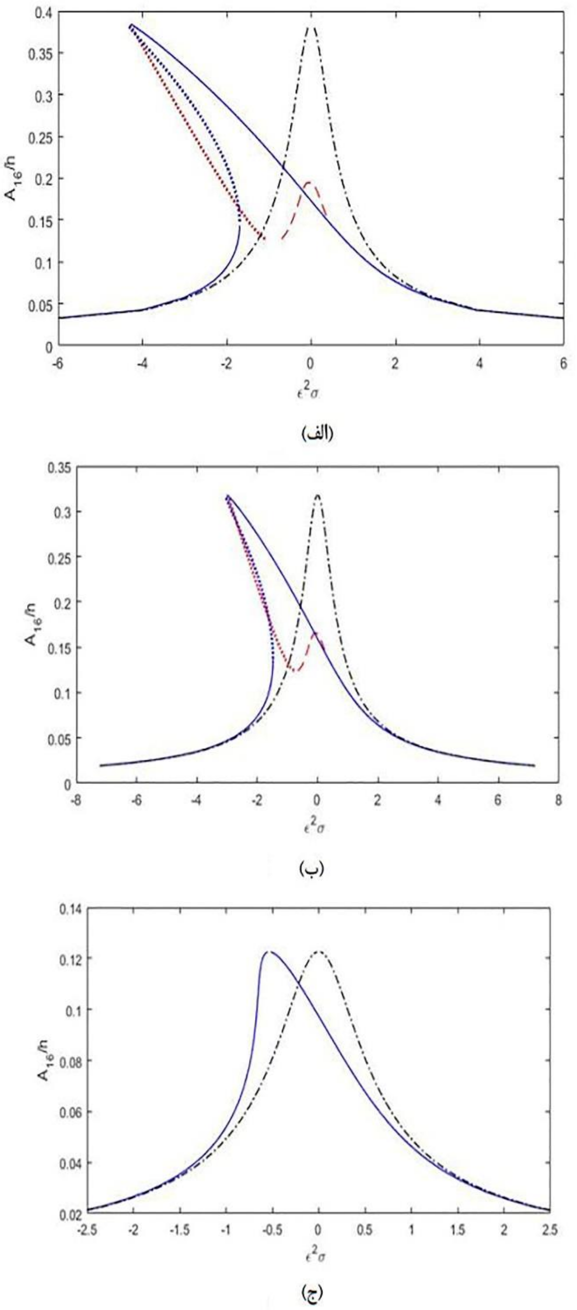


شکل۵. مقایسه پاسخ فرکانسی نرمالیزه شده A_{16} برای دو سیستم خطی و غیرخطی با تغییر شدت صوت برخوردی؛ ▬ ▪ ▬ پاسخ سیستم خطی، ▬ پاسخ پایدار و ▪▪▪ پاسخ ناپایدار سیستم غیرخطی تنها با لحاظ مودهای تحریک شده، ▬ ▬ پاسخ پایدار و ▪▪▪ پاسخ ناپایدار سیستم غیرخطی با درنظر گرفتن مودهای همراه؛ (الف) ۱۹۰، (ب) ۲۰۰، (ج) ۲۱۰



شکل۶. مقایسه پاسخ فرکانسی نرمالیزه شده A_{16} برای دو سیستم خطی و غیرخطی با تغییر زاویه موج برخوردی؛ ‒ ▪ ‒ پاسخ سیستم خطی، ▬ پاسخ پایدار و ▪▪▪ پاسخ ناپایدار سیستم غیرخطی تنها با لحاظ مودهای تحریک شده، ‒ ‒ پاسخ پایدار و ▪▪▪ پاسخ ناپایدار سیستم غیرخطی با درنظر گرفتن مودهای همراه ؛ (الف) ۳۵، (ب) ۴۵، (ج) ۵۵ درجه.

نتایج ارائه شده در شکل۶ نشان می‌دهد که با کاهش زاویه موج برخوردی، تحریک همزمان مودهای تحریک شده و همراه اتفاق می‌افتد. همان‌طور که مقایسه نمودارهای پاسخ فرکانسی ارائه شده در این شکل نشان می‌دهد. افزایش زاویه موج برخوردی به پوسته استوانه‌ای مغروق در عمق سیال، موجب کاهش شدید دامنه ارتعاشات آکوستیکی پوسته می‌گردد. مقایسه نتایج مدل غیرخطی و خطی در این حالت نیز نشان می‌دهد که دامنه بیشینه ارتعاشات پایای سیستم در حالت کاهش فرکانس موج برخوردی در هر دو مدل یکسان می‌باشد.



شکل۷. مقایسه پاسخ فرکانسی نرمالیزه شده A_{16} برای دو سیستم خطی و غیرخطی سیستم با تغییر سرعت محوری پوسته؛ ‒ ▪ ‒ پاسخ سیستم خطی، ▬ پاسخ پایدار و ▪▪▪ پاسخ ناپایدار سیستم غیرخطی تنها با لحاظ مودهای تحریک شده، ‒ ‒ پاسخ پایدار و ▪▪▪ پاسخ ناپایدار سیستم غیرخطی با درنظر گرفتن مودهای همراه ؛ (الف) صفر، (ب) ۱۰، (ج) ۲۰ متر بر ثانیه.

یکی دیگر از پارامترهای مؤثر بر ارتعاشات آکوستیکی پوسته استوانه‌ای مغروق، سرعت حرکت محوری آن در سیال می‌باشد. شکل۷، اثر سرعت حرکت پوسته را بر پاسخ فرکانسی ارتعاشات آن نشان می‌دهد. شبیه‌سازی در سه سرعت ۰، ۱۰ و ۲۰ متر بر ثانیه انجام شده و پاسخ فرکانسی سیستم در حالت $n = 6$ و $m = 1$ برای مدل‌های خطی و غیرخطی رسم شده است. نتایج شبیه‌سازی نشان می‌دهد که با افزایش سرعت محوری پوسته استوانه‌ای مغروق، دامنه پاسخ فرکانسی کاهش می‌یابد. این امر به این دلیل است که مطابق رابطه(۱)، با افزایش سرعت محوری پوسته، سفتی و میرایی سیستم افزایش می‌یابد.

افزایش سفتی و میرایی سیستم موجب کاهش دامنه ارتعاشات ناشی از تحریک صوتی می‌گردد. با کاهش دامنه ارتعاشات، رفتار سیستم به رفتار سیستم خطی نزدیک‌تر می‌شود. درنتیجه با افزایش سرعت محوری استوانه میزان خمیدگی نمودار کاهش یافته و در نتیجه پاسخ فرکانسی حاصل از دو مدل خطی و غیرخطی به‌هم نزدیک می‌شوند. در سرعت‌های پایین پوسته استوانه‌ای، پاسخ فرکانسی تحت تأثیر تحریک هر دو مود تحریک شده و همراه می‌باشد. این در حالی است که با افزایش سرعت محوری پوسته متحرک در عمق سیال، فقط مودهای تحریک شده بر پاسخ سیستم مؤثر می‌باشند.

۷. نتیجه‌گیری

بررسی ارتعاشات آکوستیکی پوسته‌های استوانه‌ای متحرک در سیال به‌دلیل کاربرد بسیار آن‌ها در سازه‌های دریایی مورد توجه پژوهشگران می‌باشد. در این مقاله، ارتعاشات آکوستیک یک پوسته استوانه‌ای متحرک در عمق سیال با استفاده از مدل غیرخطی برای ارتعاش پوسته بررسی گردید.

به‌همین منظور تئوری غیر خطی پوسته نازک دانل برای مدل‌سازی ارتعاشات پوسته در راستای شعاعی مورد استفاده قرار گرفته است که تحت تحریک موج تخت آکوستیکی قرار دارد. برای مدل‌سازی تأثیر متقابل سیال و سازه پوسته، سیال غیرقابل تراکم، غیر لزج و غیر چرخشی در نظر گرفته شده و با استفاده از رابطه برنولی برای سیال غیر پایدار، مقدار فشار وارد بر پوسته محاسبه شده است. معادله دیفرانسیل جزئی غیرخطی پوسته استوانه‌ای با استفاده از روش گالرکین به دستگاه معادلات دیفرانسیل مرتبه دوم معمولی غیرهمگن غیرخطی تبدیل و با بهره‌گیری از روش مقیاس‌های چندگانه پاسخ فرکانسی سیستم استخراج شده است. مقایسه پاسخ فرکانسی مدل غیرخطی ارائه شده در این مقاله با پاسخ فرکانسی مدل خطی‌سازی شده نشان می‌دهد که برای شدت بالا و زاویه کم صوت برخوردی به پوسته و همچنین، سرعت کم حرکت آن در عمق سیال، خطای مدل خطی در تعیین فرکانس تشدید و دامنه پاسخ پایای پوسته استوانه‌ای زیاد می‌باشد. برخلاف سرعت‌های بالای پوسته استوانه‌ای که در آن فقط مودهای تحریک شده بر پاسخ سیستم تأثیرگذارند، در سرعت‌های پایین آن، هم‌مودهای تحریک شده و هم‌مودهای همراه در پاسخ سیستم ظاهر می‌شوند.

References - منابع

1. Tang, D., Yao, X., Jin, Y. and Pang, F., 2016. Acoustic radiation from shear deformable ring-stiffened laminated composite cylindrical shell submerged in flowing fluid. *Appl. Ocean Res*, *61*, pp. 65-80. doi.org/10.1016/j.apor.2016.10.006

2. Guo, W., Li, T., Zhu, X., Miao, Y. and Zhang, G., 2017. Vibration and acoustic radiation of a finite cylindrical shell submerged at finite depth from the free surface. *J Sound Vib*, *393*, pp. 338-352. doi.org/10.1016/j.jsv.2017.01.003

3. Wang, X., Chen, D., Xiong, Y., Jiang, Q. and Zuo, Y. 2018. Experiment and modeling of vibro-acoustic response of a stiffened submerged cylindrical shell with force and acoustic excitation. *Results Phys*, *11*, pp. 315–324. doi.org/10.1016/j.rinp.2018.09.017

4. Jin, G., Mab, X., Wang. W. and Liu, Z., 2018. An energy-based formulation for vibro-acoustic analysis of submerged submarine hull structures. *Ocean Eng*, *164*, pp. 402-413. doi.org/10.1016/j.oceaneng.2018.06.057

5. Sua, J., Lei, Z., Qu, Y. and Hu, H., 2018. Effects of non-axisymmetric structures on vibro-acoustic signatures of a submerged vessel subject to propeller forces. *Appl. Acoust*, *133*, pp. 28-37. doi.org/10.1016/j.apacoust.2017.12.006

6. Xie, K., Chen, M., Zhang, L., Li., W. and Dong, W., 2019. A unified semi-analytic method for vibro-acoustic analysis of submerged shells of revolution. *Ocean Eng*, *189*, pp. 1-16. doi.org/10.1016/j.oceaneng.2019.106345

7. Zhao, K., Fan, J., Wang, B. and Tang, W., 2020. Analytical and experimental study of the vibro-acoustic behavior of a semi-submerged finite cylindrical shell. *J Sound Vib*, *482*, pp. 1-20. doi.org/10.1016/j.jsv.2020.115466

8. Pan, C., Sun, X. and Zhang, Y., 2020. Vibro-acoustic analysis of submerged ring-stiffened cylindrical shells based on a symplectic wave-based method. *Thin Wall Struct*, *150*, pp. 1-15. doi.org/10.1016/j.tws.2020.106698

9. Marsick, A., Sharma, GS., Eggler, D., Maxit, L., Meyer, V. and Kessissoglou, N., 2021. On the vibro-acoustic response of a cylindrical shell submerged near a free sea surface. *J Sound Vib*, *511*, pp. 1–15. doi.org/10.1016/j.jsv.2021.116359

10. Yang, H. and Seong, W., 2021. Acoustic radiation efficiency of a submerged periodic ring-stiffened cylindrical shell with finite vibration loading. *Appl. Acoust*, *171*, pp. 1-8. doi.org/10.1016/j.apacoust.2020.107664

11. Zhang, S., Li, T., Zhu, X., Yin, C. and Li, Q., 2022. Far field acoustic radiation and vibration analysis of combined shells submerged at finite depth from free surface. *Ocean Eng*, *252*, pp. 1–14. doi.org/10.1016/j.oceaneng.2022.111198

12. Jia, W., Chen, M., Xie, K. and Dong, W., 2022. Experimental and analytical investigations on vibro-acoustic characteristics of a submerged submarine hull coupled with multiple inner substructures. *Ocean*

Eng, *259*, pp. 1-20. doi.org/10.1016/j.oceaneng.2022.111960

13. Jia, W., Chen, M., Zhou, Z. and Xie, K., 2022. Effects of non-axisymmetric internal structures on vibro-acoustic characteristics of a submerged cylindrical shell using wavenumber analysis. *Thin Wall Struct*, *171*, pp. 883-899. doi.org/10.1016/j.tws.2021.108758
14. Gao, C., Zhang, H., Li, H., Pang, F. and Wang, H., 2022. Numerical and experimental investigation of vibro-acoustic characteristics of a submerged stiffened cylindrical shell excited by a mechanical force. *Ocean Eng*, *249*, pp. 112-128. doi.org/10.1016/j.oceaneng.2022.110913
15. Pan, C. and Zhang, Y., 2022. Coupled vibro-acoustic analysis of submerged double cylindrical shells with stringers, rings, and annular plates in a symplectic duality system. *Thin Wall Struct*, *171*, pp. 1–16. doi.org/10.1016/j.tws.2021.108671
16. Qu, Y., Zhang, W., Peng, Z. and Meng, G., 2019. Nonlinear structural and acoustic responses of three-dimensional elastic cylindrical shells with internal mass-spring systems. *Appl. Acoust*, *149*, pp.143-155. doi.org/10.1016/j.apacoust.2019.01.009
17. Qu, Y., Xie, F. and Meng, G., 2019. Nonlinear dynamic and acoustic analysis of orthogonally stiffened composite laminated cylindrical shells containing piecewise isolators. *J Sound Vib*, *456*, pp. 199–220. doi.org/10.1016/j.jsv.2019.05.023
18. Orafa, A.H., Jalili, M.M. and Fotuhi, A.R., 2021. Nonlinear vibro-acoustic behavior of cylindrical shell under primary resonances. *Int J Non Linear Mech*, *130*, pp. 1-21. doi.org/10.1016/j.ijnonlinmec.2021.103682
19. Orafa, A.H., Jalili, M.M. and Fotuhi, A.R., 2023. Nonlinear analysis of sound transmission loss through cylindrical shell considering companion modes. *Int Journal of Vibration and Control*, *130*, 1-21. https://doi.org/10.1177/10775463231203442
20. Zou, M.S., Jiang, L.W. and Tang, H.C., 2022. Computational method of underwater acoustic radiation from a spherical shell coupled with nonlinear systems. *J Sound Vib*, *533*, pp. 1–21. doi.org/10.1016/j.jsv.2022.117020
21. Amabili, M., Pellicano, F. and Paidoussis, M.P., 1998. Nonlinear vibrations of simply supported, circular cylindrical shells, coupled to quiescent fluid. *J Sound Vib*, *12*, pp. 883-918. doi.org/10.1006/jfls.1998.0173
22. Dowell, E.H. and Ventres, C.S., 1968. Modal equations for the nonlinear flexural vibrations of a cylindrical shell. *International Journal of Solids and Structures*, *4*, pp. 975–991. doi.org/10.1016/0020-7683(68)90017-6
23. Daneshjou, K., Talebitooti, R. and Tarkashvand, A., 2016. Analysis of sound transmission loss through thick-walled cylindrical shell using three-dimensional elasticity theory. *Int J Mech Sci*, *106*, pp. 286-296. doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2015.12.019
24. White, F. M., 2011. Fluid Mechanics, 7th Edn., McGraw- Hill, New York, USA.
25. Linge, S. and Langtangen, H.P., 2010. Programming for Computations – MATLAB/Octave, 1st Edn., Springer, Heidelberg, Germany.
26. Talebitooti, R., Gohari, H.D. and Zarastvand, M.R., 2017. Multi objective optimization of sound transmission across laminated composite cylindrical shell lined with porous core investigating non-dominated sorting genetic algorithm. *Aerosp. Sci. Technol*, *69*, pp. 269–280. doi.org/10.1016/j.ast.2017.06.008
27. Karagiozis, K.N., Amabili, M., Paidoussis, M.P. and Misra A.K., 2005. Nonlinear vibrations of fluid-filled clamped circular cylindrical shells. *Journal of Fluids and Structures*, *21*, pp. 579–595. doi.org/10.1016/j.jfluidstructs.2005.07.020
28. Oliazadeh, P., Farshidianfar, A. and Crocker, M.J., 2019. Study of sound transmission through single-and double-walled plates with absorbing material: Experimental and analytical investigation. *Applied Acoustics*, *145*, pp. 7-24. doi.org/10.1016/j.apacoust.2018.09.014

مهندسی مکانیک شریف، (پاییز ۱۴۰۳)
دوره ی ۴۰، شماره ی ۲، صص. ۹۷-۱۰۶، (پژوهشی)

Original Article

تحلیل عددی و تجربی رشد آسیب ناهمسانگرد و تغییر فاز مارتنزیتی ناشی از کرنش پلاستیک در دمای محیط

رضا برخورداری (دانشجوی دکتری)
دانشکده مهندسی مکانیک، واحد علوم و تحقیقات، دانشگاه آزاد اسلامی تهران
مهدی گنجیانی *(دانشیار)
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه تهران
شهرام اعتمادی حقیقی (استادیار)
دانشکده مهندسی مکانیک، واحد علوم و تحقیقات، دانشگاه آزاد اسلامی تهران

در این پژوهش به رشد آسیب ناهمسانگرد و تغییر فاز مارتنزیت، برای فولاد ۳۱۶ در دمای محیط پرداخته شده است. آزمون‌های کشش و پیچش بر روی قطعات انجام گرفته و تحت آزمون پراش پرتو ایکس، فازهای موجود در قطعه و کسر حجمی مارتنزیت تعیین شده است. مدل عددی با اجرای کد یومت در نرم‌افزار آباکوس پیاده شده است. در این تحقیق به صورت تجربی فرآیند رشد آسیب، و تبدیل فار را برای فولاد ۳۱۶ بررسی شده‌است. نوآوری این مدل، ترکیب همزمان رشد آسیب ناهمسانگرد و تبدیل فاز آستنیت به مارتنزیت در دمای محیط بوده‌است. مدل آسیبی که در این مقاله استفاده شده، مدل لومتر بوده و برای بدست آوردن آسیب در ابعاد مختلف از آزمون‌های تجربی شامل آزمون پیچش و کشش استفاده شده‌است. این آزمون‌ها به صورت بارگذاری و باربرداری بوده است. نمونه‌ها تحت آزمون پراش پرتو ایکس قرار گرفته تا به‌کمک آن مقدار فاز مارتنزیت در ماده مشخص گردد. در نهایت با مقایسه شبیه‌سازی عددی با نتایج تجربی برای فولاد ۳۱۶، مدل کالیبره شده‌است.

واژگان کلیدی: آسیب ناهمسانگرد، آزمون پراش پرتوی ایکس، تبدیل فاز، شبیه‌سازی عددی.

reza.barkhordary@srbiau.ac.ir
ganjiani@ut.ac.ir
setemadi@srbiau.ac.ir

۱. مقدمه

پیش‌بینی آسیب فلزات در بسیاری از کاربردهای صنعتی به‌طور قابل توجهی افزایش یافته‌است. رشد حفره‌ها باعث تضعیف خواص مکانیکی فلزات شده و به این آسیب اطلاق می‌شود. این موضوع از سه دیدگاه میکروسکوپیک، ماکروسکوپیک و مزوسکوپیک مورد بررسی قرار گرفته‌است. در دیدگاه میکروسکوپیک، رشد میکروحفره‌ها و میکروترک‌ها منجر به شکست پیوندهای اتمی می‌شود. در دیدگاه ماکروسکوپ، گسترش ترک‌هایی که از پیوستن میکروحفره‌ها بوجود آمده‌اند، مورد توجه قرار می‌گیرد. بین این دو فرایند، یک فرایند مزوسکوپیک وجود دارد که در آن رشد و همبستگی حفره‌های میکروسکوپی منجر به آغاز ترک ماکروسکوپیک شده‌است[۱].

فولادهای رده‌ی ۳۰۰ به فولادهای آستنیتی معروف هستند. این گروه از فولادها در نتیجه تبدیل فاز از آستنیت به مارتنزیت به‌وجود می‌آیند. تبدیل فاز مارتنزیت باعث ارتقاء و دگرگونی بسیاری از خواص ماده می‌شود و رفتار همگن آن را به رفتاری غیرهمگن تبدیل می‌کند[۲]. تبدیل فاز را می‌توان به‌عنوان تغییر در ساختار میکروسکوپی اتم‌ها یا مولکول‌ها تعریف کرد که عموما ناشی از دما، کرنش یا میدان مغناطیسی است. اثر کرنش در مقایسه با دما و میدان مغناطیسی بسیار بیشتر بوده و موجب افزایش سختی ماده می‌شود. به واسطه این تبدیل فاز، ساختار آستنیتی به مارتنزیت تبدیل شده و تغییرات قابل توجهی در خواص مکانیکی فولاد آستنیتی ایجاد می‌گردد [۳]. برای بررسی رفتار پلاستیک فولادها در دمای محیط، تغییرات میکروسکوپی به‌دقت مورد مطالعه قرار گرفته‌است.

تاکنون مدل‌های زیادی برای پیش‌بینی رفتار فولادها ارائه شده‌است. در این مدل‌ها سعی شده تا هریک از پدیده‌های تغییر فاز و رشد آسیب را به صورت مجزا مدل شوند. در سال ۲۰۰۲ اولین مدل تبدیل فاز توسط گاریون و اسکوزن [۴] ارائه گردید. در این مدل رابطه‌ی تبدیل فاز اولسن و کوهن [۵]، استفاده شده‌بود و مدل سخت‌شوندگی ماده بر اساس روش موری-تاناکا [۶] استفاده شده‌است.و پارامترهای مدل بر اساس نتایج تجربی ایواموتو و همکاران [۷] تعیین شده‌است.

*نویسنده مسئول

تاریخ دریافت:۱۴۰۳/۰۶/۱۹، تاریخ اصلاحیه: ۱۴۰۳/۰۷/۳۰، تاریخ پذیرش: ۱۴۰۳/۰۸/۰۲.

استناد به این مقاله:
برخورداری، رضا، گنجیانی، مهدی، و اعتمادی حقیقی، شهرام، ۱۴۰۳. تحلیل عددی و تجربی رشد آسیب ناهمسانگرد و تغییر فاز مارتنزیتی ناشی از کرنش پلاستیک در دمای محیط، مهندسی مکانیک شریف، ۴۰(۲)، صص ۹۷-۱۰۶ DOI: 10.24200/j40.2024.65124.1720

در سال ۲۰۰۳ گاریون و اسکوزن [۸] مدل ساختاری پیشین خود را ارتقا دادند و برای آسیب از مدل آسیب لومتر استفاده می‌کنند. آسیب این مدل به صورت آسیب تانسوری بوده و با استفاده از مفهوم تنش موثر در معادلات ساختاری وارد می‌شوند.

اگنرواسکوزن [۹] درسال ۲۰۱۰ اصلاحاتی درمدل آسیب به کار گرفته شده در مدل گاریون و اسکوزن [۸] انجام دادند. آن‌ها روابط مربوط به رشد پارامترهای آسیب را اصلاح کرده و همچنین اثر سخت‌شوندگی همسانگرد را نیز اضافه کردند.

اورتوین و همکاران [۱۰] در سال ۲۰۱۴ از مدل تبدیل فاز گاریون و اسکوزن [۴] برای پیچش میله استفاده کردند. در این مطالعه، مدل سه بعدی در مساله‌ی پیچش یک‌بعدی اعمال شد. همچنین با فرض‌های ساده‌کننده یک رابطه تحلیلی برای تنش-کرنش و کوپل-زاویه‌ی پیچش ارائه شده‌است. اما مهم‌ترین بخش این مطالعه انجام آزمایش‌های متعددی شامل آزمون پیچش در دماهای ۷۷ و ۲۹۳ کلوین، اندازه‌گیری میکروسختی، مشاهده میکروساختار و اندازه‌گیری محتوی مارتنزیت در سطح مقطع میله است. همه‌ی پارامترهای مدل با استفاده از نتایج آزمایش کالیبره شده و سپس نتایج نظری و تجربی با هم مقایسه شده‌است.

در سال ۲۰۱۶ اورتون و همکاران [۱۱] مدل آسیب لومتر [۱۲] را همراه با مدل تبدیل فاز گاریون-اسکوزن [۴] به‌کار گرفته و توسعه آسیب را بررسی کردند. در این مطالعه جزئیات استخراج روابط نشان داده شده و آزمایش‌های بسیاری نیز برای تعیین پارامترها و تعیین محتوی مارتنزیت انجام گرفته‌است. توسعه‌ی آسیب و نیز اثر مارتنزیت بر افزایش سخت‌شوندگی نیز به صورت کیفی بررسی و تحلیل شده‌است. همچنین یک حل تحلیلی یک بعدی ارائه گردیده‌است که تا حدود زیادی با نتایج مدل سه بعدی تطابق دارد.

در سال ۲۰۱۷، اگنر و ریس [۱۳] فرض برابری انرژی را که پیشتر در مورد ماده‌ی آسیب دیده به‌کار گرفته شده‌بود به سایر پدیده‌های اتلافی (نظیر تبدیل فاز) تعمیم دادند. همچنین به‌عنوان یک مثال، مدل ساختاری ترکیب تبدیل فاز کرنش-محرک و آسیب را بر این اساس توسعه دادند. پتانسیل و معادلات حالت در این مدل ساختاری، مشابه مدل اگنر و همکاران است. اما در تابع پتانسیل اتلاف و رشد متغیرهای حالت، پتانسیل اتلاف پلاستیک به صورت سطح اتلاف فون میزز به علاوه‌ی جملات اضافی مربوط به بازیابی دینامیکی همسانگرد وسینماتیک [۱۳]، پتانسیل اتلاف آسیب نرم به صورت مدل سانومی [۱۴] پتانسیل اتلاف آسیب ترد از نوع پیشنهادی ابوالروب و وویاجیس [۱۵] در نظر گرفته شده‌است. در این مدل نیز قانون جریان با یک ضریب پلاستیسته اعمال شده‌است.

در سال ۲۰۲۱، همایونفرد و گنجیانی [۱۶] مدل ترکیبی تبدیل فاز وآسیب را ارائه دادند. در این مدل رفتار پلاستیک فولاد ۳۰۴ را در دمای منفی صفر درجه مورد بررسی قرار دادند. نتایج نشان می‌دهد که آسیب در مراحل اولیه تبدیل فاز با سرعت قابل توجه‌ی آغاز می‌شود، اما در سطوح بالاتر تبدیل فاز و سرعت رشد آسیب تا شکستگی کاهش می‌یابد. مدل ارائه شده به‌درستی رفتار آسیب مشاهده شده را پیش بینی می‌کند. این مدل بر اساس مبنای نظری که در آن تغییر بزرگ در رفتار مواد در طول تبدیل را می‌توان به‌عنوان یک ماده در حال تجدید پیوسته با ضرایب مواد متغیر وابسته به کسر حجمی مارتنزیت انجام گردید، و می‌توان به سایر مطالعات و مدل‌های دیگر در دماهای برودتی اشاره نمود از جمله [۱۷]، [۱۸]، [۱۹].

در سال ۲۰۲۱، ترینه و ایواموتو [۲۰] برای فولادهای TRIP مدل تبدیل فاز و آسیب را ارائه دادند. در این مدل کرنش‌های پلاستیکی تحت تاثیر قرارگیری کریستال می‌باشند. علاوه بر این،اندازه سلول‌ها در مقدار تبدیل فاز تاثیر می‌گذارد.

از جمله مدل‌های سازنده‌ی یک بعدی، که رفتار سخت شدن مواد را در آزمایش کشش ساده به‌عنوان تابعی از کرنش پلاستیک و کسر حجمی مارتنزیت بیان می‌کند شامل [۲۱]، [۲۲]، [۲۳]، [۲۴].

در این پژوهش، مدل ترکیبی آسیب-پلاستیک و تبدیل فازآستنیت به مارتنزیت برای فولاد۳۱۶ معرفی شده‌است. از مدل تبدیل فاز یک بعدی شین و همکاران [۲۵] استفاده شده‌است و آسیب به صورت ناهمسانگرد تعیین می‌گردد. بر همین اساس، با استفاده از تغییرات مدول الاستیسیته و مدول برشی آسیب ناهمسانگرد بدست آمده‌است. این روش یکی از راه‌های محاسبه رشد آسیب به شمار می‌رود و از سایر روش‌ها مانند هدایت الکتریکی، انتشار امواج صوتی، چگالی، سختی و الاستیسیته نیز می‌توان استفاده کرد [۲۶] برای محاسبه نتایج آزمایشگاهی، نمونه‌های دمبلی تحت آزمون‌های کشش و پیچش قرار گرفته و بارگذاری و باربرداری می‌شوند تا میزان مدول الاستیسیته و مدول برشی موثر در هر مرحله مشخص گردد. پس از آن، میزان تبدیل فاز و کسر حجمی مارتنزیت نمونه‌ها با استفاده از دستگاه پراش پرتوی X، محاسبه می‌شود تا ضمن بررسی کمی میزان آسیب و کسر حجمی فاز مارتنزیت، تاثیر این دو پارامتر بر یکدیگر مشخص گردد.

۲. معادلات حاکم و مدل‌سازی عددی

در این بخش معادلات حاکم بر رفتار فولادهای آستنیتی که تحت تبدیل فاز قرار می‌گیرند، ارائه شده‌است. به این منظور، دو مدل عددی برای توصیف آسیب پلاستیک و تبدیل فاز مارتنزیت مورد استفاده قرار گرفته‌اند که با ترکیب آن‌ها شبیه‌سازی عددی رفتار فولاد آستنیتی مورد پژوهش تکمیل می‌شود. برای این شبیه‌سازی، از مدل خطی لومتر [۱۲] برای آسیب ناهمسانگرد و از مدل شین و همکاران برای توصیف تبدیل فاز مارتنزیتی [۲۵]استفاده شده‌است. همچنین مدل همایونفرد و همکاران [۱۶] به‌منظور توصیف رفتار سخت‌شوندگی ماده بکار رفته‌است.

۲.۱. مدل‌سازی آسیب

معادلات حاکم بر رفتار فولادهای آستنیتی تحت تبدیل فاز، به‌منظور مدل‌سازی رفتار تجربی ارائه شده‌اند. دو نوع مدل عددی برای توصیف آسیب پلاستیک و تبدیل فاز مارتنزیت مورد استفاده قرار گرفته که با ترکیب آن‌ها، شبیه‌سازی عددی مورد بررسی قرار گرفته‌است. تنش موثر مفهومی مهم در مکانیک آسیب می‌باشد که اساس مدل‌های همسانگرد و ناهمسانگرد در مکانیک آسیب پیوسته را تشکیل می‌دهد. با توجه به اینکه آسیب می‌تواند به‌عنوان یک متغیر حالت ماکروسکوپی، بدون توجه به ویژگی‌های رشد آسیب میکروسکوپی بررسی شود، معادلات سازنده در چارچوب مکانیک آسیب پیوسته به صورت زیر بیان می‌گردند.

$$\bar{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbb{M}(\mathbf{D}) : \boldsymbol{\sigma} \qquad (۱)$$

$$\mathbb{M}(\mathbf{D})=\begin{bmatrix} \frac{1}{1\text{-}D_1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{1\text{-}D_2} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{1\text{-}D_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{\sqrt{(1-D_2)(1-D_3)}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{\sqrt{(1-D_3)(1-D_1)}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{\sqrt{(1-D_1)(1-D_2)}} \end{bmatrix} \qquad (۲)$$

که $\mathbb{M}(\mathbf{D})$ تانسور مرتبه چهارم آسیب موثر بوده و $\mathbf{D}$ تانسور مرتبه دوم آسیب می‌باشد. با استفاده از تانسور آسیب و فرضیه برابری انرژی، قانون هوک به صورت زیر بازنویسی شده‌است:

$$\boldsymbol{\sigma}=\mathbb{M}^T(\mathbf{D}):\mathbb{C}_e:\mathbb{M}(\mathbf{D}):\boldsymbol{\varepsilon}_e \qquad (۳)$$

$\mathbb{C}_e$ تانسور الاستیک برای مواد آسیب دیده و $\bar{\mathbb{C}}_e$ تانسور الاستیک مواد آسیب ندیده بوده و به صورت زیر تعریف می‌گردد:

$$\mathbb{C}_e=2\mu\mathbb{I}+\lambda\mathbf{I}\otimes\mathbf{I} \qquad (۴)$$

$$\bar{\mathbb{C}}_e=\mathbb{M}^T(\mathbf{D}):\mathbb{C}_e:\mathbb{M}(\mathbf{D}) \qquad (۵)$$

تنش تسلیم موثر σ_{eq} حاصل جمع تنش تسلیم اولیه σ_0 و متغیر سخت‌شوندگی $R(\varepsilon^p,\xi)$ است. مقدار سخت‌شوندگی $R(\varepsilon^p,\xi)$ مطابق رابطه زیر تعیین می‌گردد:

$$F^p(\boldsymbol{\sigma},R,\xi)=\sigma^{eq}-R(\varepsilon^p) \qquad (۶)$$

$$R(\varepsilon^p,\xi)=\sigma_0+(K_0+K_1\xi)\left(\varepsilon^p\right)^n \qquad (۷)$$

پارامترهای K_1 و K_0 ضریب سخت‌شوندگی و n توان سخت‌شوندگی ماده می‌باشد و تنش موثر به صورت زیر نوشته شده‌است:

$$\sigma^{eq}=\left(\frac{1}{2}\boldsymbol{\sigma}^T:\bar{\mathbb{H}}:\boldsymbol{\sigma}\right)^{\frac{1}{2}} \qquad (۸)$$

مقدار $\bar{\mathbb{H}}$ برای مواد اورتروپیک مطابق مقاله گنجیانی [۲۷] تعیین می‌گردد. با استفاده از فرضیه همایونفرد و همکاران [۱۶] در خصوص ارتباط پارامتر آسیب تبدیل فاز، آسیب به صورت زیر بازنویسی شده:

$$\dot{\mathbf{D}}=\left\{\frac{Y^{eq}}{S(\xi)}\right\}^s\left|\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p\right| \qquad (۹)$$

در فرمول (۹) $|\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p|$ مقدار ویژه تانسور کرنش بوده و Y^{eq} اندازه بردار نرخ آزاد سازی انرژی آسیب بوده و به صورت زیر بیان می‌گردد:

$$Y^{eq}=\sqrt{Y_1^2+Y_2^2+Y_3^2} \qquad (۱۰)$$

$$\mathbf{Y}=-\frac{1}{2}\boldsymbol{\sigma}^T:\mathbb{M}^T:\mathbb{C}_e^{-1}:\frac{\partial\mathbb{M}}{\partial\mathbf{D}}:\boldsymbol{\sigma} \qquad (۱۱)$$

و مقدار $S(\xi)$ برابر است با:

$$S(\xi)=\frac{S_0}{(1-\xi)^m} \qquad (۱۲)$$

که در رابطه (۹)، S_0 ضریب اولیه مواد کاملا آستنیتی بوده و m اثر تبدیل فاز برتکامل رشد آسیب است.

۲.۲. مدل‌سازی تغییر فاز مارتنزیتی

فولادهای ردهٔ ۳۰۰ در دمای اتاق در فاز γ آستنیت قرار دارند و این فاز می‌تواند در اثر کرنش به فازهای α' فریت تتراگونال تبدیل شود [۲۸]. این فاز تا کرنش‌های حدود ۷ تا ۱۵ درصد تشکیل می‌شود و در ادامه نسبت حجمی آن کاهش می‌یابد [۲۹]. رفتار تغییر فاز $\gamma\rightarrow\alpha'$ توسط اولسن و کوهن [۵] توضیح داده شده و رشد مقدار مارتنزیت ξ بر حسب کرنش پلاستیک در شکل ۱ مشخص شده‌است. رابطه رشد کسر حجمی مارتنزیت بر حسب کرنش پلاستیک با استفاده از رابطه شین و همکاران [۲۵] به صورت زیر تعریف می‌شود:

$$\xi=\xi_L\left[1-\exp\left\{-\beta(\varepsilon^p-\varepsilon_\xi)^\alpha\right\}\right] \qquad (۱۳)$$

که در آن ξ_L سطح اشباع مارتنزیت، ε_ξ کرنش آغاز تبدیل فاز، β و α ضرایب ثابت ماده بوده‌است.

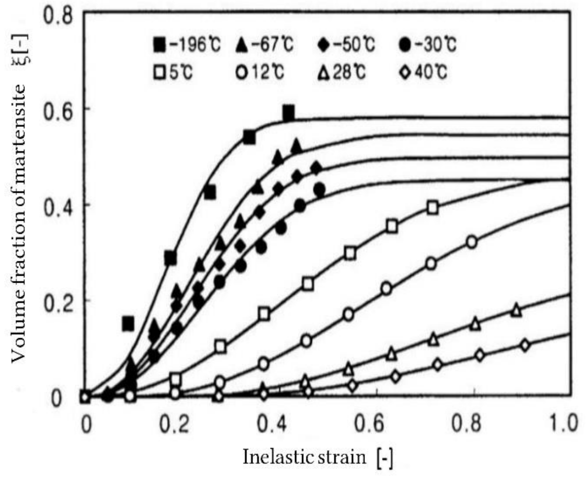
۳.۲. نرخ تنش همگرد[۱]

مدل‌های متعددی برای تحلیل تغییرشکل‌های بزرگ ارائه شده‌است. برای اجتناب از اثرات ناخواسته دوران‌های صلب، معادلات مشخصه باید همگرد باشند. در مکانیک جامدات، نرخ‌های همگرد متنوعی مورد استفاده قرار می‌گیرد، که می‌توان به نرخ‌های جاومن[۲]، گرین-نقدی[۳]، زارمبا[۴] و اویلری[۵] اشاره کرد. در معادله (۱۴)، نرخ همگرایی تانسور $\hat{\mathbf{T}}$ نشان دهنده مشتق مادی تانسور $\mathbf{T}$ از دیدگاه ناظری است که خود با چرخش مادی $\boldsymbol{\Lambda}$ در حال دوران است.

$$\hat{\mathbf{T}}=\dot{\mathbf{T}}+\mathbf{T}\boldsymbol{\Lambda}-\boldsymbol{\Lambda}\mathbf{T} \qquad (۱۴)$$

می‌توان گروهی از چرخش‌ها را با $\mathbf{Q}$ به صورت زیر تعریف کرد:

$$\dot{\mathbf{Q}}=\boldsymbol{\Lambda}\mathbf{Q}\ ,\ \mathbf{Q}_{(t=0)}=\mathbf{I} \qquad (۱۵)$$



شکل۱. رشد مقدار مارتنزیت (ξ) بر حسب کرنش پلاستیک [۲۵].

۱ Corotational rate
۲ Jaumann
۳ Green-Naghdi
۴ Zaremba
۵ Eulerian

که در آن $\mathbf{Q}$ غالبا یک تانسور متعامد بوده و انتخاب‌های $\mathbf{\Lambda}$ شامل تانسور پیچش $\mathbf{W}$ یا تانسور سرعت زاویه‌ایی $\mathbf{\Omega}$ است.

$$\boldsymbol{\sigma}_Q = \mathbf{Q}^T \boldsymbol{\sigma} \mathbf{Q}\ ,\ \mathbf{d}_Q = \mathbf{Q}^T \mathbf{d} \mathbf{Q} \qquad (۱۶)$$

می‌توان نشان داد که مشتق زمانی تانسور تنش کوشی[۱] به صورت زیر تعریف می‌شود:

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}}_Q = \mathbf{Q}^T \left(\dot{\boldsymbol{\sigma}} + \boldsymbol{\sigma}\mathbf{\Lambda} - \mathbf{\Lambda}\boldsymbol{\sigma}\right)\mathbf{Q} = \mathbf{Q}^T \hat{\boldsymbol{\sigma}} \mathbf{Q} \qquad (۱۷)$$

اگر $\mathbf{\Lambda} = \mathbf{W}$ باشد، به نرخ تنش همگرد جاومن تبدیل می‌شود و اگر $\mathbf{\Lambda} = \mathbf{\Omega}$ باشد، به نرخ تنش گرین-نقدی تبدیل می‌گردد. معادله (۱۷) نشان می‌دهد که نرخ تنش را می‌توان به صورت مشتق تنش چرخشی محاسبه کرد. با استفاده از این ایده، معادلات به صورت چرخشی تعریف می‌شوند. در این توصیف، شکل معادلات با همتای آن‌ها در مقیاس کرنش‌های کوچک یکسان است، با این تفاوت که همه تانسورها توسط تانسور $\mathbf{Q}$ چرخانده شده‌اند. در این مقاله، از نرخ تنش جاومن استفاده شده‌است..

۳. روند آزمون‌ها

ماده مورد استفاده در این پژوهش، فولاد آستنیتی نوع ۳۱۶ است. فولادهای ضد زنگ آستنیتی اساسا آلیاژهای سه‌تایی Fe-Cr-Ni با کروم ۲۰-۱۶٪ و ۲۰-۷٪ نیکل بوده‌است. از آنجا که ساختار این فولادها در تمام گستره‌ی دمایی عملیات حرارتی، آستنیت (آهن γ) باقی می‌ماند، به آن‌ها فولادهای زنگ نزن آستنیتی می‌گویند. فولادهای ۳۱۶ در دمای محیط معمولاً به صورت کاملاً آستنیتی (γ) هستند و خاصیت مغناطیسی ندارند. برای انجام آزمون‌های تجربی، لازم است که قطعه آزمون در حالت کاملاً آستنیتی باشد. برای اطمینان از این موضوع، آزمون متالوگرافی بر روی قطعه انجام شده تا ساختار ماده به صورت قطعی تعیین گردد. بدین منظور، قطعه تحت آزمون متالوگرافی قرار گرفته و با توجه به استاندارد مرجع ASME۱۴-۱۰۸۶، مشخص شد که کاملاً در فاز آستنیتی قرار دارد. همچنین، آزمون تعیین ترکیب شیمیایی به‌روش اسپکترومتری انجام شده و تمامی آزمون‌ها در دمای ۲۲ درجه سلسیوس و رطوبت ۳۰ ٪ انجام گردیده‌است. نتایج آنالیز شیمیایی در جدول ۱ مشخص شده‌است.

۱.۳. آنالیز تجربی

با استفاده از معادله (۳) نشان داده شده:

$$\varepsilon_{11} = \frac{1}{(1-D_1)^2 E_0}\left[\sigma_{11} - \upsilon(\sigma_{22} + \sigma_{33})\right] \qquad (۱۸)$$

$$E = (1-D_1)^2 E_0 \Rightarrow D_1 = 1 - \left(\frac{E}{E_0}\right)^{\frac{1}{2}} \qquad (۱۹)$$

همچنین، برای اجزای برش به صورت زیر مشخص می‌گردد:

جدول۱. ترکیب شیمیایی نمونه فولاد آستنیت ۳۱۶.

Si	C	Si	Mn	P	Ti	S	Cr	Ni	Mo	Ti
۰/۴۸	۰/۰۵۱	۰/۴۸	۱/۷۱	۰/۰۳	۰/۰۱۱	۰/۰۲۶	۱۸/۴	۱۱	۰/۴۲۱	۰/۰۰۷

$$\gamma_{12} = \frac{\sigma_{12}}{G} = \frac{\sigma_{12}}{G_0(1-D_1)(1-D_2)} \Rightarrow \frac{G}{G_0} = (1-D_1)(1-D_2) \qquad (۲۰)$$

با استفاده از معادله (۱۹) آسیب در بعد دوم به صورت زیر مشخص شده‌است:

$$D_2 = 1 - \left(\frac{E_0}{E}\right)^{\frac{1}{2}}\left(\frac{G}{G_0}\right) \qquad (۲۱)$$

پارامترهای آسیب به صورت زیر بیان می‌شوند:

$$D_1 = 1 - \left(\frac{E}{E_0}\right)^{\frac{1}{2}}$$
$$D_2 = 1 - \frac{G}{G_0}\left(\frac{E_0}{E}\right)^{\frac{1}{2}} \qquad (۲۲)$$
$$D_3 = D_2$$

۲.۳. مشخصات قطعه‌ی نمونه

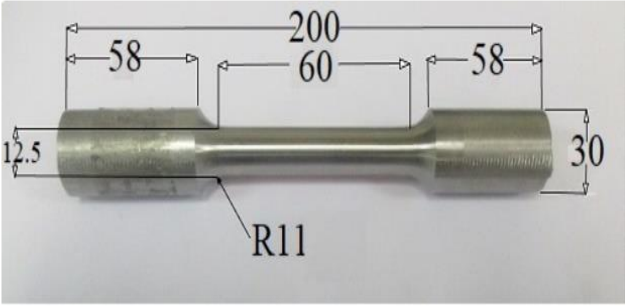
برای انتخاب ابعاد نمونه از استاندارد E8M-۰۹ استفاده شده‌است [۳۰]. در این استاندارد ابعاد و شکل نمونه مورد آزمون پیشنهاد شده و نمونه به صورت شکل ۲ آماده شده‌است.

۳.۳. مشخصات دستگاه کشش

دستگاهی که در این پژوهش استفاده شده، SANTAM – 25 Ton است. این دستگاه می‌تواند نیروی کشش عمومی به‌همراه اکستنسیومتر تا میزان ۲۵ کیلو نیوتن به قطعه وارد کند. عملکرد این دستگاه به صورت سروالکتریکال بوده و کنترل بار با استفاده از بازخورد لودسل و جابجایی دقیق فک‌ها انجام می‌شود. با به‌کارگیری موتور و درایور سروو به‌عنوان محرک، دقت کنترل افزایش یافته و آزمون در بازه گستره‌ای از سرعت (mm/min ۰/۰۰۳ - ۰/۰۰۱) با دقت بالا انجام می‌گردد. این دستگاه در شکل۳ نمایش داده شده‌است.

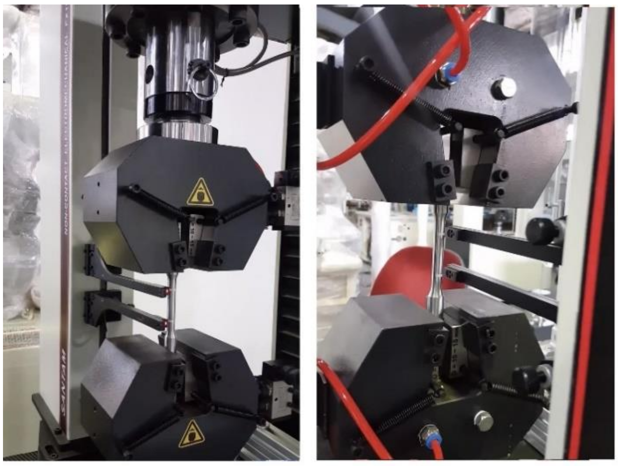
۴.۳. نتایج آزمون کشش

هدف از این آزمون، به‌دست آوردن منحنی تنش-کرنش است که حاوی اطلاعاتی درباره تغییر شکل الاستیک-پلاستیک و خواص آسیب ماده می‌باشد. نمودار نیرو برحسب کرنش برای جابجایی‌های ۳، ۴، ۶، ۸ و ۱۲ ترسیم شده و در انتها، به‌منظور مح اسبه پارامتر آسیب باربرداری برای هر یک از آن‌ها انجام گرفته‌است. نتایج به دست آمده از این آزمایش‌ها در نمودارهای شکل ۴ گزارش شده‌است. در این شکل مقادیر مدول الاستیسیته در هر کرنش با استفاده از

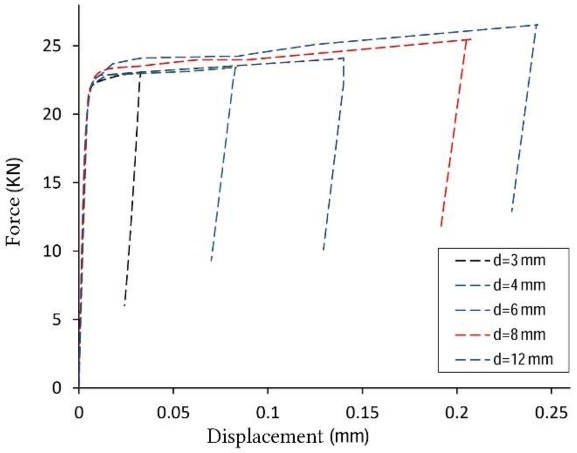


شکل ۲ . نمونه‌ی استاندارد آزمون کشش و پیچش (ابعاد به میلیمتر).

[۱] Cauchy stress tensor



شکل۳. دستگاه آزمون کشش مدل SANTAM-STM-250..



شکل۴. نمودار تنش برحسب کرنش آزمون کشش برای فولاد ۳۱۶، نمونه ها در کرنش های خاصی قبل از شکست باربرداری شده‌است.

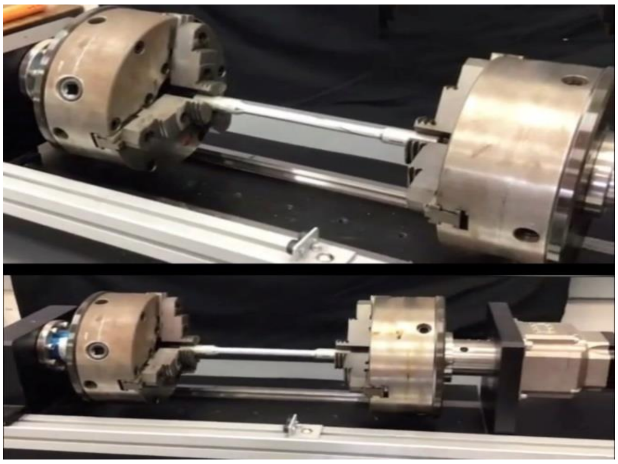
شیب نمودار باربرداری به‌دست آمده‌است. این مقدار در واقع برابر مدول الاستیسیته ماده در حالت وجود آسیب $E(D)$ بوده و با داشتن مقدار مدول الاستیسیته اولیه (آسیب ندیده) E_0، پارامتر آسیب D_1 از رابطه (۲۲) محاسبه شده‌است.

۵.۳. مشخصات دستگاه پیچش

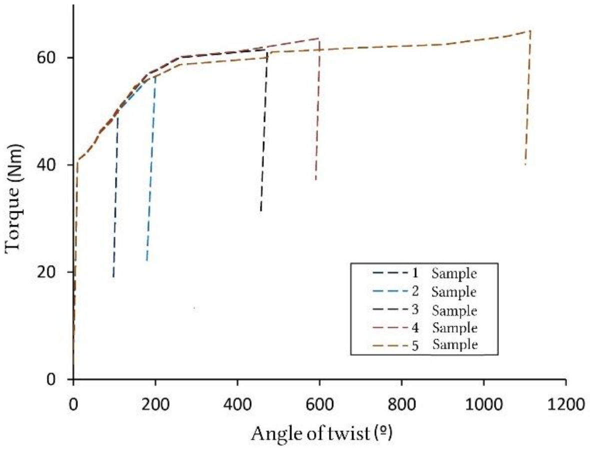
دستگاه پیچش مطابق شکل ۵ برای مطالعه رفتار پلاستیکی مواد مورد استفاده قرار گرفته‌است. این دستگاه که توسط شرکت بارسنج ساخته شده، دارای حداکثر ظرفیت گشتاور ۳۰۰ نیوتن متر و سرعت زاویه ای قابل تنظیم تا ۳۰۰ دور در دقیقه است. گشتاور و حرکت زاویه‌ای را به‌ترتیب با دقت ۰.۰۱ نیوتن متر و ± ۰.۰۰۱ درجه اندازه گیری می‌کند. این دستگاه بر روی یک ساختار قابل تنظیم نصب شده تا طول‌های مختلف نمونه را در خود جای دهد. گشتاور با استفاده از یک کرنش سنج روی شفت چرخان اندازه‌گیری شده و زاویه پیچش ثبت می‌شود. در نهایت، نرم‌افزار دستگاه داده‌ها را جمع‌آوری و تجزیه و تحلیل می‌کند.

۶.۳. نتایج آزمون پیچش

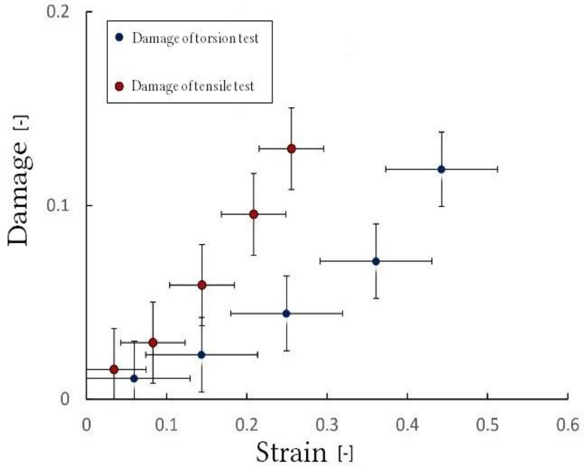
پنج نمونه تحت آزمایش‌های پیچشی قرار گرفتند که هر نمونه به مقدار بارگذاری شده و زاویه پیچش مربوطه ثبت گردید. پس از تخلیه، زاویه پیچش باقیمانده اندازه‌گیری و داده‌های گشتاور در مقابل زاویه پیچش در طول



شکل۵. دستگاه آزمون پیچش مدلN-300.



شکل۶ . نمودار پیچش برحسب زاویه پیچش، آزمون پیچش برای فولاد ۳۱۶، نمونه‌ها در کرنش‌های خاصی قبل از شکست باربرداری شده‌است.



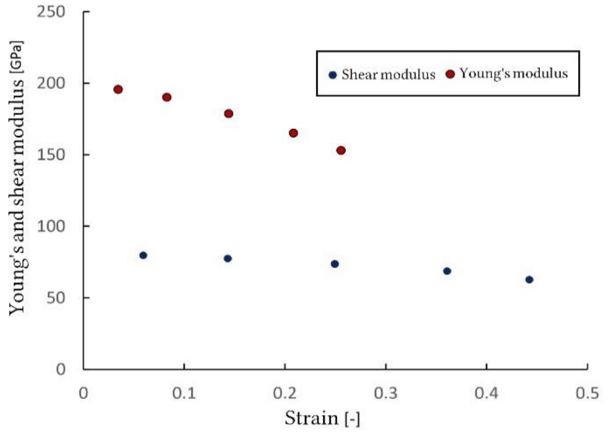
شکل۷. تغییرات آسیب برحسب کرنش پلاستیک در آزمون‌های کشش و پیچش برای فولاد ۳۱۶، در دمای اتاق.

آزمایش جمع‌آوری شد. این روش امکان اندازه‌گیری زاویه پیچش باقیمانده در هر نقطه و محاسبه مدول برشی در حین تخلیه را فراهم می‌کندپارامتر آسیب D_2 از رابطه (۲۲) به‌دست آمده‌است. نتایج به‌دست آمده از این آزمایش‌ها در نمودار شکل ۶ گزارش شده‌است. در نهایت، نمودار آسیب بر حسب کرنش پلاستیک مطابق شکل ۷ و تغییرات مدول الاستیسیته و تغییرات مدول برشی

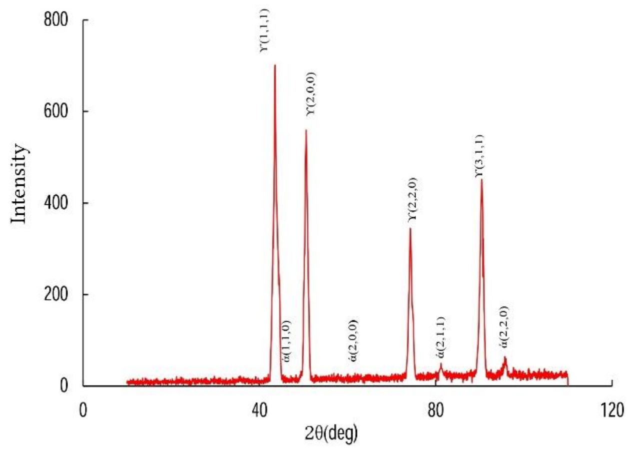
نسبت به کرنش مطابق شکل ۸ به‌دست آمده و برای اطمینان از صحت نتایج تجربی، هر آزمون سه مرتبه انجام شده‌است. دامنه خطای نتایج نیز در شکل ۷ به تصویر کشیده شده‌است.

۷.۳.آزمون پراش پرتو ایکس(XRD)

پراش اشعه ایکس، تکنیکی قدیمی و پرکاربرد در بررسی خصوصیات کریستال‌ها است. در این روش، از پراش اشعه ایکس توسط نمونه برای تحلیل ویژگی‌های ماده استفاده می‌شود. آزمون پراش پرتوایکس برای تعیین کمیت‌های ساختار کریستالی، از جمله ثابت شبکه، هندسه شبکه، تعیین کیفی مواد ناشناس، تعیین فاز کریستال‌ها، اندازه کریستال‌ها، جهت‌گیری تک کریستال، استرس، تنش، عیوب شبکه و غیره، قابل استفاده‌است. نتایج حاصل در شکل ۹ قابل مشاهده‌است. محور عمودی این نمودار شدت بازتاب پرتوی ایکس از قطعه را نشان می‌دهد و محور افقی دو برابر زاویهٔ دریافت کننده پرتو نسبت به افق را بیان می‌کند. در این نمودار، قله‌هایی وجود دارد که نشانگر فاز خاص در ماده است. فاز γ نشانگر فاز مکعبی وجه مرکز پر آستنیتی و فاز α' نشانگر فاز مارتنزیت در قطعهٔ فولادی نوع ۳۱۶ است. سه رقمی که در پرانتز و روبروی نوع هر فاز نوشته شده، بیانگر صفحه‌هایی است که فاز مورد نظر در آن قرار گرفته‌است. در ادامه، از این صفحات برای به‌دست آوردن کسر حجمی مارتنزیت استفاده شده‌است.



شکل ۸. تغییرات مدول الاستیسیته و مدول برشی برحسب کرنش پلاستیک در آزمون‌های کشش و پیچش برای فولاد ۳۱۶، در دمای اتاق.



شکل ۹. نمودار پراش پرتوی X فولاد ۳۱۶.

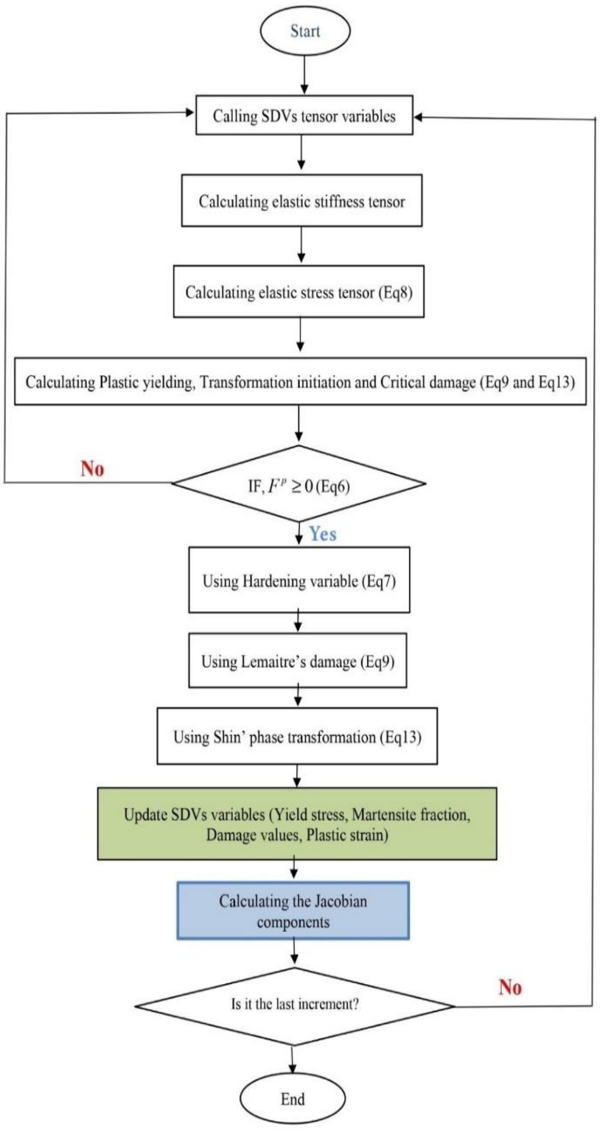
با توجه به معادله (۲۳) که در مرجع [۳۱] ارائه شده، کسر حجمی مارتنزیت به صورت زیر محاسبه می‌گردد:

$$\xi = \frac{I'_{(211)\alpha'}}{I'_{(211)\alpha'} + 0.65(I'_{(311)\gamma} + I'_{(220)\gamma})} \qquad (۲۳)$$

رابطه (۲۳) شدت پرتوی ایکس بازگشتی از نمونه است. همچنین، صفحه فاز مورد نظر و نوع فاز موجود در جلوی هر قله تعیین گردیده‌است.

۴. مدل‌سازی عددی و مقایسه نتایج

در این قسمت به شبیه‌سازی رفتار ماده در دمای محیط پرداخته شده و برای این منظور، دو نوع مدل عددی انتخاب شده‌است. یکی برای توصیف آسیب ناشی از کرنش پلاستیک و دیگری برای تبدیل فاز مارتنزیتی. مدل نهایی ترکیبی از این دو مدل است که قادر است به صورت هم‌زمان، دو پدیده را پیش‌بینی کند. در نهایت با برازش منحنی به‌دست آمده از نتایج عددی با داده‌های تجربی حاصل از آزمون‌های صورت گرفته، ضرایب این مدل تعیین شده‌است. الگوریتم استفاده شده در شبیه سازی عددی، مطابق شکل ۱۰ ارائه شده و برای شبیه‌سازی نیاز به تعیین ورودی‌هایی است که این ورودی‌ها بر



شکل۱۰. الگوریتم استفاده شده در شبیه‌سازی عددی.

جدول ۲. مقادیر پارامترهای به‌دست آمده از نتایج تجربی.

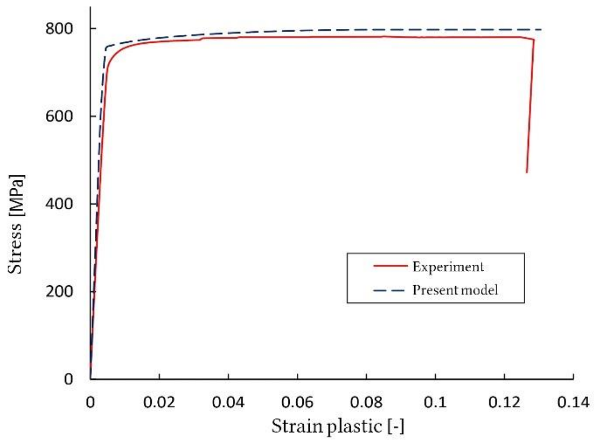
پارامتر	فولاد ۳۱۶
$E_0(GPa)$	۲۰۷
υ	۰/۳
$\sigma_0(MPa)$	۷۵۰
$\varepsilon_D=\varepsilon_\xi$	۰/۰۰۱
ξ^L	۰/۹
β	۳۵
α	۱/۴۵
$K_0(GPa)$	۱/۲
n	۰/۹۵
$K_1(GPa)$	۶۰
$S_0(MPa)$	۰/۸
m	۱/۷۶
s	۱/۳

اساس آزمون‌های تجربی مطابق جدول ۲ مشخص شده‌اند. برای شبیه‌سازی عددی، از نرم‌افزار آباکوس استفاده شده‌است و اندازه مش در مناطق بحرانی بر روی ۱ میلیمتر تنظیم گردیده‌است. تعداد کل این مش‌ها در تمامی آزمون‌ها ۱۰۱۸۴ عدد بوده است. آزمون‌های کشش و پیچش به صورت تک محوری در دمای اتاق با نرخ جابجایی ثابت ۱ میلیمتر در دقیقه انجام شده و سطح تسلیم به‌عنوان سطح فون میسز در نظر گرفته شده‌است. با وارد کردن ورودی‌های به‌دست آمده از نتایج تجربی و اجرای کد یومت در نرم‌افزار آباکوس، شبیه‌سازی آسیب-پلاستیک و رشد مارتنزیتی صورت گرفته‌است.

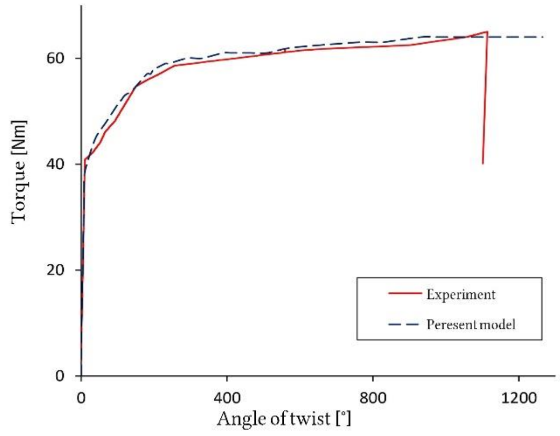
۵. مقایسه نتایج تجربی و عددی

در شکل ۱۱، نمودار تنش-کرنش در دو حالت عددی و تجربی مقایسه شده‌است. شکل۱۲ نیز نمودار پیچش-زاویه پیچش را در این دو حالت نمایش می‌دهد. در این اشکال، مقدار خطا در ناحیهٔ ابتدایی بیشتر از سایر نقاط است زیرا در حالت عددی، مدل‌سازی به‌گونه‌ایی انجام شده که ناحیه الاستیک به صورت ناگهانی به ناحیه پلاستیک تبدیل می‌شود، در حالیکه در واقعیت، نمودار به‌تدریج به ناحیه پلاستیک وارد می‌شود و هیچ‌گونه نقطه تیزی ندارد.

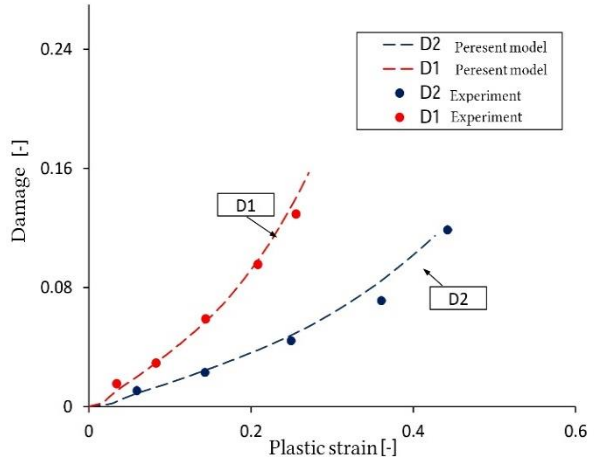
در نمودار شکل ۱۳، نتایج تجربی و عددی مقادیر آسیب بر حسب کرنش پلاستیک نمایش داده شده‌است، و شکل ۱۴ با توجه به معادله (۲۳) نمودار کسرحجمی مارتنزیت نسبت به کرنش پلاستیک و نتایج عددی مقادیر کسر حجمی مارتنزیت بر حسب کرنش پلاستیک رسم شده‌است. همان‌طور که در این نمودارها مشاهده می‌شود، در بخش‌هایی از آن‌ها اختلافاتی بین داده‌های



شکل۱۱ . نمودار تنش-کرنش برای فولاد۳۱۶.



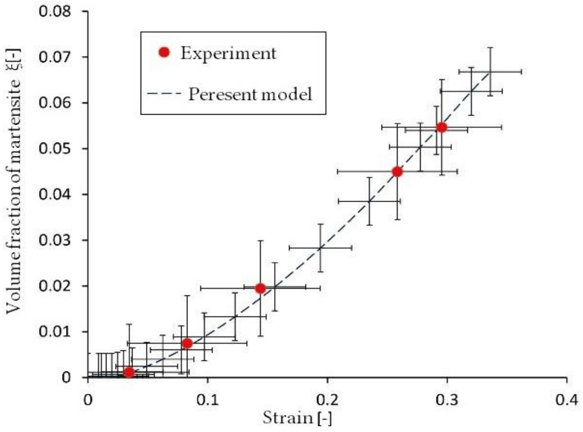
شکل ۱۲. نمودار پیچش-زاویه پیچش برای فولاد۳۱۶.



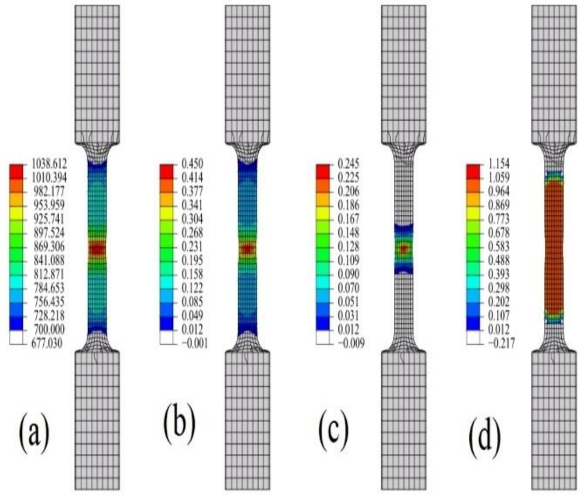
شکل۱۳. پارامتر آسیب بر کرنش پلاستیک برای فولاد ۳۱۶.

تجربی و عددی وجود دارد که ممکن است به‌دلیل تقریب خطی نمودار عددی و همچنین بروز خطا در حین انجام آزمایش‌ها باشد.

بنابراین، می‌توان گفت مدل ارائه شده با نتایج تجربی مطابقت خوبی دارد و قادر به پیش‌بینی نتایج تجربی است.نمودار شکل ۱۵ کانتور تنش، کرنش، آسیب D_1 و تبدیل فاز آستنیت به مارتنزیت را نشان می‌دهد. همان‌طور که در شبیه‌سازی عددی مشاهده می‌شود، کانتور نرخ رشد آسیب در وسط نمونه نشان دهنده سرعت بیشتر رشد آسیب است. یکی دیگر از پارامترهای موثر در



شکل ۱۴. کسر حجمی مارتنزیت بر حسب کرنش پلاستیک برای فولاد ۳۱۶.



شکل ۱۵. کانتور تنش(a)، کرنش(b)، آسیب D_1 (c)و تبدیل فاز آستنیت به مارتنزیت(d).

مدل حاضر، نرخ تبدیل فاز است. سنتیک تبدیل فاز تابعی از کرنش پلاستیکی بوده و توزیع حاصل از فاز مارتنزیت هموارتر از آسیب است. به‌طور کلی، می‌توان گفت مدل پیشنهادی قادر به پیش‌بینی رفتار مواد با دقت قابل قبولی است.

۶. نتیجه‌گیری

در این مقاله، یک مدل ترکیبی آسیب ناهمسانگرد و رشد مارتنزیتی در دمای محیط ارائه شده‌است. در این مدل، از آسیب لومتر و مدل تبدیل فاز شین برای تبدیل فاز مارتنزیت، استفاده شده‌است. به‌منظور تعیین پارامتر آسیب ناهمسانگرد، آزمایش‌های کشش و پیچش برروی پنج نمونه با کرنش‌های متفاوت در دمای اتاق انجام شده و از آزمایش‌های پراش اشعه ایکس برای شناسایی فازهای موجود در ماده و کسر حجمی مارتنزیت بهره‌برداری گردیده‌است. برای شبیه‌سازی عددی، از کدنویسی یومت در نرم‌افزار آباکوس استفاده شده و در ن هایت با استفاده از نتایج تجربی، ثابت‌های مدل‌سازی تعیین و مدل ارائه شده با نتایج تجربی مقایسه شده‌است. نتایج شبیه‌سازی به‌خوبی با داده‌های تجربی مطابقت داشته، و نشان می‌دهد که مدل به‌طور دقیق آسیب‌های مرتبط با تغییر شکل پلاستیک را پیش‌بینی کرده‌است.

۷. فهرست علائم

علائم انگلیسی

$\mathbb{C}_e$	تانسور سختی الاستیک
F^p	تابع پتانسیل آسیب
D	تانسور آسیب
$R(\varepsilon^p)$	سختی ماده در زمان تبدیل فاز
E	مدول یانگ
G	مدول برشی
Y^{eq}	نرخ آزاد سازی انرژی آسیب

علائم یونانی

ε	کرنش
σ	تنش
ξ_L	کسر حجمی مارتنزیت
ε_ξ	کرنش تبدیل فاز
α	فاز مارتنزیت
γ	فاز آستنیت

Refernces- منابع

1. MURAKAMI, S. 2012. *Continuum damage mechanics: a continuum mechanics approach to the analysis of damage and fracture*, Springer Science and Business Media. https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0020-7683(03)00109-4.-
2. LEE, C.-S., YOO, B.-M., KIM, M.-H. and LEE, J.-M. 2013. Viscoplastic damage model for austenitic stainless steel and its application to the crack propagation problem at cryogenic temperatures. *International Journal of Damage Mechanics*, *22*, 95-115. https://doi.org/10.1177/1056789511434816.
3. RYŚ, M. 2015. Modeling of damage evolution and martensitic transformation in austenitic steel at

cryogenic temperature. *Archive of Mechanical Engineering*, 523-537. http://dx.doi.org/10.1515%2Fmeceng-2015-0029.

4. GARION, C. and SKOCZEN, B. 2002. Modeling of plastic strain-induced martensitic transformation for cryogenic applications. *J. Appl .Mech., 69*, 755-762. https://doi.org/10.1115/1.1509485.

5. OLSON, G.and COHEN, M. 1975. Kinetics of strain-induced martensitic nucleation. *Metallurgical transactions A, 6*, 791-795. https://doi.org/10.1007/BF02672301.

6. MORI, T. and TANAKA, K. 1973. Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions. *Acta metallurgica, 21*, 571-574. https://doi.org/10.1016/0001-6160(73)90064-3.

7. IWAMOTO, T., TSUTA, T. and TOMITA, Y .1998 . Investigation on deformation mode dependence of strain-induced martensitic transformation in trip steels and modelling of transformation kinetics. *International Journal of Mechanical Sciences, 40*, 173-182. https://doi.org/10.1016/S0020-7403(97)00047-7.

8. GARION, C. and SKOCZEN, B. 2003. Combined model of strain-induced phase transformation and orthotropic damage in ductile materials at cryogenic temperatures. *International Journal of Damage Mechanics, 12*, 331-356. https://doi.org/10.1177/105678903036225.

9. EGNER, H. and SKOCZEŃ, B. 2010. Ductile damage development in two-phase metallic materials applied at cryogenic temperatures. *International Journal of Plasticity, 26*, 488-506. https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2009.08.006.

10. ORTWEIN, R., SKOCZEŃ, B. and TOCK, J. P. 2014. Micromechanics based constitutive modeling of martensitic transformation in metastable materials subjected to torsion at cryogenic temperatures. *International Journal of Plasticity, 59*, 152-179. https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2014.03.006.

11. ORTWEIN, R., RYŚ ,M. and SKOCZEŃ, B. 2016. Damage evolution in a stainless steel bar undergoing phase transformation under torsion at cryogenic temperatures.. *International Journal of Plasticity, 59*, 152-179 .https://doi.org/10.1177/1056789516656746.

12. LEMAITRE, J. and DUFAILLY, J. 1987. Damage measurements. *Engineering Fracture Mechanics, 28*, 643-661. https://doi.org/10.1016/0013-7944(87)90059-2.

13. EGNER, H. and RYŚ, M. 2017. Total energy equivalence in constitutive modeling of multidissipative materials. *International Journal of Damage Mechanics, 26*, 417-446. https://doi.org/10.1177/1056789516679496.

14. SAANOUNI, K. and DEVALAN, P. 2012. Thermomechanically-Consistent Modeling of the Metals Behavior with Ductile Damage. *Damage Mechanics in Metal Forming*, 63-242. https://doi.org/10.1002/9781118562192.ch2.

15. AL-RUB, R. K. A. and VOYIADJIS, G. Z. 2003. On the coupling of anisotropic damage and plasticity models for ductile materials. *International Journal of Solids and Structures, 40*, 2611-2643. https://doi.org/10.1016/S0020-7683(03)00109-4.

16. HOMAYOUNFARD, M., GANJIANI, M. and SASANI, F. 2021. Damage development during the strain induced phase transformation of austenitic stainless steels at low temperatures. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, 29*, 045004. https://doi.org/10.1088/1361-651X/abea67.

17. KAZEMI, S. S., HOMAYOUNFARD, M., GANJIANI ,M. and SOLTANI, N. 2019. Numerical and experimental analysis of damage evolution and martensitic transformation in AISI 304 austenitic stainless steel at cryogenic temperature. *International Journal of Applied Mechanics, 11*, 1950012. https://doi.org/10.1142/S1758825119500121.

18. KOTHARI, M., NIU, S .and SRIVASTAVA, V. 2019. A thermo-mechanically coupled finite strain model for phase-transitioning austenitic steels in ambient to cryogenic temperature range. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 133*, 103729. https://doi.org/10.1016/j.jmps.2019.103729.

19. NALEPKA, K., SKOCZEŃ, B., CIEPIELOWSKA, M., SCHMIDT, R., TABIN, J., SCHMIDT, E., ZWOLIŃSKA-FARYJ, W. and CHULIST, R. 2020. Phase transformation in 316L austenitic steel induced by fracture at cryogenic temperatures: Experiment and modelling. *Materials, 14*, 127. https://doi.org/10.3390/ma14010127.

20. TRINH, T. D. and IWAMOTO, T. 2021. A crystal plasticity simulation on strain-induced martensitic transformation in crystalline TRIP steel by coupling with cellular automata. *Metals, 11*, 1316. https://doi.org/10.3390/met11081316.

21. BEMFICA, C. and CASTRO, F. 2021. A cyclic plasticity model for secondary hardening due to strain-induced martensitic transformation. *International Journal of Plasticity, 140*, 102969. https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2021.102969.

22. DING, H., WU, Y., LU ,Q., WANG, Y., ZHENG, J. and XU, P. 2019. A modified stress-strain relation for austenitic stainless steels at cryogenic temperatures. *Cryogenics, 101*, 89-100. https://doi.org/10.1016/j.cryogenics.2019.06.003.

23. LUO, C., ZENG, W., SUN, J. and YUAN, H. 2020. Plasticity modeling for a metastable austenitic stainless steel with strain-induced martensitic

transformation under cyclic loading conditions. *Materials Science and Engineering: A, 775***,** 138961. https://doi.org/10.1016/j.msea.2020.138961.

24. ZENG, W. and YUAN, H. 2017. Mechanical behavior and fatigue performance of austenitic stainless steel under consideration of martensitic phase transformation. *Materials Science and Engineering: A, 679***,** 249-257. https://doi.org/10.1016/j.msea.2016.10.005.

25. SHIN, H. C., HA, T. K. and CHANG, Y. W. 2001. Kinetics of deformation induced martensitic transformation in a 304 stainless steel. *Scripta Materialia, 45***,** 823-829. https://doi.org/10.1016/S1359-6462(01)01101-0.

26. LEMAITRE, J. 1985. A continuous damage mechanics model for ductile fracture. https://doi.org/10.1115/1.3225775.

27. GANJIANI, M. 2018 .A Nonlinear Damage Model of Hardening-Softening Materials. *Journal of Engineering Materials and Technology, 140***,** 011010. https://doi.org/10.1115/1.4037656.

28. REED, H. 1983. Martensitic transformations in fe-cr-ni stainless steels .*Austenitic Steels at Low Temperatures.* Springer. https://doi.org/10.1007/978-1-4613-3730-0.

29. LEBEDEV, A. and KOSARCHUK, V. 2000. Influence of phase transformations on the mechanical properties of austenitic stainless steels. *International Journal of Plasticity, 16***,** 749-767. https://doi.org/10.1016/S0749-6419(99)00085-6

30. ASTM, I. 2010. ASTM E8/E8M-standard test methods for tension testing of metallic materials. *Annu B ASTM Stand, 4***,** 1-27.

31. NAGHIZADEH, M. and MIRZADEH, H. 2016. Microstructural evolutions during annealing of plastically deformed AISI 304 austenitic stainless steel: martensite reversion, grain refinement, recrystallization, and grain growth. *Metallurgical and Materials Transactions A, 47***,** 4210-4216. https://doi.org/10.1007/s11661-016-3589-1.

راهنمای نگارش مقالات مجله‌ی علمی و پژوهشی شریف

مجله‌ی علمی و پژوهشی «شریف»، از انتشارات دانشگاه صنعتی شریف است که هدف آن فراهم آوردن بستری مناسب برای تبادل اطلاعات در زمینه‌ی پژوهش‌های علمی، فنی و تخصصی در میان استادان و دانشمندان و اعتلای سطح دانش نظری و علمی آنان و نیز تهیه‌ی مجموعه‌یی مفید است. چاپ مقالات در مجله‌ی شریف منوط به دارا بودن یکی از ویژگی‌های زیر است:

۱. مقالاتی که حاوی مطالب بدیع در زمینه‌های علمی و فنی بوده و در مجله‌ی دیگری به چاپ نرسیده باشند؛ مقاله‌های ارائه شده در کنفرانس، از این امر مستثنی هستند و مانند سایر مقالات، ارزیابی شده و در صورت تایید به چاپ می‌رسند.

۲. مقالات مبتنی بر تحقیقات نظری و علمی پیشرفته، دارای یکی از مشخصات زیر:

۱.۲. با نقد و بررسی در موضوعات فنی و مهندسی، به طرح نظرهای جدیدی پرداخته و به نتایج تازه‌یی دست یافته باشند.

۲.۲. به اختصار و در زمینه‌های فنی، صنعتی و پژوهشی تدوین شده باشند.

۳.۲. پژوهش، تلخیص و استنتاج از برخی آثار برجسته‌ی علمی و فنی باشند.

* **مشخصات مقالات ارسالی:**

مقاله به‌صورت دوستونی (طول سطر ۸/۵ سانت) در قالب نرم افزار Wordبا قلم نازنین پوینت ۱۲ با فاصله سطر مناسب (تمامی معادلات، علائم ریاضی، رابطه‌ها الزاما فقط در محیط Mathtypeارائه شود) و منضم به نامه معرفی مقاله از سوی استاد راهنما به نشانی سایت مجله http://journal.sharif.ir به دفتر مجله ارسال شود.

* ضمن معرفی نویسنده مسؤول مقاله، نشانی پست الکترونیکی کلیه نویسندگان قید شود.
* صفحه عنوان شامل: عنوان مقاله، اسامی نویسندگان و ذکر نویسنده مسئول، درج آخرین درجه علمی کلیه نویسندگان، نشانی پست الکترونیکی ایشان، چکیده فارسی بین ۱۳۰ تا ۱۵۰ کلمه، چکیده انگلیسی در حد یک صفحه A4 کامل (قلم Times فونت ۱۲) و کلمات کلیدی فارسی و انگلیسی ارائه شود.
* سایر اجزای اصلی مقاله، نظیر مقدمه، عناوین بخش‌های اصلی و زیربخش‌ها، نتیجه‌گیری به صورت شماره بندی و کاملاً مشخص باشد، حجم مقاله نیز بین ۷ - ۱۵ صفحه ــ با احتساب شکل و نمودار ــ باشد.
* کلیه‌ی عبارات، اصطلاحات و اعداد و ارقام در جداول، نمودارها و شکل‌ها باید به فارسی باشد و موضوع جداول در بالای آنها و موضوع شکل‌ها و نمودارها در زیر آنها درج شود.

نکته: از آنجا که مطالب مجله در ستون‌های ۸/۵ سانتی‌متری آراسته می‌شوند، لازم است اصل (اورژینال) شکل و نمودار در عرض ۸ یا ۱۶ سانتی‌متر با ضخامت کادر ۸px و خط نمودار px ۶ تهیه شوند. پذیرش اصل شکل‌ها و نمودارها فقط در محیط فتوشاپ با Resolution 600 با پسوند JPG یا Tif امکان‌پذیر است.

* از به کار بردن کلمات و اصطلاحات لاتین که دارای معادل متداول فارسی می‌باشند، اجتناب شود. در صورت ضرورت استفاده از واژه‌ی لاتین، معادل انگلیسی آن نیز داده شود.

یادآوری مهم و ضروری: با توجه به یکسان سازی شکل‌های کلیه مقالات در محیط فتوشاپ، لازم است **اعداد** تصاویری که دارای راهنمای رنگی و کانتور (فشار، سرعت، تنش و...) هستند، با **فرمت جنرال (عدد معمولی)** ارائه شود **(طبق شکل های نمونه)** و از آوردن **اعداد** به صورت نماد علمی و سایر نمادها جدا خودداری شود.

* کلیه‌ی منابع مورد استفاده، شماره‌بندی (از شماره یک و به‌طور مسلسل) و در متن مقاله در داخل کروشه [ ] مشخص شود. در بخش مراجع کلیه منابع مورد استفاده به زبان انگلیسی ارائه شود. باتوجه به مثال‌های زیر نوشته شوند. (مراجع فارسی نیز به انگلیسی ترجمه شده و در انتها واژه‌ی (In Persian) داخل پرانتز قید شده و سال آنها نیز به میلادی برگردان شوند).

Examples:

Journals:

Mirghafoori, S.H., Sadeghi Arani, Z. and Jafarnejad, A. "Forcasting success of commercialization of innovative ideas using artificial neural networks; the case of inventors and innovations in Yazd province", *Journal of Science and Technology Policy*, **4**(1), pp. 63-76 (In Persian) (2011).

Journals:

Johnson, W. and Mamalis, A.G. "The preforation of circular plat with four sided pyramidally - headed square-section punches", *Int. J. of Mech. Sci.*, 20 (3), pp.801-820 (1990).

Books:

Hindmarsh, J. "The electrical-circuit viewpoint", *In Electrical Machines and their Applications*, P. Hammond, Ed., 4th Edn., pp. 57-130, Pergamon Press, Oxford, UK (1975).

Proceedings and reports:

Walker, L.K. and Morgan, J.R. "Field performance of firm silty clay", *9th Int. Conf. on Soil Mech. And Found. Engrg.*, 1, Tokyo, Japan, pp.341-346 (1977).

Barksdale, R.D. and Bachus, R.C. "Design and construction of stone columns", Report SCEGIT 83-10, Georgia Inst. of Tech., Atlanta, GA, submitted to Fed. Highway Admin (1983).

Bhandari, R.K.M. "Behavior of tank founded on soil reinforced with stone columns", *VIII European Conf. on Soil Mech. and Found. Engrg.*, Helsinki (1983).

then used to develop a numerical model implemented in Abaqus software using the UMAT code. The simulation covers two main aspects: martensitic phase transformation and anisotropic damage growth, with the code capable of predicting both phenomena at room temperature. Damage mechanics is a relatively new tool in mechanical engineering, complementing the theories of plasticity and fracture mechanics. This study experimentally examined the process of damage growth and phase transformation in 316 stainless steel. The innovation of this model lies in its simultaneous consideration of anisotropic damage growth and austenite-to-martensite phase transformation at room temperature. The damage model used in this study is the Limiter model. Experimental tests, including tensile and torsion tests, were conducted to assess damage in different dimensions, involving both loading and unloading conditions. The model by Shin and colleagues was utilized to determine the phases present in the material. For greater accuracy in phase transformation testing, the samples were prepared using a water jet and then subjected to X-ray diffraction to measure the extent of martensite phase development. Finally, the numerical simulation was calibrated against experimental results for 316 stainless steel, ensuring the model's accuracy. Austenitic stainless steels transform into the martensite phase under strain, where the unstable austenite phase converts into stable martensite due to plastic deformation. This martensitic phase transformation hardens the austenitic steels. This study examines the anisotropic damage growth resulting from plastic strain and the martensitic phase transformation in austenitic stainless steels, specifically AISI-316, at room temperature. Initially, tensile and torsion tests are conducted on the samples at various displacements. Subsequently, these samples undergo X-ray diffraction tests to determine the existing phases and the martensite volume fraction in the samples. Using the obtained results, an empirical model is created from numerical tests using the UMAT code in Abaqus software. This simulation includes both the martensitic phase transformation and anisotropic damage growth. The code can predict any phenomenon under environmental conditions. Finally, the effectiveness of the proposed model is compared and analyzed against experimental results for AISI-316 steel.

Key Words: Anisotropic damage, X-ray diffraction tests, transformation phase, numerical analysis.

Key Words: Droplet formation, numerical simulation, fabrication, capillary microdevice.

A NONLINEAR MODEL FOR VIBRO-ACOUSTIC ANALYSIS OF A SUBMERGED AXIALLY MOVING CYLINDRICAL SHELL

A.H. Orafa
orafa@stu.yazd.ac.ir
M.M. Jalili(corresponding author)
jalili@yazd.ac.ir
A.R. Fotuhi
afotuhi@yazd.ac.ir
Faculty of Mechanical Engineering
Yazd University
DOI: 10.24200/J40.2024.64818.1715

Sharif Mechanical Engineering Journal
Volume 40, Issue 2, Page 85-96, Original Article
© Sharif University of Technology

- Received 28 July 2024; received in revised form 5 October 2024; accepted 8 October 2024.

Abstract
Investigating the acoustic vibrations of moving cylindrical shells in fluid is of interest to researchers due to their many applications in marine structures. Underwater vehicles, submarine pipelines, and oil and gas industries are examples of shells used in the marine industry. Analyzing the acoustic vibration of submerged structures and investigating the effect of various parameters on their sound energy absorption is of great importance. If most of the radiated sound intensity is transferred to the structure due to its reflection, the possibility of identifying it will decrease. For this reason, much research has been conducted to investigate the acoustic behavior of submerged structures, especially cylindrical shells, due to their many uses in underwater vehicles. In this study, the nonlinear vibro-acoustic dynamics and stability of doubly-clamped axially moving cylindrical shells are investigated. The exterior surface of the shell is in contact with the fluid and subjected to oblique incident plane sound waves. Donnell's nonlinear shallow shell theory is used to derive the nonlinear partial differential equation of the cylindrical shell for the radial motion. Also, the pressure on the cylindrical shell is calculated from Bernoulli's equation for unstable fluid. The Galerkin method is employed to discretize the equations of motion into the set of coupled nonlinear, nonhomogeneous ordinary second-order differential equations. Considering both driven and companion modes, the Multiple Scales Method is used to obtain the response of the system. The effects of sound level, incident angle, and axial velocity on the frequency response of the system are studied. Comparing the frequency response of the nonlinear model presented in this article with the frequency response of the linearized model shows that for the high intensity and high angle of the incident sound and also the low speed of the shell movement in the depth of the fluid, the error of the linear model in determining the resonance frequency and the stable response range of the cylindrical shell is large.

Key Words: Nonlinear vibro-acoustics, submerged moving cylindrical shell, transmission loss, method of multiple scales.

NUMERICAL AND EXPERIMENTAL ANALYSIS OF ANISOTROPIC DAMAGE GROWTH AND MARTENSITIC PHASE CHANGE DUE TO PLASTIC STRAIN AT AMBIENT TEMPERATURE

R. Barkhordari
reza.barkhordary@srbiau.ac.ir
Faculty of Mechanical Engineering
Islamic Azad University, Tehran, Iran
M. Ganjiani(corresponding author)
ganjiani@ut.ac.ir
Faculty of Mechanical Engineering
University of Tehran, Iran
S. Etemadi Haghighi
setemadi@srbiau.ac.ir
Faculty of Mechanical Engineering
Islamic Azad University, Tehran
DOI: 10.24200/j40.2024.65124.1720

Sharif Mechanical Engineering Journal
Volume 40, Issue 2, Page 97-106, Original Article
© Sharif University of Technology

- Received 9 September 2024; received in revised form 21 October 2024; accepted 23 October 2024.

Abstract
This study investigates the anisotropic damage growth and martensitic phase transformation in AISI-316 austenitic stainless steel at room temperature. Initially, tensile and torsion tests were performed on samples at various displacements. Following these tests, the samples were analyzed using X-ray diffraction (XRD) to identify the present phases and determine the martensite volume fraction. The experimental data obtained were

using a steel tool mounted on a milling machine. The pin of the tools consists of cylindrical and conical profiles. Due to frictional heat and severe displacement, fusion weld occurs. Welding experimentation was designed by using the DoE theorem and welded in a universal milling machine. Significant factors of the welding process and their levels were obtained during pretests, and then weld runs were carried out successfully. Each weld bead was divided into three zones, and sampling was taken from them. The tensile strength of the welded joint is considered as a response to the process. ASTM D638 for plastics tensile test method sample preparation defined and type IV test coupons cut and installed on tensile test machine. Results were taken through standard tensile tests and analyzed using the ordered weighting average technique. Besides studying the improvement of the joint and determining optimal conditions of input parameters of the welding process, one could evaluate the stability of the response. For this purpose, an analytical approach to risk assessment is employed, which is based on the weighting of ordered input variables. The obtained results are presented in both qualitative and quantitative graphs. The Focus is on the quality of stability of response followed by workability and acceptance of the process as an industrialization method. In the current article, attention to high orness and the goal of stabilizing the maximum yield strength of the joint is achieved by selecting high levels of the aspect ratio of diameters and linear velocities with medium levels of rotational speed as well as low levels of the tilt angle of the tool. Conical tools lead to the most stable joint with a 10% variation on the weld line (for run #20) and the most strengthened one with an 18% variation on the weld line (for run #30) with 80% and 100% efficiency compared to the base material, respectively.

Key Words: Mechanical behavior, experimentation, riskability, Friction Stir Welding (FSW), Ordered Weighted Averaging (OWA).

EXPERIMENTAL INVESTIGATION AND SIMULATION OF CONTROLLED SIZE DROPLET FORMATION IN A CAPILLARY MICRODEVICE

M. Oveysi
mehrnaz.oveysi@ut.ac.ir
A.H. Karami
ah.karami@ut.ac.ir
V. Bazargan(corresponding author)
vbazargan@ut.ac.ir
Faculty of Mechanical Engineering
University of Tehran

DOI:10.24200/j40.2024.64794.1714

Sharif Mechanical Engineering Journal
Volume 40, Issue 2, Page 76-84, Original Article
© Sharif University of Technology

- Received 20 June 2024; received in revised form 6 October 2024; accepted 14 October 2024.

Abstract
This study focuses on the precise production of droplets in a droplet-based microfluidic device, where monodisperse oil-in-water emulsions with controlled droplet sizes are generated. The primary objective is to achieve uniform emulsions by examining key parameters such as additives in the continuous aqueous phase, internal phase flow rates, and the microfluidic device's geometric characteristics. Initially, the geometric parameters of the microchip for emulsion formation were selected using numerical simulations, and the results were validated through experimental tests of emulsion production with the microchip. The precision of the outcomes is enhanced using an innovative 3D printing method for microchip manufacturing, enabling the creation of identical microdevice copies. In the experimental phase, the optimal conditions for producing uniform droplets were identified by examining the effects of various additives in the external aqueous phase, different internal phase flow rates, and the geometric parameters of the microfluidic device. The results demonstrate that the distance between the two capillaries can control droplet size and frequency, the internal phase flow rate, and the type of additive in the external phase, allowing for emulsions with droplet sizes ranging from 500 to 1000 microns. Specifically, the distance between the capillary tubes significantly affects droplet size, contributing to 30% of the variation when this distance is increased sixfold. Additionally, the study reveals that the increase in droplet diameter due to a higher internal phase flow rate varies with different additives in the external phase. For instance, sodium dodecyl sulfate (SDS) results in a 6.65-fold increase in droplet production frequency with a sixfold increase in the internal phase flow rate. Furthermore, the type of additive in the external phase can independently control droplet size. For example, with a specific internal-to-external phase ratio, oil droplets measure 600.8 μm in an external phase containing SDS, 582.2 μm with polyvinyl alcohol (PVA), and 615.4 μm with Triton X-100. This method can precisely control droplet size and frequency, making it suitable for generating precursor emulsions for engineered micro- and millimeter-sized polymer particles aimed at drug delivery or cell culture applications. The study successfully ensures consistent and uniform emulsions by manipulating these critical parameters through this combined approach of numerical simulations and experimental validation.

Key Words: Condition monitoring, intelligent fault diagnosis, convolutional neural network, rolling element bearing, variable operating conditions, vibration analysis.

EXPERIMENTAL ACOUSTIC STUDY OF SMALL HORIZONTAL AXIS WIND TURBINES BASED ON COMPUTATIONAL FLUID DYNAMICS AND ARTIFICIAL INTELLIGENCE APPROACHES

M. Sadeghi Malekabadi
mahyar.sadeghi@srbiau.ac.ir
A.R. Davari(corresponding author)
ardavari@srbiau.ac.ir
Dept. of Aerospace Engineering Science and Research Branch Islamic Azad University
DOI: 10.24200/j40.2024.64121.1704

Sharif Mechanical Engineering Journal
Volume 40, Issue 2, Page 52-63, Original Article
© Sharif University of Technology

- Received 28 February 2024; received in revised form 14 May 2024; accepted 1 June 2024.

Abstract

In modern wind turbine design, two significant challenges arise: achieving optimal aerodynamic performance while minimizing acoustic noise emissions. However, the extensive numerical computations required for accurate evaluation often hinder the implementation of multi-objective optimization strategies. This paper introduces an innovative approach to address this issue, leveraging a combination of neural network-based reduced order modeling and a multi-objective genetic algorithm. This methodology aims to optimize the aerodynamic and aero-acoustic characteristics of an S8xx-series airfoil, including the trailing edge serration geometry. Utilizing Class-Shape Transformation to parameterize various serrated airfoil geometries, the method minimizes the need for costly computational fluid dynamics (CFD) simulations. Instead, a feed-forward neural network (NN) is trained with a minimal dataset to predict airfoil behavior within a specified range. Comparisons between CFD results and NN predictions validate the accuracy of the neural network. Significantly, this approach substantially reduces optimization time by approximately 95%, maintaining high levels of accuracy. In conducting multi-objective optimization for both the airfoil and serration shapes, the study demonstrates notable improvements: a 5 to 7% enhancement in aerodynamic performance alongside a simultaneous 1-4% reduction in noise compared to benchmark airfoils. Then, in the second step, experimental methodology is employed to investigate the aeroacoustic attributes of a small horizontal-axis wind turbine with optimized blades. Conducted within a semi-anechoic chamber, this investigation meticulously positions both original and optimized geometry models to measure sound pressure levels (SPL) across various rotational speeds and positions. The results reveal subtle enhancements in aerodynamic performance with the optimized serrated blade configuration, accompanied by a remarkable reduction in noise levels across the frequency spectrum, culminating in an impressive overall sound pressure reduction of approximately 10 dB. Additionally, intriguing observations highlight the impact of turbine rotational speed on noise production, particularly in the downstream domain. Notably, the noise emission reduction for the serrated optimized blade is more dispersed in the plane of rotation compared to the original blade, which exhibited nearly uniform noise distribution. Overall, these findings offer valuable insights into the intricate interplay between aerodynamics and aeroacoustics in the context of small wind turbines with optimized blades.

Key Words: Wind turbine, aeroacoustics, optimization, computational fluid dynamics, large eddies simulation.

INVESTIGATING THE STABILITY OF THE YIELD STRENGTH OF THE FRICTION STIR WELDING JOINT OF SIMILAR AMORPHOUS THERMOPLASTIC BASED ON THE ORDERED WEIGHTED AVERAGING OPERATORS

N. Sadeghian(corresponding author)
n.sadeghian@scu.ac.ir
Shohadaye Hoveizeh Campus of Technology
Shahid Chamran University of Ahvaz
A. Chaji
a.chaji@buqaen.ac.ir
Faculty of Basic Sciences
Bozorgmehr University of Qaenat
DOI: 10.24200/J40.2024.64665.1709

Sharif Mechanical Engineering Journal
Volume 40, Issue 2, Page 64-75, Original Article
© Sharif University of Technology

- Received 6 July 2024; received in revised form 31 August 2024; accepted 14 October 2024.

Abstract

This paper presents an investigation of the yield strength of welded ABS thermoplastics. Welding is carried out

• Received 25 September 2023; received in revised form 18 November 2023; accepted 11 December 2023.

Abstract
In recent decades, thermal-fluid specialists have made considerable efforts to investigate the boiling heat transfer process. Pool boiling of pure liquids and nanofluids has been widely studied in the last decade, but the existing knowledge on modeling of nanofluids pool boiling process is still limited. The boiling of fluids containing tinny solid particles is very complicated due to the interaction between the existing phases, their interface, and the heating surface. Some new research shows that many factors are effective in pool boiling of nanofluids. Among these factors, we can mention particle size, concentration, the structure of the boiling surface, and the dynamics of bubbles. In this research, the film pool boiling process of pure ethanol was numerically simulated. Then, the film pool boiling of nanofluids including two types of nanoparticles Al_2O_3, SiO_2 and ethanol base fluid with two volumetric concentrations of 0.1% and 0.3% have been simulated. The results show that the presence of nanoparticles in film boiling in the base fluid has increased the heat transfer coefficient. The highest value coefficient for alumina and silica nanofluids with a volumetric concentration of 0.3, was obtained, respectively 0.32($kW/m^{2\circ}C$) and 0.3 ($kW/m^{2\circ}C$). In addition, the presence of nanoparticles in the boiling process has significantly increased the minimum heat flux. According to the results of numerical simulation, the minimum heat flux value in boiling of pure ethanol is 28.99 (kW/m^2), in boiling of alumina-ethanol nanofluid with volumetric concentrations of 0.1% and 0.3%, is 37.11 (kW/m^2) and 38.84 (kW/m^2), respectively and in boiling of silica-ethanol nanofluid with volumetric concentrations of 0.1% and 0.3%, is 35.81 (kW/m^2) and 38.31 (kW/m^2), respectively. The highest heat transfer coefficient is achieved by alumina nanofluid with 0.3% concentration, while the highest minimum heat flux is achieved by silica nanofluid with 0.3% concentration. The numerical results are in good agreement with the experimental results. By comparing these values with the experimental results, there is a good consistency between the results.

Key Words: Film boiling, minimum heat flux, nanofluid, heat transfer coefficient.

INTELLIGENT FAULT DETECTION OF ROLLING ELEMENT BEARING UNDER VARIABLE OPERATING CONDITIONS BY CONVOLUTIONAL NEURAL NETWORK USING TIME AND FREQUENCY DOMAIN SIGNALS

A. Farahani
alifarahani.16@gmail.com
A. Davoodabadi
davoodabadi110@gmail.com
S. Mohammadi
somaye.mohammadi@sharif.edu
M. Behzad(corresponding author)
m_behzad@sharif.edu
Condition Monitoring Lab
Dept. of Mechanical Engineering
Sharif University of Technology
Tehran, Iran
DOI:10.24200/j40.2024.63396.1697

Sharif Mechanical Engineering Journal
Volume 40, Issue 2, Page 38-51, Original Article

© Sharif University of Technology

• Received 25 October 2023; received in revised form 11 April 2024; accepted 7 April 2024.

Abstract
Intelligent detection of rolling element bearing faults is a critical aspect of rotating equipment condition monitoring. Early detection of faults holds significant economic value for industrial units in terms of maintenance and planning. Traditional intelligent fault detection algorithms, which rely on a combination of feature extraction and signal classification, are time-consuming and require a high level of expertise. In comparison to traditional methods, Convolutional Neural Networks (CNNs) can process a large volume of data with high accuracy and automatically extract features from vibration signals. Therefore, in this research, an attempt has been made to use a simple and shallow CNN to not only determine the health state of rolling element bearings but also identify the defective element. For this purpose, a CNN model has been employed to investigate three common faults in rolling element bearings. In order to achieve the best performance, various inputs, including time waveforms, spectra, and envelopes, have been utilized. To implement and validate the algorithms, a laboratory setup was designed and constructed. After creating artificial faults on the bearings, experiments were conducted under 36 different operating conditions, comprising 9 different speeds, each at 4 different loads, encompassing four healthy states, including healthy, inner race fault, outer race fault, and rolling element fault. The obtained results have illustrated that the fault detector model with the frequency spectrum input is more accurate, with an accuracy of 95% than the models receiving the other two inputs.

teger order sliding surface cannot be used. Therefore, the fractional sliding surface has been used for this purpose. The results show that in the presence of considerable uncertainties in each of the four parameters of the dynamical system, and considering the effects of sensor noise and the saturation element for the control signal, this controller can overcome it and follow the reference signal.

Key Words: Fractional-order transfer function, fractional order sliding mode control, attitude control of satellite, coupled rigid-flexible structures, uncertainty.

INVESTIGATING THE EFFECT OF TEXTURE INTENSITY ON THE FORMING LIMIT DIAGRAM OF MAGNESIUM MICROTUBES USED IN STENTS USING CRYSTAL PLASTICITY FINITE ELEMENT MODELING

M. Reisi
mahdi.reisi396@gmail.com
Faculty of Mechanical Engineering
Sharif University of Technology
A. Mirzakhani
a.mirzakhani@pnu.ac.ir
Dept. of Mechanical Engineering
Payam Noor University
Tehran, Iran
A. Asempour(corresponding author)
assem.sharif.edu
Faculty of Mechanical Engineering
Sharif University of Technology
DOI: 10.24200/j40.2023.63013.1695

Sharif Mechanical Engineering Journal
Volume 40, Issue 2, Page 15-24, Original Article

© Sharif University of Technology

- Received 17 September 2024; received in revised form 4 November 2024; accepted 7 November 2024.

Abstract

Metal microtubes are usually made using the extrusion method, eventually creating a special texture in the tube. The way tissue is created in the microtube has a significant effect on its mechanical properties, which is very effective in the quality of the fabricated stents. In this research, the effect of texture intensity caused by the extrusion process to make magnesium microtubes is extracted using the crystal plasticity finite element simulation process. First, to validate the modeling, the hydroforming process for aluminum has been simulated in Abaqus finite element software and compared with similar results in the literature. After confirming the modeling process, using the criterion of the second derivative of the maximum large strain for the hydroforming process, the forming limit diagram is drawn for magnesium without texture intensity. In order to confirm the modeling of crystal plasticity, the representative volume element was subjected to tension and compression, and the strain stress curve in tension and compression was compared with the experimental strain stress curve. Then, the representative volumetric element was subjected to tension in three directions of extrusion, perpendicular to extrusion and forty-five degrees, and by calculating the ratio of transverse strain to thickness strain, the anisotropy coefficient for the random state in these three directions was obtained. In the following, the anisotropy coefficient was obtained in three different tissue intensities as in the random state. The results show that the relative activity range of hard slip systems such as pyramidal slip and prismatic slip is greater in the direction of extrusion than in other directions, so the anisotropy coefficient obtained in the direction of extrusion is greater than in other directions. As the texture intensity decreases, the anisotropy coefficients approach one, and the formation limit curve increases. As the texture intensity increases, the formation limit curve shows a lower safe zone.

Key Words: Forming limit diagram, magnesium microtube, anisotropy, representative volume element, crystal plasticity.

NUMERICAL SIMULATION OF FILM POOL BOILING OF ETHANOL-BASED NANOFLUIDS

A. Hedayati
ahedayati7558@gmail.com
M. Khayat(corresponding author)
mkhayat@srbiau.ac.ir
M.H. Nobakhti
m.nobakhti@srbiau.ac.ir
Dept. of Mechanical Engineering
Science and Research Branch
Islamic Azad University, Tehran, Iran
DOI: 10.24200/J40.2023.63108.1696

Sharif Mechanical Engineering Journal
Volume 40, Issue 2, Page 25-37, Original Article

© Sharif University of Technology

Abstracts of Papers in English

FRACTIONAL ORDER SLIDING MODE CONTROLLER (FOSMC) DESIGN FOR ATTITUDE CONTROL OF A SATELLITE WITH COUPLED RIGID-FLEXIBLE STRUCTURES USING FRACTIONAL ORDER TRANSFER FUNCTION

R. Safaei
reza.safaei@sharif.edu
M. Fathi(corresponding author)
fathi@sharif.edu
Faculty of Aerospace Engineering
Sharif University of Technology
DOI: 10.24200/j40.2023.62462.1684

Sharif Mechanical Engineering Journal
Volume 40, Issue 2, Page 3-14, Original Article
© Sharif University of Technology

- Received 23 May 2023; received in revised form 29 September 2023; accepted 26 November 2023.

Abstract
One of the critical problems in controlling mechanical systems is the structural interactions. Obviously, all the bodies have elastic behavior, and rigidity is assumed to reduce the modeling complexity, which is not applicable to many situations. For example, gravity gradient booms and solar panels used in satellites have considerably large deflections relative to their basements. These such systems are recognized as Coupled Rigid-Flexible structures. In these cases, it is possible to consider the more flexible part of the structure as elastic and the other as rigid. With the development of fractional order calculus and more accurate modeling of physical phenomena, the problem of controlling these systems by considering the uncertainties in the system will become necessary and inevitable. In this paper, the fractional order transfer function model of a satellite with coupled rigid-flexible structures is used as the reference work of the research. The sliding mode control method, which is one of the robust control methods, has been used to control this dynamic system. It is not possible to design a sliding mode controller directly for a transfer function. For this reason, a fractional order pseudo-state space model is first obtained from the fractional order transfer function model. Then, a controller is designed for it. On the other hand, considering the dynamics of the system is used in the design process of the sliding mode controller and proving its stability. Since the state space model is fractional, it is clear that the in-

Mechanical Engineering

Sharif

2

Fall
2024

Editor-in-Chief: Mehrdad Taghizadeh Manzari

This Journal is published under the auspices of Sharif University of technology, Office of the Vice-Chancellor-in-Charge of Research.

The Journal is published semiannually in Farsi language, aims at establishing a relationship between scientists active in different branches of science and technology and, in particular, at providing a forum for exchange of knowledge between scientists and technologists related to scientific problems prevailing in contemporary society. The journal also strives to present practical and theoretical analyses of these issues and facilitates the circulation of modern scientific findings by scientists and researchers for practical application. In addition, **"Sharif"** publishes original papers focusing on issues of specific concern to universities, including research, technological advancements, and topics related to matters of higher education.

P.O.BOX 11155-8639 AZADI AVENUE, TEHRAN, I.R. IRAN
Phone: (98-21) 66005419 - 66164093 Fax: (98-21) 66012983
Web: http://journal.sharif.ir/ http:// www. globalsciencejournals.com
E-mail: pajouhesh@sharif.edu

CONTENTS

3 **FRACTIONAL ORDER SLIDING MODE CONTROLLER (FOSMC) DESIGN FOR ATTITUDE CONTROL OF A SATELLITE WITH COUPLED RIGID-FLEXIBLE STRUCTURES USING FRACTIONAL ORDER TRANSFER FUNCTION**
R. Safaei and M. Fathi

15 **INVESTIGATING THE EFFECT OF TEXTURE INTENSITY ON THE FORMING LIMIT DIAGRAM OF MAGNESIUM MICROTUBES USED IN STENTS USING CRYSTAL PLASTICITY FINITE ELEMENT MODELING**
M. Reisi, A. Mirzakhani and A. Asempour

25 **NUMERICAL SIMULATION OF FILM POOL BOILING OF ETHANOL-BASED NANOFLUIDS**
A. Hedayati, M. Khayat and M.H. Nobakhti

38 **INTELLIGENT FAULT DETECTION OF ROLLING ELEMENT BEARING UNDER VARIABLE OPERATING CONDITIONS BY CONVOLUTIONAL NEURAL NETWORK USING TIME AND FREQUENCY DOMAIN SIGNALS**
A. Farahani, A. Davoodabadi, S. Mohammadi and M. Behzad

52 **EXPERIMENTAL ACOUSTIC STUDY OF SMALL HORIZONTAL AXIS WIND TURBINES BASED ON COMPUTATIONAL FLUID DYNAMICS AND ARTIFICIAL INTELLIGENCE APPROACHES**
M. Sadeghi Malekabadi and A.R. Davari

64 **INVESTIGATING THE STABILITY OF THE YIELD STRENGTH OF THE FRICTION STIR WELDING JOINT OF SIMILAR AMORPHOUS THERMOPLASTIC BASED ON THE ORDERED WEIGHTED AVERAGING OPERATORS**
N. Sadeghian and A. Chaji

76 **EXPERIMENTAL INVESTIGATION AND SIMULATION OF CONTROLLED SIZE DROPLET FORMATION IN A CAPILLARY MICRODEVICE**
M. Oveysi, A.H. Karami and V. Bazargan

85 **A NONLINEAR MODEL FOR VIBRO-ACOUSTIC ANALYSIS OF A SUBMERGED AXIALLY MOVING CYLINDRICAL SHELL**
A.H. Orafa, M.M. Jalili and A.R. Fotuhi

97 **NUMERICAL AND EXPERIMENTAL ANALYSIS OF ANISOTROPIC DAMAGE GROWTH AND MARTENSITIC PHASE CHANGE DUE TO PLASTIC STRAIN AT AMBIENT TEMPERATURE**
R. Barkhordari, M. Ganjiani and S. Etemadi Haghighi

APPENDIX

114 **ABSTRACTS OF PAPERS IN ENGLISH**