ISSN 2008 - 918X

ارزیابی عملکرد سامانه سرمایش سقفی تابشی از منظر آسایش حرارتی با در نظر گرفتن حضور انسان و غیریکنواختی دمای سطح سقف	محمد علیپور دهسری امین حقیقی پشتیری	۱
شبیه‌سازی اثر جایگزینی سوخت‌گازی بجای بنزین بر عملکرد موتور TU5	جواد خادم – علی اسدی اسداله بسطامی	۲۵
مطالعه تأثیر سرعت، فشار و ضریب اصطکاک بر توزیع تنش‌های تماسی	فرشاد نظری حسین حسینی نیک	۴۵
تحلیل دینامیک غیرخطی و کنترل جاذب فعال ارتعاش مبتنی بر اینرسی	کیارش نیرومند اکبر اللهوردی‌زاده	۵۷
مطالعه آزمایشگاهی تأثیرات تهویه اجباری و طبیعی بر رفتار حریق چوب با بار سوختی محدود	سید احمد کبریایی محمد مقیمان – حمید نیازمند سیده محدثه میری	۷۳
بررسی اثر مدل ناهمگنی ساختاری بر ظرفیت کمانشی تیرهای مدرج تابعی متخلخل جدار نازک I شکل و ناودانی	رضا جهانگیری رسول قنبری میکائیل ناصری اکبر اللهوردی زاده ایرج شاکری	۹۵
بررسی اثر نقص هندسی وحذف اتم در ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن به روش شبیه‌سازی دینامیک مولکولی	مهدی بینقی – علی دادرسی محسن تقی زاده	۱۱۵

سال ۳۷، شماره ۴

پاییز ۱۴۰۴

دانشگاه فردوسی مشهد

نشریه علوم کاربردی و محاسباتی

در مکانیک

فصلنامه علمی

شماره پیاپی ۴۲

نشریه علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

شماره پیاپی ۴۲

سال ۳۷، شماره ۴، ۱۴۰۴

شماره پیاپی ۴۲

نشریه علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

ISSN: 2008-918X

سردبیر: دکتر مهران کدخدایان **مدیر مسئول:** دکتر حمید نیازمند

صاحب امتیاز: دانشگاه فردوسی مشهد

هیئت تحریریه:

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

ویراستار: الهام دهقان **ویرایش و صفحه‌آرایی:** سیده عاطفه نوعی

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

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

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

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

فهرست مطالب

ارزیابی عملکرد سامانه سرمایش سقفی تابشی از منظر آسایش حرارتی با در نظر گرفتن حضور انسان و غیریکنواختی دمای سطح سقف	محمد علیپور دهسری - امین حقیقی پشتیری	۱
شبیه‌سازی اثر جایگزینی سوخت‌گازی بجای بنزین بر عملکرد موتور TU5	جواد خادم – علی اسدی – اسداله بسطامی	۲۵
مطالعه تأثیر سرعت، فشار و ضریب اصطکاک بر توزیع تنش‌های تماسی	فرشاد نظری – حسین حسینی نیک	۴۵
تحلیل دینامیک غیرخطی و کنترل جاذب فعال ارتعاش مبتنی بر اینرسی	کیارش نیرومند – اکبر اللهوردی‌زاده	۵۷
مطالعه آزمایشگاهی تأثیرات تهویه اجباری و طبیعی بر رفتار حریق چوب با بار سوختی محدود	سید احمد کبریایی – محمد مقیمان – حمید نیازمند سیده محدثه میری	۷۳
بررسی اثر مدل ناهمگنی ساختاری بر ظرفیت کمانشی تیرهای مدرج تابعی متخلخل جدار نازک I شکل و ناودانی	رضا جهانگیری – رسول قنبری – میکائیل ناصری اکبر اللهوردی زاده – ایرج شاکری	۹۵
بررسی اثر نقص هندسی وحذف اتم در ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن به روش شبیه‌سازی دینامیک مولکولی	مهدی بینقی – علی دادرسی – محسن تقی زاده	۱۱۵

Ferdowsi University of Mashhad

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics

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

Society of Manufacturing Engineering of Iran

Performance Evaluation of Radiant Ceiling Cooling Systems from a Thermal Comfort Perspective Considering Human Presence and Ceiling Surface Temperature Non-Uniformity

Research Article

Amin Haghighi Poshtiri[1], Mohammad Alipour Dehsari[2]

10.22067/jacsm.2025.92064.1315

***Abstract* -- In this study, the thermal comfort conditions in a room equipped with a radiant ceiling cooling system with variable ceiling temperature were numerically analyzed. Simulations were conducted for the hottest average day over the past 10 years in Tehran. The k-ε model, discrete coordinates, and ray-tracing method were utilized to simulate airflow, solar radiation, and heat transfer, while thermal comfort was evaluated using the Fanger model. Ceiling temperature differences of 1°C, 3°C, and 5°C caused a violation of thermal comfort, with PMV indices reaching 0.68, 0.86, and 1.11, respectively. When the ceiling temperature difference was adjusted to match the average temperature of the constant ceiling condition, thermal comfort improved, and the PMV indices decreased to 0.52, 0.55, and 0.59. The impact of ceiling temperature differences on the thermal comfort distribution in various zones of the room was also investigated.**

***Keywords:* Radiant ceiling cooling, solar radiation, thermal comfort, human presence, variable ceiling temperature.**

1. Interduction

This study explores the performance of radiant ceiling cooling systems, focusing on how non-uniform ceiling temperature gradients (1, 3, and 5°C variations) impact thermal comfort in a west-facing room in Tehran. Despite significant research on radiant cooling, the effect of ceiling temperature variations on comfort, especially in occupied spaces, has been insufficiently studied. The research evaluates key comfort indices (PMV, PPD, vertical temperature difference dissatisfaction, and warm floor dissatisfaction [1]) and examines occupant positioning under two thermal scenarios. The study aims to determine permissible ceiling temperatures, assess comfort under temperature gradients, and optimize inlet water temperature for better system performance.

2. Mathematical model

The evaluation of thermal comfort conditions requires determining the temperature distribution within a room. To obtain the air temperature at different locations, the governing equations of mass (Eq. 1), momentum (Eq. 2), and energy (Eq. 3) [2] must be solved, while considering the incoming solar radiative heat flux.

$$\frac{\partial \bar{U}_\iota}{\partial x_i} = 0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial \bar{U}_\iota}{\partial t} + \bar{U}_J \frac{\partial \bar{U}_\iota}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left\{\nu\left\{\frac{\partial \bar{U}_\iota}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{U}_J}{\partial x_i}\right\} - \overline{u_\iota u_J}\right\} + f_i \tag{2}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \frac{\partial}{\partial x_i}[u_i(\rho E + p)] = \frac{\partial}{\partial x_j}\left(k_{eff}\frac{\partial T}{\partial x_j}\right) + S_h \tag{3}$$

Equation (4) calculates the solar heat load as a source term in the energy equation [3].

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

To assess thermal comfort, Fanger's model was applied under the assumption of steady-state conditions over one-hour intervals [4]. Airflow was modeled as three-dimensional and incompressible. The finite volume method with the SIMPLE algorithm was used for numerical simulation, employing QUICK and power law schemes for momentum and energy equations, respectively. Convergence was achieved when residuals dropped below 10^{-6} [5].

3. Result and discution

In this study, instead of assuming a constant ceiling

* Manuscript received 2025 February 9, Revised 2025 March 17, Accepted. 2025 April 19.

1. Corresponding author. Associate Professor, Faculty of Mechanical Engineering, University of Guilan, Rasht.
Email: Haghighi_p@guilan.ac.ir

2. Ph.D Student, Faculty of Mechanical Engineering, University of Guilan, Rasht.

temperature, linear temperature variations along the panel pipes were simulated for temperature differences of 1, 3, and 5°C. The results show that as this temperature difference increases, both the PMV index and predicted percentage of dissatisfied (PPD) rise significantly, leading to a decline in thermal comfort. For instance, while the PPD is 10% under uniform ceiling temperature, it increases to 31% when a 5°C temperature difference is applied.

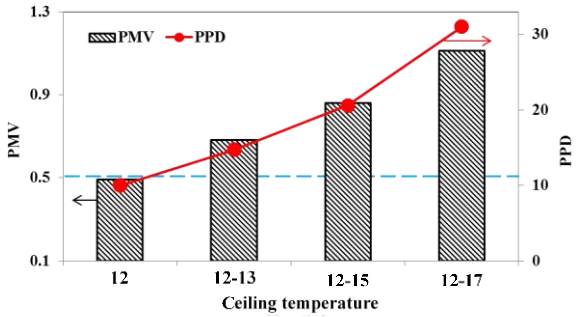


Figure 1. PMV and PPD inlet water temperature matches constant ceiling temperature

In this section, ceiling temperature variations are considered such that the average ceiling temperature equals the maximum allowable constant value (12°C). For temperature differences of 1, 3, and 5°C, inlet temperatures range from 11.5–12.5°C, 10.5–13.5°C, and 9.5–14.5°C, respectively. While thermal comfort parameters improve compared to the earlier case, the PMV index remains above the comfort threshold (0.5), and PPD rises slightly to 10.6%, 11.2%, and 12.3% for 1, 3, and 5°C differences, respectively.

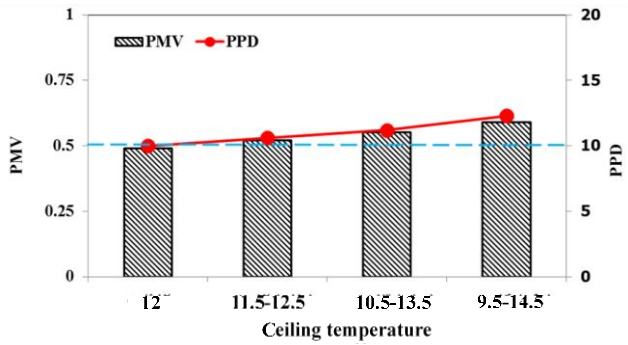


Figure 2. PMV and PPD inlet water temperature matches average ceiling temperature

4. Conclusion

This study evaluated ceiling radiant cooling and thermal comfort in a west-facing room on the hottest day in Tehran. It showed that when ceiling temperature varies by 1–5°C, PMV rises above 0.5 and room temperatures exceed comfort limits. However, if the average ceiling temperature matches the constant case, thermal comfort improves, though PMV still slightly exceeds 0.5. To ensure comfort across all zones, the ceiling temperature range must be adjusted based on the degree of variation.

5. Reference

[1] ISO, "International Standard 7730: Ergonomics of the thermal environment—Analytical determination and interpretation of thermal comfort using calculation of the PMV and PPD indices and local thermal comfort criteria," International Organization for Standardization, Geneva, 2005.

[2] K. Abe, T. Kondoh, and Y. Nagano, "A new turbulence model for predicting fluid flow and heat transfer in separating and reattaching flows – 1. Flow field calculations," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 37, no. 1, pp. 139–151, 1994. https://doi.org/10.1016/0017-9310(94)90168-6

[3] M. Mousavi Motlaghian, M. H. Ahmadi, and S. Sadeghi, "Evaluating the effect of internal movable and external fixed shading devices on energy consumption in an office building in Kerman's climate," Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics, vol. 36, no. 3, pp. 45–62, 2024. (In Persian) https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.86057.1233

[4] P. O. Fanger, *Thermal Comfort: Analysis and Applications in Environmental Engineering*, Danish Technical Press, Copenhagen, 1970.

[5] Alipour Dehsari, Mohammad, and Amin Haghighi Poshtiri. "Numerical investigation of thermal comfort conditions for a human in a room equipped with a ceiling radiant cooling system." *Amirkabir Journal of Mechanical Engineering*, vol. 56, no.10, pp.1399-1425 (2024): (In Persion) https://doi.org/10.22060/mej.2025.23738.7808

انجمن مهندسی ساخت و تولید ایران

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

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

دانشگاه فردوسی مشهد

ارزیابی عملکرد سامانه سرمایش سقفی تابشی از منظر آسایش حرارتی با در نظر گرفتن حضور انسان و غیر یکنواختی دمای سطح سقف*

مقاله پژوهشی

محمد علیپور دهسری [۱] امین حقیقی پشتیری [۲]

10.22067/jacsm.2025.92064.1315

چکیده *در این مطالعه، شرایط آسایش حرارتی در اتاقی مجهز به سامانه سرمایش سقفی برای بررسی تأثیر تغییرات دمای سقف به‌صورت عددی تحلیل شد. شبیه‌سازی‌ها با حضور انسان و برای گرم‌ترین روز میانگین ۱۰ سال اخیر تهران انجام شدند. مدل‌های k-ε، مختصات گسسته و ری‌تریسینگ برای شبیه‌سازی جریان هوا، تابش خورشید و تشعشع استفاده شدند و آسایش حرارتی با مدل فنگر ارزیابی شد. اعمال اختلاف دمای سقف ۱°C، ۳°C و ۵°C موجب نقض آسایش حرارتی شد. در شرایط دیگر، با اعمال اختلاف دمای سقف با میانگین برابر با حالت سقف دما ثابت، شرایط آسایش حرارتی بهبود یافت و پی‌اموی به ترتیب ۰/۵۲، ۰/۵۵ و ۰/۵۹ شد. تأثیر اختلاف دمای سقف بر توزیع آسایش حرارتی در نواحی مختلف اتاق نیز بررسی شد.*

واژه های کلیدی سرمایش سقفی، بررسی عددی، آسایش حرارتی، حضور انسان، تغییرات دمای سطح سقف

مقدمه

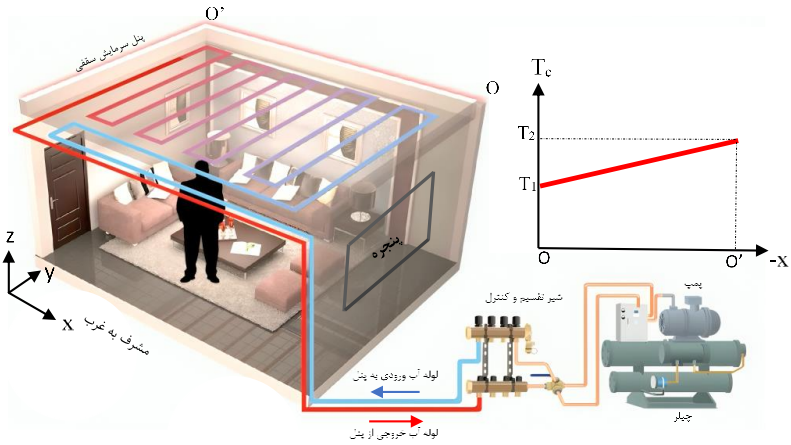
سامانه‌های گرمایش و سرمایش تابشی ازجمله فناوری‌های نوین در تهویه مطبوع هستند که به‌جای تمرکز بر دمای هوا، بر تنظیم دمای سطوح محیطی مانند کف، سقف و دیوارها تأکید دارند. این سامانه‌ها با استفاده از انتقال حرارت تابشی، شرایط حرارتی مطلوب را برای افراد فراهم می‌کنند. در این روش، جریان آب سرد یا گرم در لوله‌های تعبیه‌شده در سطوح ساختمان، باعث تغییر دمای این سطوح می‌شود. به‌این‌ترتیب، حرارت از طریق تابش به فضای اتاق منتقل‌شده و محیطی با دمای یکنواخت و مطلوب ایجاد می‌گردد. عملکرد این سامانه‌ها علاوه بر افزایش راندمان انرژی، موجب بهبود آسایش حرارتی ساکنین می‌شود و گزینه‌ای مناسب برای ساختمان‌های مسکونی، تجاری و اداری به شمار می‌آید [1-3]. سامانه‌های تابشی با ایجاد توزیع یکنواخت دما، بهبود کیفیت هوای داخلی، کاهش مصرف انرژی و عملکرد آرام و بدون صدا، محیطی راحت و بهینه را فراهم می‌کنند [4,5]. سیستم سرمایش سقفی تابشی با استفاده از پنل‌های تعبیه‌شده در سقف، فرآیند خنک‌سازی محیط را از طریق انتقال حرارت تابشی و جابجایی انجام می‌دهد. در این سامانه، دمای سطح سقف تحت تأثیر جریان آب سردی است که درون پنل‌ها گردش می‌کند. با این حال، به دلیل تبادل حرارتی مداوم میان آب و محیط، دمای سطح سقف در شرایط واقعی ثابت نیست و در طول مسیر حرکت آب دچار تغییرات تدریجی می‌شود. این تغییرات منجر به ایجاد یک گرادیان دمایی در سطح سقف می‌شود که می‌تواند بر عملکرد سرمایشی سیستم و توزیع دما در فضا تأثیر بگذارد. در این پژوهش، به‌منظور کاهش پیچیدگی محاسبات و تمرکز بر تحلیل شرایط آسایش حرارتی، مدل‌سازی جزئیات لوله‌ها انجام نشده است. با این حال، برای در نظر گرفتن تأثیر واقعی تغییرات دمایی سقف، به جای فرض دمای یکنواخت، یک گرادیان دمایی خطی در جهت عمود بر دیوار خارجی در نظر گرفته شده است. این گرادیان دما در سه حالت مختلف با اختلاف دمای ۱، ۳ و ۵ درجه سانتی‌گراد (از T1 تا T2) اعمال شده است.

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۳/۱۱/۲۱ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۴/۱/۳۰ می باشد.

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

(۲) نویسندهٔ مسئول، دانشیار، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه گیلان، رشت.

Email: haghighi_p@guilan.ac.ir



شکل ۱ طرح نمادین آرایش لوله‌ها در پنل‌های سرمایش سقفی

با توجه به تنوع روش‌های ارزیابی آسایش حرارتی در محیط‌های گوناگون، بهره‌گیری از شاخص‌های علمی و معتبر برای تعیین شرایط بهینه امری ضروری است. در این مطالعه، مدل آسایش حرارتی فنگر و شاخص پی‌ام‌وی به‌عنوان یکی از شاخص‌های استاندارد و قابل‌اعتماد برای ارزیابی و تحلیل آسایش حرارتی مورد استفاده قرار گرفته است.

فنگر با مطالعات آزمایشگاهی، شاخص پی‌ام‌وی (PMV (Predicted Mean Vote)) یا میانگین رأی پیش‌بینی‌شده را معرفی کرد که با یک معادله ریاضی، ارتباط پارامترهای مؤثر بر آسایش حرارتی را بیان می‌کند. این شاخص، عددی در مقیاس هفت نقطه‌ای اشری (ASHRAE) ارائه می‌دهد که متوسط احساس حرارتی افراد در یک فضا را نشان می‌دهد. مقدار صفر این شاخص نشان‌دهنده شرایط خنثی گرمایی است و در طراحی‌ها، بازه مطلوب ۰/۵± در نظر گرفته می‌شود [6]. در ادامه، پژوهش‌های مرتبط در زمینه استفاده از سامانه سرمایش سقفی تابشی بررسی می‌شود.

چیرارانانون (Chirarattananon) و همکاران [7]، آسایش حرارتی در یک منطقه نیمه گرمسیری از پاکستان را بررسی نمودند. در این مطالعه، سامانه سرمایش تابشی با سامانه تمام هوا از طریق شبیه‌سازی نرم‌افزاری مقایسه شد. نتایج نشان داد که در اکثر مواقع سال می‌توان با استفاده از سرمایش تابشی، آسایش حرارتی را بدون نگرانی از چگالش رطوبت روی پنل‌ها به دست آورد. همچنین مشخص شد که این سامانه می‌تواند تا ۸۰ درصد صرفه‌جویی انرژی نسبت به سامانه‌های تمام هوا داشته باشد. کاتالینا (Catalina) و همکاران [8]، آسایش حرارتی در اتاقی مجهز به سامانه سرمایش سقفی را از طریق مطالعات آزمایشگاهی و شبیه‌سازی سه‌بعدی عددی بررسی کردند. در بخش آزمایشگاهی، دماهای سطوح مختلف و توزیع دمای عمودی اتاق برای سه دمای مختلف سقف (دمای ثابت ۱۶/۹، ۱۷/۶ و ۱۸/۹ درجه سانتی‌گراد) اندازه‌گیری شد. سپس این داده‌ها به‌عنوان شرایط مرزی برای شبیه‌سازی عددی در نرم‌افزار انسیس فلوئنت با مدل آشفتگی $k-\varepsilon$ استفاده شدند. نتایج نشان داد که گرادیان دمای عمودی کمتر از ۱ درجه سانتی‌گراد است و شاخص پی‌ام‌وی نشان‌دهنده برقراری آسایش حرارتی در اتاق بود. لی (Li) و همکاران [9]، عملکرد سامانه سرمایش وگرمایش تابشی سقفی در ساختمانی کم‌مصرف در دانشگاه توکیو را مورد بررسی قراردادند. آزمایش‌ها نشان داد که در هر دو حالت سرمایش و گرمایش، حدود ۳۰ تا ۴۰ درصد از شار حرارتی پنل‌ها به‌صورت اتلاف گرما از قسمت بالایی پنل‌ها رخ می‌دهد. همچنین یکنواختی دمای عمودی هوا در ارتفاع قوزک پا تا سر با تغییرات کمتر از ۱/۵ درجه سانتی‌گراد ثبت شد. این نتایج نشان داد که این سامانه می‌تواند محیط حرارتی مناسبی فراهم کند. همچنین پیشنهادهایی برای کاهش اتلاف حرارت از بخش بالایی پنل‌ها شامل بهبود عایق‌کاری و استفاده از مواد با خاصیت بازتابی بهتر در بخش بالایی پنل‌ها ارائه دادند. سو (Su) و همکاران [10]، عملکرد سیستم سرمایش پنل‌های سقفی بتنی ازنظر انتقال حرارت و ظرفیت سرمایش بررسی نمودند. مدل ریاضی دوبعدی انتقال حرارت با روش تفاضل محدود توسعه یافت و شبیه‌سازی عددی انجام گرفت. دما آب در لوله‌ها متغیر در نظر گرفته شد و نتایج نشان داد که به دلیل اینرسی حرارتی بالای پنل‌های بتنی، دماهای

پنل و هوای داخلی به آرامی کاهش می‌یابند، اما نوسانات دمای آب ورودی تأثیر کمی بر عملکرد سیستم دارند. ظرفیت سرمایش نیز به عواملی مانند دمای آب ورودی، فاصله لوله‌ها و نرخ جریان آب وابسته است. خان (Khan) و همکاران [11]، صرفه‌جویی انرژی در سیستم سرمایش تابشی یک ساختمان تجاری در هند را مورد بررسی قراردادند. برای ارزیابی عملکرد حرارتی و مصرف انرژی، از شبیه‌سازی‌های نرم‌افزارهای انسیس فلوئنت و انرژی پلاس (EnergyPlus) استفاده شد. مدل ساختمان با داده‌های واقعی تطبیق داده شده و مصرف انرژی سیستم سرمایش تابشی با سیستم تمام هوا مقایسه گردید. نتایج نشان داد، سیستم سرمایش تابشی ٪۱۷/۵ کارآمدتر از سیستم‌های تمام هوا است و جایگزینی سیستم هوای تازه (DOAS) به‌جای فن کویل، صرفه‌جویی ٪۳۰ در مصرف انرژی را به همراه دارد. همچنین شبیه‌سازی عددی نشان داد که سیستم تابشی دماهای یکنواخت‌تر و دامنه بهتری از دمای هوای متوسط نسبت به سیستم‌های تمام هوا ارائه می‌دهد. نجفی و همکاران [12]، عملکرد سیستم سرمایش سقفی تابشی را در چهار اقلیم مختلف ایران (تبریز، تهران، رشت و یزد) در گرم‌ترین ساعت سال را بررسی کرده‌اند. با استفاده از شبیه‌سازی عددی در نرم‌افزار فلوئنت و تحلیل شاخص آسایش حرارتی با مدل فنگر و شاخص پی‌ام‌وی، دماهای مناسب سقف برای تأمین آسایش حرارتی و جلوگیری از میعان تعیین شدند. نتایج نشان داد استفاده از شیشه‌های پوشش‌دار می‌تواند مصرف انرژی را تا ٪۵۸ کاهش دهد و تغییر جهت‌گیری اتاق از غرب به جنوب باعث افزایش صرفه‌جویی انرژی می‌شود. همچنین، دماهای بالاتر سقف علاوه بر کاهش احتمال میعان، امکان استفاده از سیستم سرمایش تابشی را حتی در اقلیم‌های مرطوب، بدون نیاز به سامانه‌های رطوبت‌زدا فراهم می‌کند. والدیسری (Valdiserri) و همکاران [13] با مطالعه با بررسی فضای داخل اتاق بیمار در بیمارستان ماجوره ایتالیا نشان داد که سیستم‌های پنل سقفی تابشی می‌توانند پتانسیل ذخیره انرژی قابل‌توجهی در بیمارستان‌ها ایجاد کنند. با استفاده از داده‌های تجربی و شبیه‌سازی دینامیکی ساختمان، شاخص‌های دما، رطوبت نسبی، پی‌ام‌وی و نارضایتی پیش‌بینی‌شده (PPD) در شرایط مختلف هوای ورودی تحلیل شدند. نتایج نشان داد که تأمین هوای معتدل بهترین شرایط را برای افزایش کارایی انرژی و بهبود آسایش حرارتی فراهم می‌کند. همچنین، این سیستم‌ها علاوه بر کاهش مصرف انرژی، آسایش حرارتی، آکوستیک و کنترل عفونت را بهبود می‌بخشند. مینژی یه (Minzhi Ye) و همکاران [14]، عملکرد حرارتی پنل سرمایش تابشی سقفی با سطح مقعر را به‌طور تجربی بررسی کردند. نتایج نشان داد که کاهش دمای آب ورودی از ۲۴ به ۱۵ درجه سانتی‌گراد باعث کاهش بیش از ۱/۵ درجه‌ای دمای هوای داخل و افزایش ۵۰ درصدی شار حرارتی کل می‌شود. همچنین، این پنل توانست با دبی آب کمتری همان دمای هوا را تأمین کند، که نشان‌دهنده پتانسیل بالای آن برای صرفه‌جویی در انرژی است. اسماعیل و همکاران [15]، عملکرد سیستم سرمایش تابشی ترکیب‌شده با سیستم تهویه مطبوع را در یک اتاق اداری در اقلیم گرم مورد ارزیابی قراردادند. مدل توسعه‌یافته که شامل شبیه‌سازی عددی است، نشان داد که سامانه سرمایش تابشی سقفی، آسایش حرارتی بهتری ایجاد کرده و با ایجاد تقارن حرارتی، شاخص PPD را بهبود بخشیده است. همچنین، مصرف انرژی سرمایشی را ٪۱۸ کاهش داده و دوره بازگشت سرمایه را به ۶ تا ۷ سال رسانده است. آریال (Aryal) و همکاران [16]، عملکرد سیستم سرمایش سقفی تابشی را در ساختمان‌های اداری در اقلیم گرم و مرطوب استوایی مورد بررسی قراردادند. آزمایش‌ها در یک اتاقک آزمایشگاهی باز برای مشاهده شرایط حرارتی داخلی و انتقال حرارت از پوسته ساختمان انجام شد. سیستم تابشی با استفاده از نرم‌افزار ترنسیس مدل‌سازی شد و نتایج شبیه‌سازی با مشاهدات تجربی مقایسه گردید. نتایج شبیه‌سازی نشان داد که بازیابی حرارت از هوای خروجی و عایق‌بندی پوسته ساختمان می‌تواند در صرفه‌جویی انرژی و بهبود شرایط آسایش حرارتی مؤثر باشد. باوجود مطالعات متنوعی که بر روی سامانه‌های سرمایشی تشعشعی انجام‌شده، ارزیابی از شرایط آسایش حرارتی با در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف صورت نگرفته است. از آنجایی که به وجود آمدن اختلاف دما در سقف اجتناب ناپذیر است و شرط سقف دما ثابت برای توزیع دمای سقف، شرط مناسبی نیست، لذا بررسی تغییرات دمای سطح سقف بر شرایط آسایش حرارتی و همچنین انتخاب مناسب و درست دمای آب ورودی به لوله‌های پنل از اهمیت بسیاری برخوردار است. هدف اصلی این مطالعه، بررسی تأثیر تابش مستقیم خورشید بر عملکرد سامانه سرمایش سقفی تشعشعی و ارزیابی تغییرات دمای سطح سقف بر شرایط آسایش حرارتی در حضور انسان است. در این راستا، یک اتاق

نمونه با یک دیوار خارجی مشرف به غرب در شهر تهران (برای شهر تهران دیوار خارجی غربی بیشترین بار سرمایشی را نیاز دارد [12]) که شامل پنجره پوشش‌دار است به همراه یک انسان در مرکز اتاق در نظر گرفته می‌شود. در ابتدا حداکثر دمای مجاز سقف در ساعات مختلف برای شرایط دمای سقف ثابت تعیین می‌شود، در ادامه تأثیر تغییرات دمای سطح سقف مورد بررسی قرار می‌گیرد. در بررسی تأثیر تغییرات دمای سطح سقف، پارامترهای کلیدی برای ایجاد شرایط آسایش حرارتی ارزیابی خواهند شد. همچنین نارضایتی ناشی از اختلاف دمای عمودی، نارضایتی به دلیل گرم بودن کف اتاق، شاخص درصد افراد ناراضی (PPD) و همچنین تأثیر قرار گرفتن انسان در موقعیت‌های مختلف اتاق نیز مورد تحلیل قرار می‌گیرد. اهداف و نوآوری‌های تحقیق حاضر عبارت‌اند از:

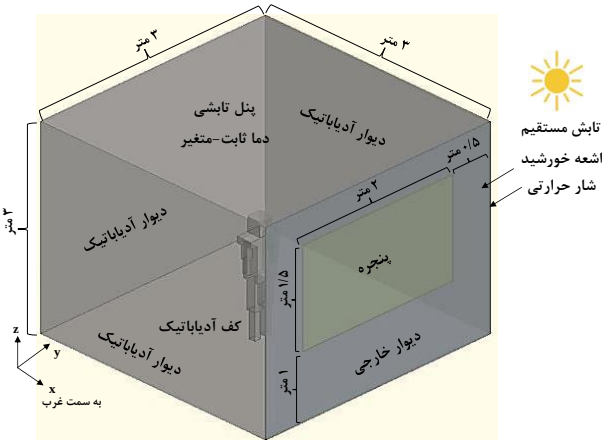
۱. تعیین حداکثر دمای مجاز سقف به‌منظور ایجاد شرایط آسایش حرارتی در ساعات مختلف روز برای سقف با دمای ثابت با در نظر گرفتن حضور انسان.
۲. بررسی شرایط آسایش حرارتی (شاخص پی‌ام‌وی، درصد نارضایتی پیش‌بینی شده، نارضایتی به‌واسطه اختلاف دمای عمودی و نارضایتی به‌واسطه کف گرم اتاق) با در نظر گرفتن تغییرات دمای سطح سقف، به‌طوری‌که دمای آب ورودی لوله‌های پنل (T_1 در شکل ۱) برابر با حالت سقف دما ثابت باشد.
۳. بررسی شرایط آسایش حرارتی با در نظر گرفتن تغییرات دمای سطح سقف، به‌گونه‌ای که میانگین دمای آب لوله‌های پنل ($(T_1+T_2)/2$) در شکل ۱) برابر با حالت سقف دما ثابت باشد.
۴. تقسیم‌بندی اتاق به نواحی مختلف و ارزیابی شرایط آسایش حرارتی با در نظر گرفتن تغییر موقعیت انسان در نواحی مختلف اتاق با در نظر گرفتن تغییرات متفاوت دمای سطح سقف.

فیزیک مسئله و معادلات حاکم

اتاق نمونه مطابق شکل (۱) مکعبی شکل با ابعاد ۳ (متر)×۳ (متر)×۳ (متر) شامل یک دیوار خارجی است که شامل پنجره‌ای به مساحت ۳ مترمربع (به ابعاد ۱/۵ متر در ۲ متر) روی آن تعبیه شده است و یک انسان با ابعاد مرجع [17] نیز در مرکز اتاق حضور دارد. ابعاد انسان در جدول (۱) نشان داده شده است.

جدول ۱ ابعاد انسان

واحد (mm)	طول	واحد (mm)	عرض	واحد (mm)	ارتفاع
۴۲۰	سرشانه	۱۷۰	سر	۲۲۴	سر
۲۵۰	شکم	۷۵	بازو	۱۰۰	گردن تا سینه
		۵۵	مچ	۵۳۴	سینه تا لگن
		۱۸۰	شکم	۴۳۰	لگن تا زانو
		۱۰۵	ران پا	۴۱۰	زانو تا کف پا
		۷۷	ساق پا	۱۹۵	سرشانه تا آرنج
				۲۱۰	آرنج تا مچ



شکل ۲ طرح نمادین هندسه مسئله (اتاقی مکعب شکل شامل یک دیوار خارجی و مجهز به سامانه سرمایش تشعشعی سقفی)

معادلات حاکم

برای بررسی شرایط آسایش حرارتی در یک اتاق و محاسبه دمای هوای داخل آن، معادلات بقای جرم، مومنتم و انرژی باید با در نظر گرفتن ورود شار تشعشعی خورشید به درون اتاق حل شوند. در این راستا، فرض شده است که دمای هوای محیط خارجی و شار خورشیدی در هر بازه زمانی یک‌ساعته ثابت‌اند، جریان و دمای هوای داخل اتاق در بازه‌های زمانی یک‌ساعته به‌صورت پایا در نظر گرفته شده‌اند، و جریان هوا به‌صورت سه‌بعدی و تراکم‌ناپذیر مدل‌سازی شده است [18]. معادله پیوستگی به‌صورت رابطه (۱) است [19]:

$$\frac{\partial \overline{U_i}}{\partial x_i} = 0 \qquad (۱)$$

معادله مومنتوم به‌صورت رابطه (۲) است [20]:

$$\frac{\partial \overline{U_i}}{\partial t} + \overline{U_j}\frac{\partial \overline{U_i}}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial \overline{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left\{\upsilon\left\{\frac{\partial \overline{U_i}}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{U_j}}{\partial x_i}\right\} - \overline{u_i u_j}\right\} + f_i \quad (۲)$$

که در این رابطه f به‌صورت زیر به دست می‌آید:

$$f_i = g_i\left(1 - \beta(T - T_0)\right) \quad (۳)$$

در مسئله حاضر معادله انرژی به‌صورت رابطه (۴) است [20]:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \frac{\partial}{\partial x_i}[u_i(\rho E + p)] = \frac{\partial}{\partial x_j}\left(k_{eff}\frac{\partial T}{\partial x_j}\right) + S_h \quad (۴)$$

که k_{eff}، هدایت حرارتی مؤثر نام دارد و به‌صورت رابطه (۵) معرفی می‌شود:

$$k_{eff} = K_f + \frac{C_p \mu_t}{Pr_t} \quad (۵)$$

عبارت S_h در معادله (۴) معرف منشأ حرارتی (Heating Source Term) می‌باشد. در مسئله حاضر این عبارت معادل شار تشعشعی خورشید است که در مدل تعقیب اشعه خورشیدی (Solar Ray Tracing) در نرم‌افزار انسیس فلوئنت اعمال می‌شود.

در این مسئله به دلیل وجود سقف سرد و تابش خورشید، جریان هوای داخل اتاق به‌صورت جابجایی طبیعی آشفته است (با عدد رایلی حدود 10^{12}). برای مدل‌سازی جریان آشفته، از مدل آشفتگی رینولدز پایین با تابع تخفیف‌دهنده AKN استفاده شده است [12,21].

معادلات (۶) و (۷) به ترتیب معادلات انرژی آشفتگی (k) و سرعت اتلاف آن (ε) می‌باشد [20]:

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \overline{U_j}\frac{\partial k}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j}\left\{\left(\upsilon + \frac{\upsilon_t}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right\} - \overline{u_i u_j}\frac{\partial \overline{U_i}}{\partial x_j} - \varepsilon \quad (۶)$$

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \overline{U_j}\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j}\left\{\left(\upsilon + \frac{\upsilon_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\right\} - C_{\varepsilon 1}\frac{\varepsilon}{k}\overline{u_i u_j}\frac{\partial \overline{U_i}}{\partial x_j} - C_{\varepsilon 2} f_\varepsilon \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (۷)$$

که در آن،

$$-\overline{u_i u_j} = \upsilon_t\left(\frac{\partial \overline{U_i}}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{U_j}}{\partial x_i}\right) - \frac{2}{3}k\delta_{ij} \quad (۸)$$

$$\upsilon_t = C_\mu f_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (۹)$$

در معادلات فوق f_μ و f_ε تابع کاهنده (Damping Functions) مدل، جهت اعمال اثرات مجاورت دیوار (Near Wall Effects) و اعداد رینولدز پایین (Low Reynolds Number) هستند که عبارت‌اند از [22,23]:

$$f_\mu = \left[1 - \exp\left(\frac{-y^*}{14}\right)\right]^2\left[1 + \frac{5}{R_T^{3/4}}\exp\left\{-\left(\frac{R_T}{200}\right)^2\right\}\right] \quad (۱۰)$$

$$f_\varepsilon = \left[1 - \exp\left(\frac{-y^*}{3.1}\right)\right]^2\left[1 - 0.3\exp\left\{-\left(\frac{R_T}{6.5}\right)^2\right\}\right] \quad (۱۱)$$

همچنین ضرایب C_μ، $C_{\varepsilon 1}$، $C_{\varepsilon 2}$، σ_k و σ_ε به ترتیب ۰/۰۹، ۱/۵، ۱/۹، ۱/۴ و ۱/۴ است [20].

برای مدل‌سازی انتقال حرارت تشعشعی، از مدل مختصات گسسته در نرم‌افزار انسیس فلوئنت استفاده‌شده که امکان شبیه‌سازی بار حرارتی خورشیدی را با استفاده از مدل ری‌تریسینگ فراهم می‌کند. در این روش، بار گرمایی خورشید به‌عنوان یک عبارت حرارتی در معادله انرژی افزوده می‌شود که از رابطه (۱۲) به دست می‌آید [20]:

$$\nabla.(I(\vec{r},\vec{s})\vec{s}) + (a + \sigma_s)I(\vec{r},\vec{s}) = an^2\frac{\sigma T^4}{\pi} + \frac{\sigma_s}{4\pi}\int_0^{4\pi} I(\vec{r},\vec{s}')\,\phi(\vec{s}.\vec{s}')d\Omega' \quad (۱۲)$$

در حل عددی معادلات بقا از روش حجم کنترل و الگوریتم سیمپل استفاده شده‌است. گسسته‌سازی کوپلینگ فشار-سرعت و معادلات مومنتم و انرژی به ترتیب با استفاده از روش نیروی وزنی و قانون توان انجام شده است، و گسسته‌سازی سایر معادلات با استفاده از روش رو به جلو (Upwind) مرتبه دوم صورت پذیرفته است. همگرایی زمانی حاصل می‌شود که اختلاف مقادیر محاسبه‌شده در تکرارهای متوالی برای همه معادلات به کمتر از 10^{-6} برسد.

شرایط مرزی

در این مطالعه، برای سرعت، شرایط مرزی عدم لغزش روی تمام دیوارها در نظر گرفته شده است. همچنین کف و دیوارهای داخلی به‌عنوان سطوح عایق حرارتی فرض شده‌است. برای سطح خارجی پنجره و دیوار خارجی، شرط مرزی جابجایی همراه با تابش (میکس) اعمال شده‌است. برای سطح بدن انسان، شرط مرزی شار ثابت در نظر گرفته‌شده که معادل نرخ متابولیک انسان در حالت ایستاده و راحت است و مقدار آن برابر با $70W/m^2$ می‌باشد [24]. همچنین، در این تحقیق همان‌طور که در رابطه (۱۳) نشان داده شده‌است، از همبستگی ناسلت-یورگس (Nusselt-Jürges Correlation) برای محاسبه ضریب انتقال حرارت باد بر روی سطح خارجی دیوار خارجی استفاده گردیده است [25].

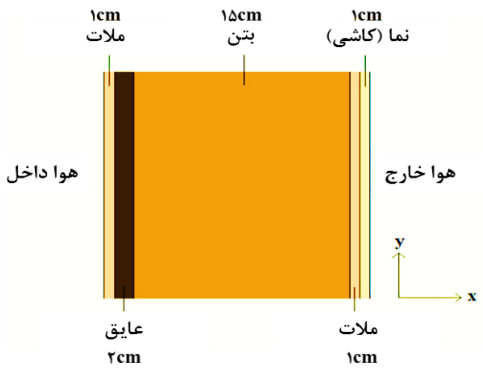
$$h_w = 5.678\left\{C_1 + C_2\left[\left(\frac{294.26}{273.16+T_a}\right)V_w/0.3048\right]^n\right\} \quad (۱۳)$$

در معادله فوق، V_w مؤلفه مماسی سرعت باد و T_a (دمای محیط بیرونی) است که از داده‌های هواشناسی (http://www.wunderground.com) استخراج می‌شوند . دیوار خارجی زبر و سطح پنجره صاف در نظر گرفته شده‌اند و ثابت‌های C_1، C_2 و n با توجه به زبری سطح و بازه سرعت باد به کمک منبع [26] تعیین می‌شوند. شار تابشی به‌عنوان یک شرط مرزی ترکیبی از انتقال حرارت همرفت و تابش در نظر گرفته می‌شود. برای این منظور، باید با نوشتن معادله بقای انرژی روی سطح خارجی دیوار، دمای تابشی خارجی محاسبه شود.

$$q_{ext} = q_{sol} - q_\infty \quad , \quad \epsilon\sigma\left(T_{ext}{}^4 - T_s{}^4\right)$$
$$= q_{sol} - \epsilon\sigma\left(T_s{}^4 - T_\infty{}^4\right), \rightarrow T_{ext} = \sqrt[4]{T_\infty{}^4 + \frac{q_{sol}}{\epsilon\sigma}} \quad (۱۴)$$

در معادله فوق T_∞ دمای تابشی محیط بیرون، q_{sol} شار تابشی خورشید در هر ساعت است که شامل سه قسمت مستقیم، پخش و بازتابیده از زمین می‌شود (ضریب بازتابش زمین در پژوهش حاضر ۰/۲ فرض شد). طرح نمادین دیوار خارجی به‌منظور محاسبه ضرایب انتقال حرارت هدایت در شکل (۳) نشان داده شده‌است و خواص ترموفیزیکی اجزای آن در جدول (۲) ارائه شده‌است. در این مطالعه، ضریب جذب و ضریب صدور تمامی اجزای سازنده دیوار، ۰/۹ در نظر گرفته شده‌است و همچنین ضرایب گسیل برای سطح شیشه‌ای ۰/۸۴ در نظر گرفته شده‌است [27,28].

برای تابش خورشیدی ضرایب صافی ساعتی آسمان طبق الگوریتم پیشنهادی مرجع [31] در نظر گرفته شدند. مدل ری-تریسینگ، جهت اعمال شار خورشیدی بر سطح شفاف پنجره، نیازمند اطلاعاتی در مورد ضرایب جذب و عبور سطح است. در این پژوهش از شیشه پوشش‌دار استفاده شده است. خواص اپتیکی این نوع شیشه بر اساس اطلاعات گزارش‌شده توسط آزمایشگاه بین‌المللی ال بی ان ال (LBNL) مطابق مرجع [32] محاسبه شده‌است و در جدول (۳) نشان داده شده است.



شکل ۳ لایه‌های دیوار خارجی

جدول ۲ خواص ترموفیزیکی اجزا سازنده دیوار

اجزا	جنس	ضخامت (m)	C_p (J/kg.K)	p (kg/m^3)	K (W/m.K)	مرجع
پنجره	شیشه	۰/۰۰۶	۷۵۰	۲۵۰۰	۱/۴	[12]
دیوار خارجی	ملات	۰/۰۱	۸۰۰	۲۰۰۰	۱/۵	[29]
دیوار خارجی	عایق	۰/۰۲	۱۳۸۰	۲۵	۰/۰۳۹	[30]
دیوار خارجی	بتن تقویت شده	۰/۱۵	۸۸۰	۲۲۰۰	۱/۴	[29]
دیوار خارجی	نما (کاشی)	۰/۰۱	۸۴۰	۲۴۰۰	۱/۳	[29]

جدول ۳ خواص اوپتیکی شیشه پوشش‌دار [32]

بازه طول موجی	ضریب عبور	ضریب جذب	انعکاس ضریب
Direct visible $(0.38 < \lambda < 0.78\mu m)$	۰/۲۳۴	۰/۴۰۲	۰/۳۶۴
Direct IR $(\lambda > 0.78\mu m)$	۰/۱۹۹	۰/۲۹۶	۰/۵۳۲

روابط آسایش حرارتی

به‌منظور بررسی شرایط آسایش حرارتی در اتاق مورد مطالعه، از مدل آسایش حرارتی فنگر [33] استفاده شد. معادلاتی که مقدار پی‌ام‌وی از آن محاسبه می‌شود، در ضمیمه آورده شده است (روابط ۱ تا ۴ ضمیمه) و همچنین درصد نارضایتی پیش‌بینی‌شده (Predicted Percentage of Dissatisfied (PPD)) به‌صورت رابطه (۵) ضمیمه می‌باشد [24]. به منظور محاسبه معادلات آسایش حرارتی، ابتدا حل عددی معادلات دینامیک سیالات محاسباتی برای شبیه‌سازی میدان جریان و توزیع دما در محیط انجام می‌شود. در این مرحله، شرایط مرزی اعمال می‌شود و تأثیر آن بر پارامترهای محیطی محاسبه می‌گردد. پس از اتمام حل عددی، داده‌های لازم شامل دمای هوای محلی، سرعت هوا و دمای تابشی میانگین از نتایج شبیه‌سازی استخراج می‌شوند. در مرحله بعد، این داده‌ها به همراه پارامترهای فردی (سطح فعالیت متابولیکی و مقاومت حرارتی لباس) به عنوان ورودی به مدل آسایش حرارتی پی‌ام‌وی داده می‌شوند.

در معادله (۱) از ضمیمه، M نرخ سوخت‌وساز بدن فرد ایستاده در اتاق است. W میزان کار مکانیکی فرد را نشان می‌دهد. در این پژوهش فرد ایستاده با لباس سبک تابستانی (I_{cl}=0.5 $m^2.K/W$) و بدون انجام کار مکانیکی فرض شده است. t_a دمای هوای اتاق و v_{ar} سرعت هوای اتاق در هر نقطه است که از حل عددی معادلات حاکم به دست می‌آیند و $\bar{t}_r$ دمای متوسط تشعشعی است. ازآنجایی‌که در محاسبه پی‌ام‌وی (معادله شماره (۱) ضمیمه) رطوبت نسبی (یا تبدیل آن به فشار جزئی (p_a)) به‌عنوان یک شاخص مؤثر در نظر گرفته‌شده است، در پژوهش حاضر با فرض برابر در نظر گرفتن رطوبت مطلق هوای بیرون و داخل اتاق در هر ساعت، مقدار رطوبت نسبی با مشخص بودن دمای اتاق، در هر ساعت به‌دست‌آمده است.

برای محاسبه دمای متوسط تشعشعی از الگوریتم جنوسا و همکاران [34] مطابق رابطه (۱۵) استفاده شده است.

$$\bar{T}_{MRT,irr} = \sqrt[4]{\sum_{i=1}^{N} F_{s\to i} T_i^4 + \frac{C_{dn}}{\varepsilon_s \sigma}\left(\alpha_{irr,d}\sum_{j=1}^{M} F_{s\to j} I_{d,j} + C_s \alpha_{irr,b} f_p I_b\right)} \quad (۱۵)$$

برای محاسبه ضرایب دید میان فرد و سطوح اطراف برای محیط‌های بسته متوازی‌السطوح می‌توان از روابط تحلیلی پیشنهادشده استفاده نمود. در مطالعه حاضر از رابطه پیشنهادشده توسط کانیستمرو (Cannistmro) و همکاران استفاده شد. این رابطه برای حالت ایستاده افراد به‌صورت معادله (۱۶) است [35]:

$$F_{P\to A} = 0.118 \times \left(1 - \exp\frac{-a/c}{\tau}\right) \times \left(1 - \exp\frac{-b/c}{\lambda}\right) \quad (۱۶)$$

که در آن

$$\begin{cases} \tau = 1.216 + 0.169\frac{a}{c} \\ \lambda = 0.717 + 0.087\frac{b}{c} + 0.052\frac{a}{c} \end{cases} \quad (۱۷)$$

رابطه (۱۸) ضریب تصحیح رابطه (۱۶) است.

$$F_{P\to A}^{corr} = \frac{F_{P\to A}}{\sum_{i=1}^{N} F_{P\to i}} \quad (۱۸)$$

که در آن، $F_{P\to A}^{corr}$ ضریب دید تصحیح‌شده و $\sum_{i=1}^{N} F_{P\to i}$ مجموع ضرایب دید قبل از تصحیح می‌باشد.

محاسبه فاکتور سطح تصویر شده در رابطه (۱۸) با به‌کارگیری الگوریتم ارائه‌شده توسط ریزو (Rizzo) و همکاران [36]، صورت گرفته است. این الگوریتم برای انسان در حالت ایستاده به‌صورت زیر است.

$$f_p(\theta, \phi) = \sum_{i=0}^{4} B_i(\phi).\theta^i \quad (۱۹)$$

که در آن

$$B_i(\phi) = \sum_{j=0}^{3} B_{ij}.\phi^j \quad (۲۰)$$

در روابط فوق θ، زاویه سمت‌الرأس و ϕ، زاویه ارتفاع است. $\alpha_{irr,d}$، $\alpha_{irr,b}$ و ε_s، به ترتیب ضرایب جذب تابش مستقیم، پخشی و ضریب صدور بدن انسان است که به ترتیب برابر ۰/۷، ۰/۷ و ۰/۹۸ در نظر گرفته می‌شوند [37]. درصد نارضایتی ناشی از تغییرات دمای هوا در راستای عمودی (قوزک پا با فاصله ۱۰ سانتی‌متری از کف اتاق تا پیشانی با فاصله ۱۷۰ سانتی‌متری از کف اتاق) به‌صورت رابطه (۶) ضمیمه [38] و درصد نارضایتی ناشی از کف گرم اتاق به‌صورت رابطه (۷) ضمیمه قابل‌محاسبه است [38].

اعتبارسنجی روش حل

همان‌طور که در مقدمه گفته شد، مطالعات گسترده‌ای در مورد بررسی دقیق تشعشع مستقیم خورشیدی و تأثیر آن بر ساختمان‌ها صورت نگرفته است، به همین دلیل بررسی صحت حل در سه بخش مجزای مدل‌سازی جریان جابجایی طبیعی و ضریب انتقال حرارت جابجایی، مدل‌سازی تشعشع توسط مدل مختصات گسسته و ضریب انتقال حرارت تشعشعی و توزیع دما در محیطی شامل یک سطح شیشه‌ای صورت گرفته است.

اعتبارسنجی ضریب انتقال حرارت جابجایی و تشعشع بر روی سقف

به‌منظور بررسی صحت حل مسئله جابجایی طبیعی و تشعشع و پیش‌بینی صحیح ضریب انتقال حرارت آن‌ها، نتایج به‌دست‌آمده توسط مطالعه حاضر با نتایج به‌دست‌آمده از رابطه (Correlation) ارائه‌شده در مرجع [39] که برای یک اتاق به ابعاد ۳ (متر)×۳ (متر)×۳ (متر) است و دمای سقف بین صفر درجه سانتی‌گراد تا ۲۵ درجه سانتی‌گراد و دمای دیوارها بین ۲۸ تا ۳۶ درجه سانتی‌گراد متغیر است و کف اتاق عایق در نظر گرفته‌شده، مقایسه شده و در جدول (۴) ارائه‌شده است. میانگین خطا در هر دو مورد کمتر از ۵ درصد است که صحت برآورد ضریب انتقال حرارت محاسبه‌شده را نشان می‌دهد. رابطه ارائه‌شده توسط کارادا‌گ، جهت محاسبه ضریب انتقال حرارت جابجایی بر اساس اختلاف هوای اتاق با دمای سطح سقف به‌صورت رابطه (۲۱) است [39].

$$h_{cc} = 2.6 \times (T_i - T_c)^{0.27} \quad (۲۱)$$

که در آن h_{cc}: ضریب انتقال حرارت جابجایی بر روی سطح سقف، T_i: میانگین دمای هوای اتاق و T_c: دمای سطح سقف است. رابطه ارائه‌شده توسط کارادا‌گ، جهت محاسبه ضریب انتقال حرارت تشعشعی بر اساس اختلاف دمای هوای اتاق با دمای سطح سقف به‌صورت رابطه (۲۲) است [39].

$$h_{cr}/h_{cc} = 3 \times \varepsilon \times (T_i - T_c)^{-0.3} \quad (۲۲)$$

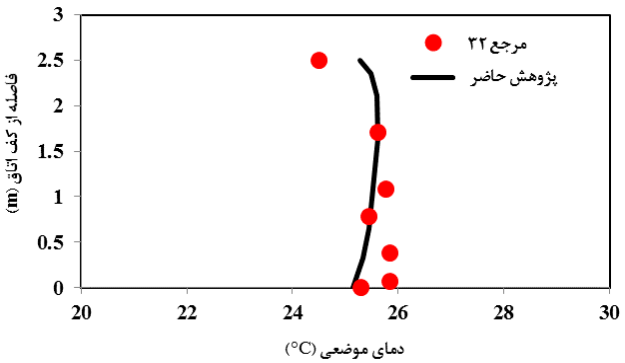
که در آن h_{cr}: ضریب انتقال حرارت تشعشعی بر روی سطح سقف سرد (وات بر مترمربع) و ε: ضریب گسیل است.

جدول ۴ مقایسه ضریب انتقال حرارت جابجایی و نسبت ضریب انتقال حرارت تشعشعی به ضریب انتقال حرارت جابجایی برحسب اختلاف دمای هوای داخل اتاق و سطح سقف در پژوهش حاضر و مرجع [39]

T_i-T_c (°C)	h_{cc} (w/m²)		خطا (٪)	h_{cr}/h_{cc}		خطا (٪)
	پژوهش حاضر	نتایج آزمایشگاهی		پژوهش حاضر	نتایج آزمایشگاهی	
۸/۳	۳/۶	۳/۷	۳/۷	۱/۲۴	۱/۲۵	۰/۴
۱۲/۱	۴/۳	۴/۵	۴/۶	۱/۰۳	۱/۰۸	۴/۴
۱۵/۹	۴/۹	۵/۱	۳/۷	۰/۸۶	۰/۹۰	۴/۷
۱۹/۷	۵/۳	۵/۶	۴/۴	۰/۷۸	۰/۷۸	۰/۰
۲۳/۶	۵/۸	۵/۸	۱/۰	۰/۷۲	۰/۶۹	−۴/۲
۲۷/۵	۶/۱	۶/۰	−۰/۶	۰/۶۶	۰/۷۰	۵/۲

اعتبارسنجی تغییرات عمودی دمای هوای اتاق

به‌منظور بررسی تغییرات عمودی دمای اتاق از مطالعه رادوان و همکاران [40] استفاده شده‌است و شرایط مرزی بدین صورت است که کلیه دیوارها و کف اتاق عایق هستند. سطح پنل آویز دما ثابت (۱۵/۸۳ درجه سانتی‌گراد) است. شکل (۴) مقایسه تغییرات عمودی دمای اتاق بین پژوهش حاضر و مرجع [40] را نشان می‌دهد. نتایج مقایسه نشان‌دهنده میانگین خطا برابر با ۳/۵ درصد با نتایج آزمایشگاهی است. علت خطای را می‌توان فرضیات ساده کننده در پژوهش حاضر نسبت داد، مانند ثابت در نظر گرفتن خواص ترموفیزیکی به جز چگالی هوا. با توجه به کم بودن میزان خطا، نتایج به‌دست‌آمده قابل‌قبول تلقی می‌شود.



شکل ۴ مقایسه تغییرات عمودی دمای اتاق در پژوهش حاضر با نتایج آزمایشگاهی [40]

بحث و بررسی نتایج

هدف اصلی پژوهش حاضر تعیین حداکثر دمای مجاز سقف به‌منظور ایجاد شرایط آسایش حرارتی در اتاق با حضور انسان است. به این منظور، بیشینه دمای مجاز سقف به‌گونه‌ای باید تنظیم شود که شاخص پی‌ام وی کمتر از ۰/۵ باشد و هم‌زمان دمای اتاق کمتر از ۲۶ درجه سانتی‌گراد حفظ گردد. این دما با استناد به استاندارد ISO 7730 [24]، در بازه‌ی دمایی مطلوب برای شرایط تابستانی می‌باشد؛ بنابراین، این دو شرط به‌صورت هم‌زمان برای محاسبه بیشینه دمای مجاز سقف لحاظ شده‌اند تا ضمن تأمین آسایش حرارتی، مصرف انرژی نیز بهینه‌سازی شود.

بدین منظور اتاقی با یک پنجره پوشش‌دار و دیوار خارجی مشرف به غرب در نظر گرفته‌شده است. شبیه‌سازی‌ها برای ساعات ۶ صبح تا ۱۸ غروب در گرم‌ترین روز شهر تهران (میانگین ۱۰ سال تا ۱۴۰۳) انجام شده‌است. حداکثر دمای مجاز سقف برای سقف دما ثابت، دمای نقطه شبنم روی سطح سقف، رطوبت نسبی هوای داخل اتاق و دمای هوای بیرون اتاق در تمامی ساعات در جدول (۵) محاسبه و گزارش شده است.

جدول ۵ دمای هوای بیرون اتاق، رطوبت نسبی داخل اتاق، دمای نقطه شبنم سقف و حداکثر دمای مجاز سقف در ساعات مختلف

زمان (ساعت)	دمای هوای بیرون اتاق (°C)	رطوبت نسبی (٪)	دمای نقطه شبنم سقف (°C)	حداکثر دمای مجاز سقف (°C)
۶	۳۵	۲۲	۲/۶	۲۱/۵
۷	۳۶	۱۹/۸	۱/۲	۲۱
۸	۳۷	۱۷/۶	-۰/۴	۲۰/۵
۹	۳۸	۱۸/۵	۰/۲	۲۰
۱۰	۳۹	۱۸/۵	۰/۲	۱۹/۵
۱۱	۴۰	۱۷/۱	-۰/۷	۱۹
۱۲	۴۱	۱۷/۱	-۰/۷	۱۷/۵
۱۳	۴۱	۱۸/۵	۰/۲	۱۴
۱۴	۴۰	۱۸/۵	۰/۲	۱۲
۱۵	۳۸	۱۹/۸	۱/۲	۱۲/۵
۱۶	۳۶	۲۰/۸	۱/۹	۱۳
۱۷	۳۴	۱۹/۷	۱/۱	۱۴/۵
۱۸	۳۴	۲۲/۴	۲/۹	۱۷

رطوبت نسبی یکی از عوامل کلیدی به‌منظور بررسی وقوع میعان بر روی سطح سقف محسوب می‌شود. در این پژوهش، رطوبت نسبی هوای داخل اتاق با مشخص بودن دمای هوای داخل اتاق و بر اساس داده‌های هواشناسی محیط بیرون محاسبه گردید. فرض شد که میزان رطوبت مطلق هوای داخل و خارج یکسان است و بر همین اساس، دمای نقطه شبنم بر روی سقف اتاق تعیین شد. نتایج نشان داد که در هیچ‌یک از ساعات شبانه‌روز، دمای نقطه شبنم به حدی نمی‌رسد که امکان میعان روی سطح سقف وجود داشته باشد. درواقع بیشترین مقدار رطوبت نسبی در اتاق، برابر با ۲۴/۴ درصد، در ساعت ۱۸ ثبت شد که متناظر با دمای نقطه شبنم ۲/۹ درجه سانتی‌گراد است. بنابراین، به دلیل پایین بودن رطوبت هوا در شهر تهران، احتمال وقوع میعان بر روی سقف عملا منتفی است.

با استفاده از نتایج جدول (۵)، مشخص می‌شود کمینه مقدار برای حداکثر دمای مجاز سقف در شرایط دمای سقف ثابت، در

ساعت ۱۴ رخ دهد و مقدار دمای سقف در این حالت برابر با ۱۲ درجه سانتی‌گراد می‌باشد. بنابراین می‌توان نتیجه گرفت که این ساعت بیشترین بار سرمایشی برای ایجاد شرایط آسایشی را لازم دارد.

بررسی تغییرات دمای سطح سقف در شرایطی که دمای ورودی پنل با حالت دما ثابت برابر باشد

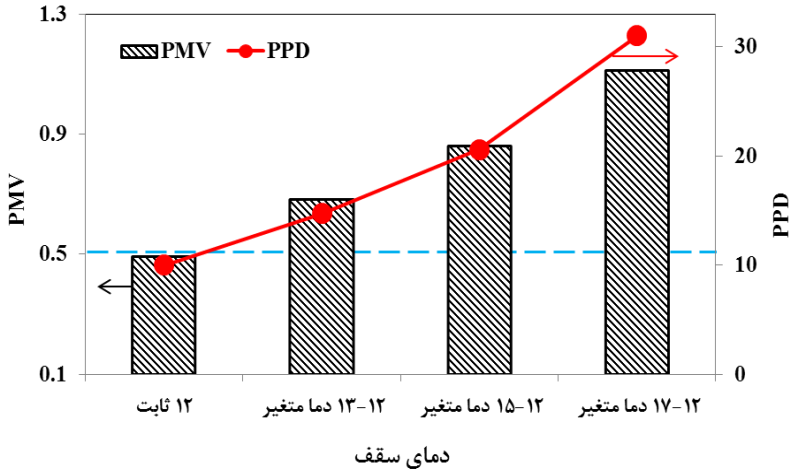
در نظر گرفتن دمای ثابت برای سطح سقف با واقعیت‌های فیزیکی مطابقت ندارد، زیرا این دما به عوامل متعددی همچون جنس لوله‌ها و پنل، میزان انتقال حرارت بین پنل و هوای اطراف، و همچنین دبی آب جاری در لوله‌های پنل بستگی دارد. این عوامل موجب ایجاد اختلاف دمایی میان آب ورودی و خروجی لوله‌های پنل می‌شوند (مطابق شکل ۱). آرایش لوله‌های پنل نقش تعیین‌کننده‌ای در میزان و نحوه ایجاد این اختلاف دما دارد. در این مطالعه، با در نظر گرفتن آرایش لوله‌های پنل مطابق شکل (۱) و وجود یک صفحه توزیع حرارت در زیر لوله‌ها، تغییرات دمایی در امتداد مسیر جریان آب از ورودی تا خروجی به‌صورت خطی شبیه‌سازی‌شده است. به‌منظور بررسی تأثیر این اختلاف دمایی، سه سناریوی اختلاف دمای ۱، ۳ و ۵ درجه سانتی‌گراد در نظر گرفته شده‌است. تحلیل‌ها در ساعت ۱۴ که حداکثر دمای مجاز سطح سقف برابر با ۱۲ درجه سانتی‌گراد می‌باشد، انجام گرفته است. در این تحلیل، دمای ۱۲ درجه سانتی‌گراد به‌عنوان دمای مرجع در ورودی در نظر گرفته‌شده و اختلاف دماهای مذکور در امتداد عمود بر دیوار خارجی اعمال‌شده‌اند. در جدول (۶) میانگین دمای داخل اتاق، تغییر دمای عمودی (قوزک پا تا سر)، نارضایتی به‌واسطه اختلاف دمای عمودی، دمای کف اتاق، نارضایتی به‌واسطه کف گرم اتاق، شاخص پی‌ام‌وی و نارضایتی پیش‌بینی‌شده (PPD) برای سقف با دمای ثابت و با در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (ورودی برابر با دما ثابت) محاسبه و گزارش‌شده است.

بر اساس نتایج ارائه‌شده در جدول (۶)، مشاهده می‌شود که با افزایش اختلاف دمای سطح سقف، شرایط آسایش حرارتی مختل شده و هرچه میزان این اختلاف دما افزایش یابد، سطح آسایش حرارتی به‌طور قابل‌توجهی کاهش می‌یابد. در شکل (۵)، مقادیر شاخص پی‌ام‌وی و درصد نارضایتی پیش‌بینی‌شده (PPD) نمایش داده شده است. در شرایطی که دمای سطح سقف ثابت و برابر با ۱۲ درجه سانتی‌گراد در نظر گرفته شود، شاخص پی‌ام‌وی در محدوده مطلوب و کمتر از ۰/۵ قرار داشته و درصد نارضایتی (PPD) برابر با ۱۰ درصد است. ایجاد اختلاف دما در سطح سقف منجر به خروج شاخص پی‌ام‌وی از محدوده مطلوب و افزایش درصد نارضایتی می‌شود. به‌طوری‌که برای اختلاف دمای ۱، ۳ و ۵ درجه سانتی‌گراد، مقدار پی‌ام‌وی به ترتیب از ۰/۴۹ به ۰/۶۸، ۰/۸۶ و ۱/۱۱ افزایش یافته و درصد نارضایتی (PPD) نیز به ترتیب از ٪۱۰ به ٪۱۴/۷، ٪۲۰/۶ و ٪۳۱ افزایش یافته است.

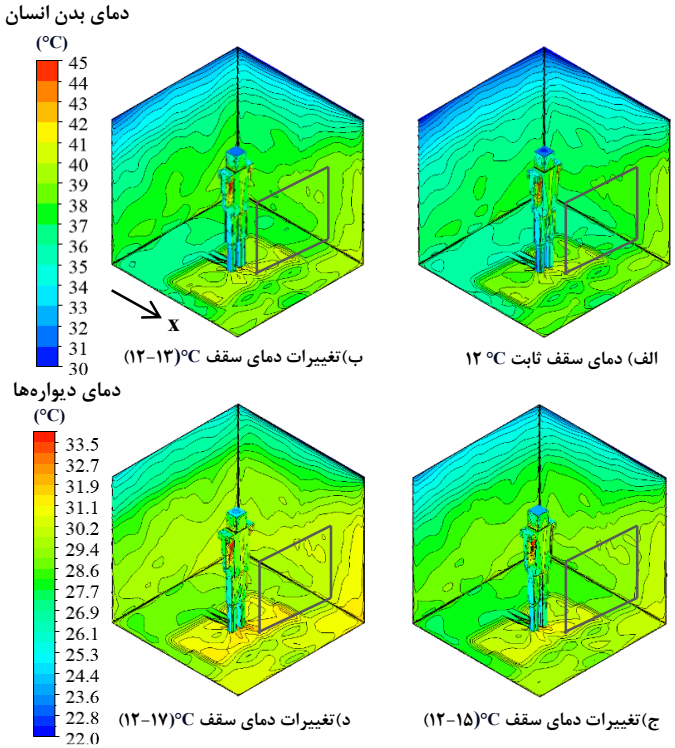
در شکل (۶)، کانتور دمای دیواره‌های اتاق و سطح بدن انسان برای دو حالت دمای سقف ثابت و با تغییرات دمای سقف در ساعت ۱۴ نمایش داده شده است. در حالت دمای ثابت ۱۲ درجه سانتی‌گراد، دمای دیواره‌ها و سطح بدن پایین‌تر است و شرایط آسایش حرارتی بهینه است. با افزایش اختلاف دما در طول مسیر جریان آب در لوله‌های پنل سقفی (۱، ۳ و ۵ درجه سانتی‌گراد)، دمای دیواره‌ها و سطح بدن افزایش یافته و در حالت اختلاف دمای ۵ درجه، آسایش حرارتی کاهش می‌یابد.

جدول ۶ میانگین دمای داخل اتاق، تغییر دمای عمودی (قوزک پا تا سر)، نارضایتی به‌واسطه اختلاف دمای عمودی، دمای کف اتاق، نارضایتی به‌واسطه کف گرم اتاق، شاخص پی‌ام‌وی و نارضایتی پیش‌بینی‌شده (PPD) برای سقف با دما ثابت و در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (ورودی برابر با دما ثابت)

دمای سقف (°C)	T_{ia} (°C)	PMV	PPD (٪)	$\Delta T_{a,h}$ (°C)	PD_{VTG} (٪)	T_F (°C)	PD_F (٪)
۱۲ ثابت	۲۵/۹۵	۰/۴۹	۱۰/۰	۰/۱۵	۰/۳۹	۲۹/۲۷	۱۲/۷۸
۱۲–۱۳ (اختلاف دما ۱°C)	۲۶/۴۷	۰/۶۸	۱۴/۷	۰/۱۷	۰/۴۰	۲۹/۶۲	۱۳/۶۹
۱۲–۱۵ (اختلاف دما ۳°C)	۲۷/۰۹	۰/۸۶	۲۰/۶	۰/۲۵	۰/۴۲	۳۰/۳۴	۱۵/۶۴
۱۲–۱۷ (اختلاف دما ۵°C)	۲۷/۹۲	۱/۱۱	۳۱/۰	۰/۳۱	۰/۴۵	۳۱/۱۰	۱۷/۸۹



شکل ۵ مقدار شاخص پی‌ام‌وی و درصد نارضایتی پیش‌بینی‌شده (PPD) در اتاق با دمای سقف ثابت و در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (ورودی برابر با دما ثابت) در ساعت ۱۴ برای گرم‌ترین روز میانگین ۱۰ سال اخیر تهران

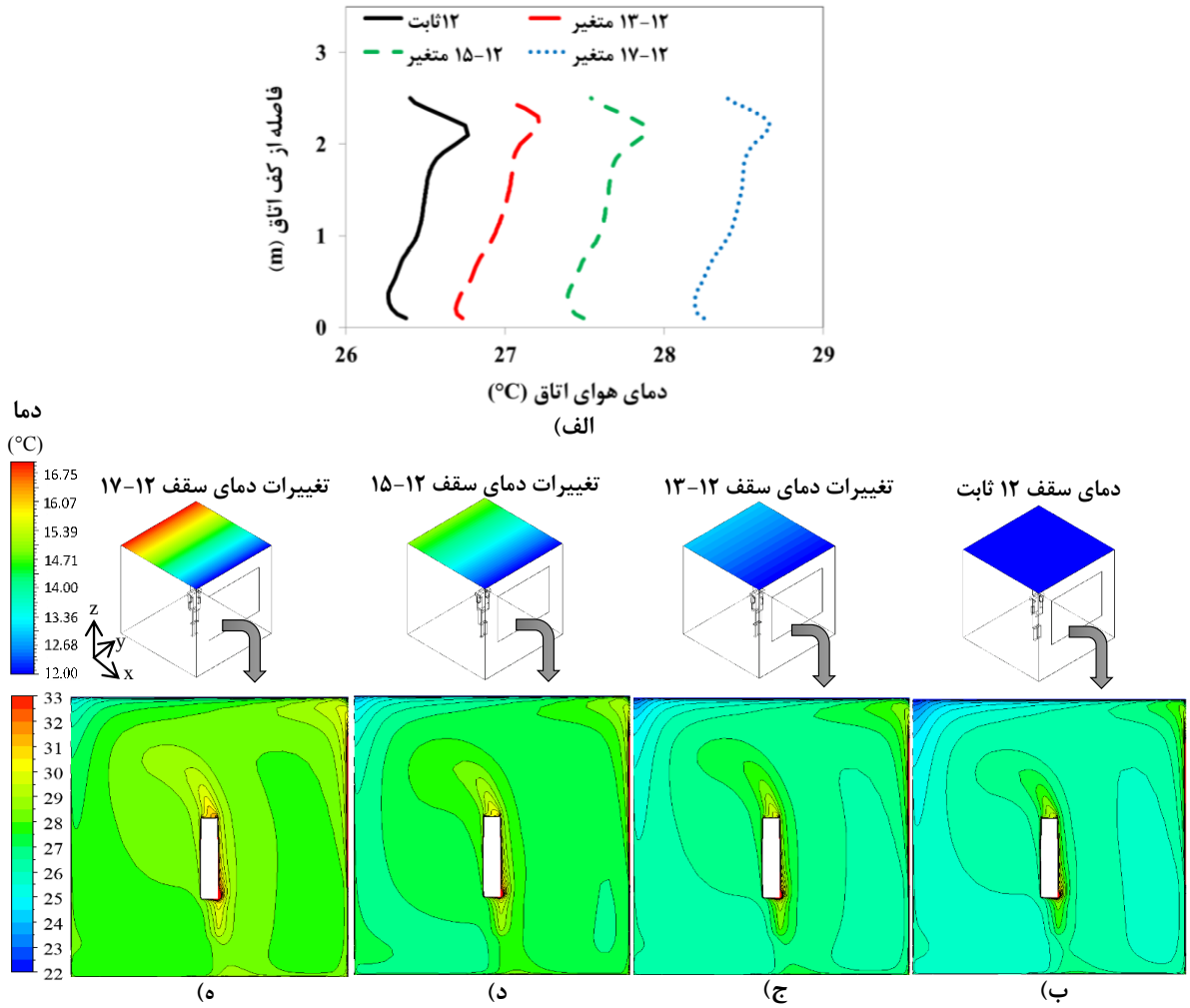


شکل ۶ کانتور دمای دیواره‌های اتاق و سطح بدن انسان در اتاق با دمای سقف ثابت و در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (ورودی برابر با دما ثابت) در ساعت ۱۴ برای گرم‌ترین روز میانگین ۱۰ سال اخیر تهران

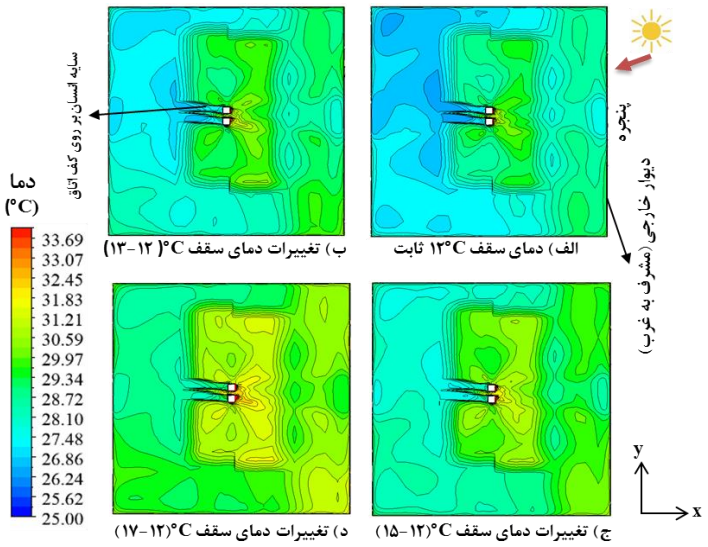
در شکل (۷-الف) تغییرات عمودی دمای هوای اتاق در حالت سقف دما ثابت و سقف دما (ورودی برابر با دما ثابت) در ساعت ۱۴ رسم شده است. میزان این اختلاف دمای قوزک پا تا سر در جدول (۶) و میزان نارضایتی به‌واسطه اختلاف دمای عمودی ارائه گردیده است. اگرچه میزان اختلاف دمای عمودی در تمامی حالات کمتر از ۰/۵ درصد می‌باشد و در ناحیه مطلوب است اما میانگین دمای هوای اتاق در حالت در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (ورودی برابر با دما ثابت) افزایش می‌یابد به‌طوری‌که به‌واسطه اختلاف دمای ۱، ۳ و ۵ درجه میانگین دمای اتاق از ۲۵/۹۵ به ترتیب به ۲۶/۴۷، ۲۷/۰۹ و ۲۷/۹۲ می‌رسد که

نشان‌دهنده عدم برقراری شرایط آسایش حرارتی در حالت در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف است. شکل (۷- ب تا ه) کانتور دمای هوای اتاق در صفحه مرکزی عمود بر دیوار خارجی را نشان می‌دهد. افزایش دمای هوای اتاق در حالت در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف و مخصوصا در اختلاف دما ۵ درجه نسبت به شرایط سقف دما ثابت مشخص است.

شکل (۸) کانتور دمای کف اتاق در ساعت ۱۴ برای اتاق با سقف دما ثابت و حالت در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (ورودی برابر با دما ثابت) را نشان می‌دهد. دمای موضوعی کف گرم اتاق نزدیک انسان در حالت سقف دما ثابت ۲۹درجه سانتی‌گراد است و با در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف این مقدار افزایش می‌یابد و در حالت اختلاف دمای ۵ درجه به ۳۱ درجه نیز می‌رسد و همچنین میزان نارضایتی به‌واسطه گرم بودن کف اتاق نیز از ۱۲/۸ در حالت دمای سقف ثابت، افزایش‌یافته و در حالت اختلاف دمای ۵ درجه به ۱۷/۹ درصد می‌رسد (مطابق جدول ۶). کانتور دمای شکل (۸) نیز گرم‌تر شدن کف اتاق را در شرایط در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف، نسبت به دما سقف ثابت نشان می‌دهد و هرچقدر اختلاف دمای سقف افزایش می‌یابد دمای کف اتاق نیز گرم‌تر می‌شود.



شکل ۷ (الف) تغییرات عمودی دمای هوا در مرکز اتاق، (ب) کانتور دمای هوا در صفحه میانی عمود بر دیوار خارجی (y=۱/۵m)، در اتاق با دمای سقف ثابت و در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (ورودی برابر با دما ثابت) در ساعت ۱۴ برای گرم‌ترین روز میانگین ۱۰ سال اخیر تهران



شکل ۸ کانتور دمای کف اتاق، در اتاق با دمای سقف ثابت و در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (ورودی برابر با دما ثابت) در ساعت ۱۴ برای گرم‌ترین روز میانگین ۱۰ سال اخیر تهران

بررسی تغییرات دمای سطح سقف در شرایطی که میانگین دمای پنل با حالت دما ثابت برابر باشد

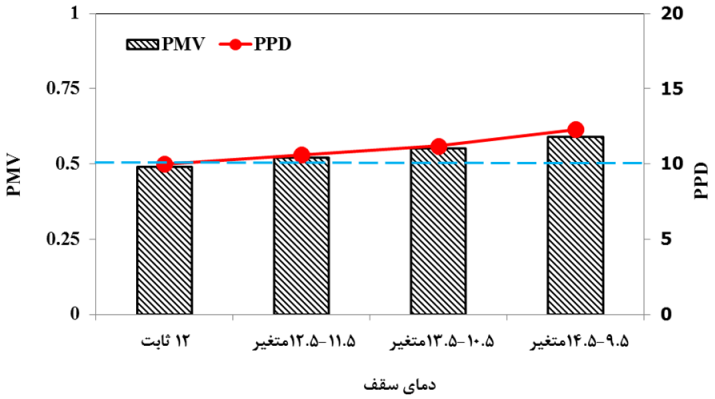
در این بخش میانگین دمای سقف در حالت در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف را، برابر با حداکثر دمای مجاز سقف در حالت دما ثابت در نظر گرفته می‌شود. بدین منظور برای اختلاف دمای ۱ درجه دمای ورودی ۱۱/۵ تا ۱۲/۵ و برای اختلاف دمای ۳ درجه ۱۰/۵ تا ۱۳/۵ درجه و برای اختلاف دمای ۵ درجه دما ورودی ۹/۵ تا ۱۴/۵ درجه در نظر گرفته شده‌است. در جدول (۷) میانگین دمای داخل اتاق، تغییر دمای عمودی (قوزک پا تا سر)، نارضایتی به‌واسطه اختلاف دمای عمودی، دمای کف اتاق، نارضایتی به‌واسطه کف گرم اتاق، شاخص پی‌ام‌وی و نارضایتی پیش‌بینی‌شده (PPD) برای سقف با دمای ثابت و با در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (میانگین برابر با دما ثابت) محاسبه‌شده است.

بر اساس نتایج ارائه‌شده در جدول (۷)، مشاهده می‌شود در حالت در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف، به‌نحوی‌که میانگین دمای سقف با حالت دما ثابت برابر باشد، بسیاری از پارامترها به شرایط آسایش حرارتی نزدیک شده است اما مقدار شاخص پی-ام‌وی در محدوده عدم آسایش حرارتی (بزرگ‌تر از ۰/۵) قرار دارد. در شکل (۹)، مقادیر شاخص پی‌ام‌وی و درصد نارضایتی پیش‌بینی‌شده (PPD) برای سقف دما ثابت و حالت در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (میانگین برابر با دما ثابت) نمایش داده شده است. در شرایط در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (میانگین برابر با دما ثابت) شاخص پی‌ام‌وی در محدوده نامطلوب (بزرگ‌تر از ۰/۵) باقی می‌ماند و درصد نارضایتی پیش‌بینی‌شده نیز بیشتر از ۱۰٪ می‌شود. به‌واسطه اختلاف دمای ۱، ۳ و ۵ درجه سانتی‌گراد، مقدار پی‌ام‌وی به ترتیب از ۰/۴۹ به ۰/۵۲، ۰/۵۵ و ۰/۵۹ افزایش‌یافته و درصد نارضایتی (PPD) نیز به ترتیب از ٪۱۰ به ٪۱۰/۶، ٪۱۱/۲و ٪۱۲/۳ افزایش‌یافته است.

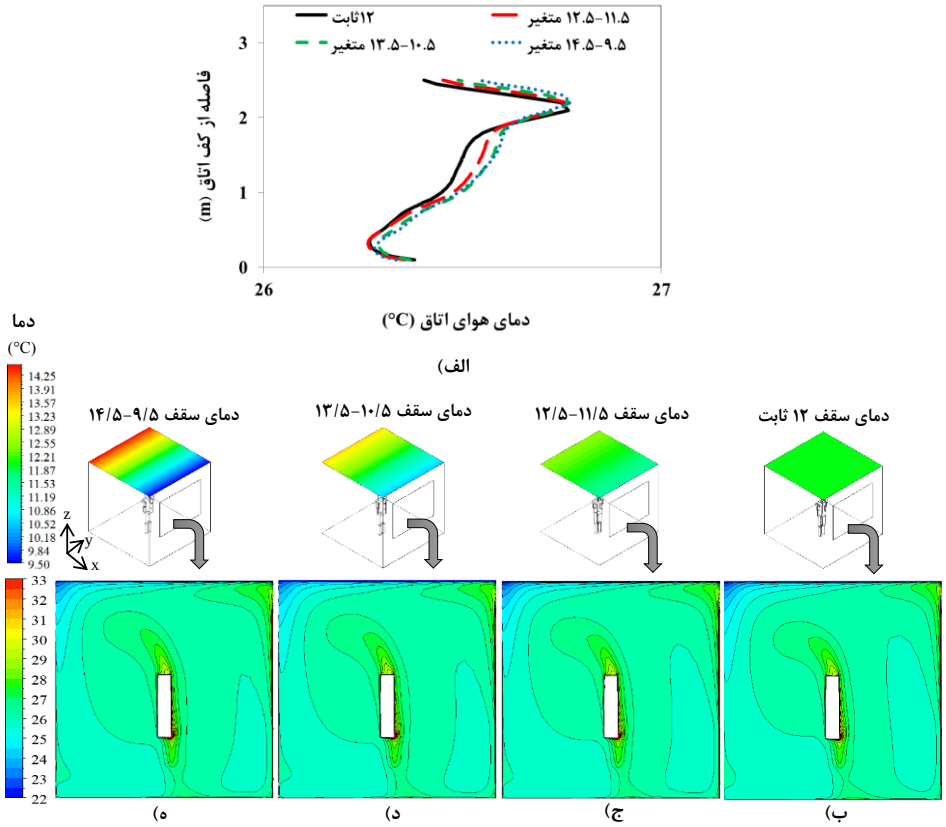
در شکل (۱۰-الف) تغییرات عمودی دمای هوای اتاق در حالت سقف دما ثابت و سقف دما (میانگین برابر با دما ثابت) در ساعت ۱۴ رسم شده است. علاوه بر اینکه میزان اختلاف دمای عمودی در تمامی حالات کمتر از ۰/۵ درصد می‌باشد و در ناحیه مطلوب است. همچنین میانگین دمای هوای اتاق در حالت در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (میانگین برابر با دما ثابت) نزدیک به میانگین دمای هوا اتاق در حالت دمای سقف ثابت می‌یابد به‌طوری‌که به‌واسطه اختلاف دمای ۱، ۳ و ۵ درجه میانگین دمای اتاق از ۲۵/۹۵ به ترتیب به ۲۵/۹۹، ۲۶/۰۱ و ۲۶/۰۲ می‌رسد که نشان‌دهنده برقراری شرایط آسایش حرارتی در حالت در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف است. شکل (۱۰-ب تا ه) کانتور دمای هوای اتاق در صفحه مرکزی عمود بر دیوار خارجی را نشان می‌دهد. شباهت دمای هوای اتاق در حالت در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (میانگین برابر با دما ثابت) نسبت به شرایط سقف دما ثابت مشخص است.

جدول ۷ میانگین دمای داخل اتاق، تغییر دمای عمودی (قوزک پا تا سر)، نارضایتی به‌واسطه اختلاف دمای عمودی، دمای کف اتاق، نارضایتی به‌واسطه کف گرم اتاق، شاخص پی‌ام‌وی و نارضایتی پیش‌بینی‌شده (PPD) برای سقف با دما ثابت و در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (میانگین برابر با دما ثابت)

دمای سقف (°C)	T_{ia} (°C)	PMV	PPD (٪)	$\Delta T_{a,h}$ (°C)	PD_{VTG} (٪)	T_F (°C)	PD_F (٪)
۱۲ ثابت	۲۶/۹۵	۰/۴۹	۱۰/۰	۰/۱۵	۰/۳۹	۲۹/۲۷	۱۲/۷۸
۱۲/۵–۱۱/۵ (اختلاف دما ۱°C)	۲۵/۹۹	۰/۵۲	۱۰/۶	۰/۲۱	۰/۴۱	۲۹/۲۴	۱۲/۶۹
۱۳/۵–۱۰/۵ (اختلاف دما ۳°C)	۲۶/۰۱	۰/۵۵	۱۱/۲	۰/۲۲	۰/۴۱	۲۹/۲۴	۱۲/۶۹
۱۴/۵–۹/۵ (اختلاف دما ۵°C)	۲۶/۰۲	۰/۵۹	۱۲/۳	۰/۲۷	۰/۴۳	۲۹/۲۱	۱۲/۶۵



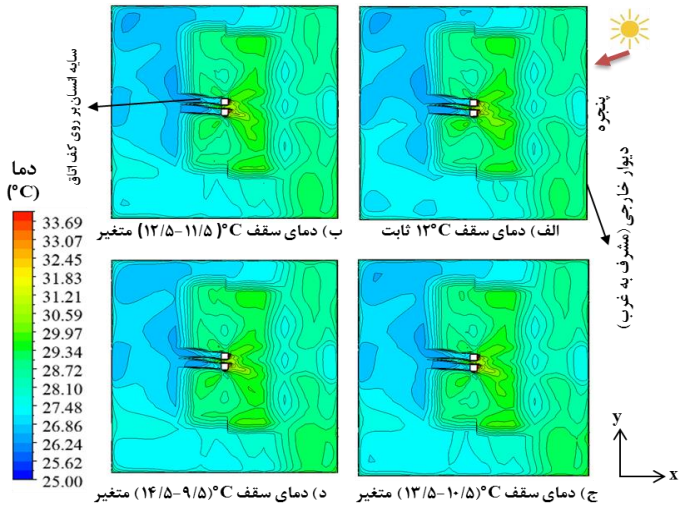
شکل ۹ مقدار شاخص پی‌ام‌وی و درصد نارضایتی پیش‌بینی‌شده (PPD) در مرکز اتاق برای دمای سقف ثابت و در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (میانگین برابر با دما ثابت) در ساعت ۱۴ برای گرم‌ترین روز میانگین ۱۰ سال اخیر تهران



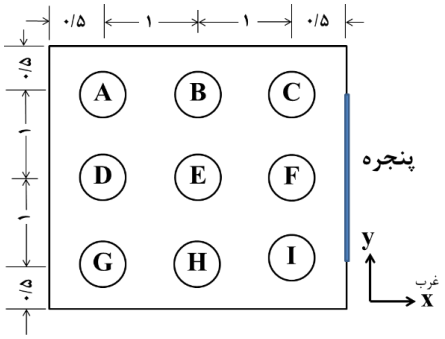
شکل ۱۰ (الف) تغییرات عمودی دمای هوا در مرکز اتاق، (ب) کانتور دمای هوا در صفحه میانی عمود بر دیوار خارجی (y=۱/۵m)، در اتاق با دمای سقف ثابت و در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (میانگین برابر با دما ثابت) در ساعت ۱۴ برای گرم‌ترین روز میانگین ۱۰ سال اخیر تهران

شکل (۱۱) کانتور دمای کف اتاق در ساعت ۱۴ برای اتاق با سقف دما ثابت و حالت در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (میانگین برابر با دما ثابت) را نشان می‌دهد. دمای موضوعی کف گرم اتاق نزدیک انسان در حالت سقف دما ثابت ۲۹درجه سانتی‌گراد است و حالت در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (میانگین برابر با دما ثابت) این مقدار تغییر چندانی نداشته است و همچنین میزان نارضایتی به‌واسطه گرم بودن کف اتاق نیز تقریبا ثابت است (مطابق جدول ۷). کانتور دمای شکل (۱۱) نیز ثابت ماندن کف اتاق را در شرایط در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (میانگین برابر دما ثابت) نسبت به دما سقف ثابت نشان می‌دهد.

به‌منظور بررسی دقیق‌تر شرایط آسایش حرارتی، اتاق به ۹ ناحیه مختلف مطابق شکل (۱۲) تقسیم‌بندی شده است و با قرار گرفتن انسان در هر یک از این نقاط مقدار پی‌ام‌وی برای این نقاط محاسبه‌شده است و نتایج آن در جدول (۸) ارائه گردیده است.



شکل ۱۱ کانتور دمای کف اتاق، در اتاق با دمای سقف ثابت و در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (میانگین برابر با دما ثابت) در ساعت ۱۴ برای گرم‌ترین روز میانگین ۱۰ سال اخیر تهران



شکل ۱۲ تقسیم‌بندی اتاق به ۹ ناحیه مختلف

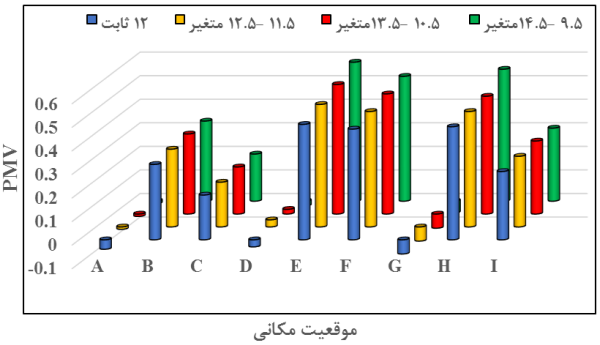
جدول ۸ مقدار شاخص پی‌ام‌وی برای ناحیه‌های مختلف اتاق (مطابق شکل ۱۲) برای سقف با دما ثابت (میانگین برابر با دما ثابت)

دمای سقف (°C)	PMVبرای موقعیت مکانی								
	A	B	C	D	E	F	G	H	I
دما ثابت	-۰/۰۴	۰/۳۲	۰/۱۹	-۰/۰۳	۰/۴۹	۰/۴۷	-۰/۰۶	۰/۴۸	۰/۲۹
۱۲/۵-۱۱/۵ (اختلاف دما ۱°C)	-۰/۰۱	۰/۳۳	۰/۱۹	-۰/۰۳	۰/۵۲	۰/۴۹	-۰/۰۶	۰/۴۹	۰/۳۰
۱۳/۵-۱۰/۵ (اختلاف دما ۳°C)	-۰/۰۱	۰/۳۴	۰/۲۰	-۰/۰۲	۰/۵۵	۰/۵۱	-۰/۰۶	۰/۵۰	۰/۳۱
۱۴/۵-۹/۵ (اختلاف دما ۵°C)	-۰/۰۱	۰/۳۴	۰/۲۰	-۰/۰۲	۰/۵۹	۰/۵۳	-۰/۰۵	۰/۵۶	۰/۳۱

بر اساس نتایج ارائه‌شده در جدول (۸)، مشاهده می‌شود که در حالت دمای ثابت سقف، شاخص پی‌ام‌وی در تمامی نواحی اتاق کمتر از ۰/۵ بوده و هر ۹ ناحیه در محدوده آسایش حرارتی قرار دارند. در مقابل، با در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف با اختلاف دمای ۱ درجه سانتی‌گراد، ناحیه مرکزی اتاق (نقطه E) با مقدار پی‌ام‌وی ۰/۵۲ از محدوده آسایش حرارتی خارج‌شده، درحالی‌که ۸ ناحیه دیگر همچنان در این محدوده باقی می‌مانند. با افزایش اختلاف دمای سقف به ۳ درجه سانتی‌گراد، علاوه بر ناحیه E با پی‌ام‌وی ۰/۵۱، ناحیه F با پی‌ام‌وی ۰/۵۵ نیز از محدوده آسایش حرارتی خارج می‌شود. در شرایطی که اختلاف دمای سقف به ۵ درجه سانتی‌گراد افزایش می‌یابد، شاخص پی‌ام‌وی ناحیه H با پی‌ام‌وی ۰/۵۹ نیز از ۰/۵ فراتر می‌رود و این ناحیه نیز از محدوده آسایش حرارتی خارج می‌شود. شکل (۱۳) نیز مقادیر شاخص پی‌ام‌وی را برای نواحی مختلف اتاق نشان می‌دهد. با تحلیل این نتایج می‌توان نتیجه‌گیری کرد که حفظ دمای ثابت سقف یک حالت ایده‌آل برای دستیابی به آسایش حرارتی در تمامی نواحی اتاق است. در مقابل، هرچه گرادیان دمای سقف افزایش یابد، تعداد نواحی خارج از محدوده آسایش حرارتی بیشتر می‌شود، که این موضوع نشان‌دهنده تأثیر منفی گرادیان دما بر شرایط آسایش حرارتی در محیط اتاق است.

شایان‌ذکر است که نواحی E، F و H به دلیل قرارگیری در معرض تابش مستقیم خورشید، شاخص پی‌ام‌وی بالاتری را تجربه کرده‌اند که در بازه ۰/۴۷ تا ۰/۵۹ قرار دارد. این موضوع نشان‌دهنده تأثیر قابل‌توجه تابش خورشیدی بر آسایش حرارتی در این نواحی است. در مقابل، نواحی دورتر از پنجره اتاق که در سایه قرار دارند، مانند نواحی A، D و G، مقادیر بسیار پایین‌تری از شاخص پی‌ام‌وی را نشان می‌دهند که بین ۰/۰۶- تا ۰/۰۱- متغیر است. از سوی دیگر، نواحی B، C و I که بخشی از آن‌ها در معرض تابش خورشید قرارگرفته‌اند، مقادیر متوسطی از شاخص پی‌ام‌وی را نشان می‌دهند که در بازه ۰/۱۹ تا ۰/۳۴ قرار دارند. این اختلاف در مقادیر شاخص پی‌ام‌وی به‌وضوح نشان می‌دهد که تابش خورشید و موقعیت نسبی انسان در نواحی مختلف، تأثیر مستقیمی بر شرایط آسایش حرارتی در اتاق دارند.

با بررسی شرایط آسایش حرارتی با در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف، درحالی‌که میانگین دمای سقف در این حالت با حالت دمای ثابت برابر در نظر گرفته‌شده است، مشخص شد که باوجود بهبود شرایط، همچنان برخی شاخص‌ها مانند شاخص پی‌ام‌وی، مقادیر بالاتر از ۰/۵ را نشان می‌دهند. از آنجا که به وجود آمدن گرادیان دما در سقف امری اجتناب‌ناپذیر است، دستیابی به شرایط آسایش حرارتی کاهش دمای سقف بیشتری می‌باشد. با انجام شبیه‌سازی‌های بیشتر، برای اختلاف دمای ۱، ۳ و ۵ درجه سانتی‌گراد در سقف، نتایج نشان داد که به‌منظور تضمین شرایط آسایش حرارتی در تمامی نواحی (پی‌ام‌وی کمتر از ۰/۵)، بازه دمایی سقف باید به ترتیب در محدوده‌های (۱۱/۲ تا ۱۲/۲)، (۱۰/۱ تا ۱۳/۱) و (۸/۷ تا ۱۳/۷) درجه سانتی‌گراد تنظیم شود. این نتایج نشان‌دهنده ضرورت تنظیم دقیق گرادیان دما و تعیین بازه‌های مناسب دمایی در حالت در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف است تا شرایط آسایش حرارتی در تمام نواحی اتاق فراهم گردد.



شکل ۱۳ مقدار شاخص پی‌ام‌وی برای ناحیه‌های مختلف اتاق (مطابق شکل ۱۲) برای سقف با دما ثابت و در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف (میانگین برابر با دما ثابت)

جمع‌بندی

مطالعه حاضر، به بررسی عملکرد پنل‌های سرمایش تشعشعی سقفی و بررسی شرایط آسایش حرارتی با در نظر گرفتن حضور انسان در یک اتاق و همچنین تاثیر تغییرات دمای سقف، پرداخته است. مطالعه بر روی اتاق با دیوار خارجی مشرف به غرب و پنجره پوشش‌دار برای گرم‌ترین روز میانگین ۱۰ سال اخیر شهر تهران انجام شده است و نتایج نشان داد که:

۱. حداکثر دمای مجاز سقف از ساعت ۶ صبح تا ۱۴ ظهر کاهش می‌یابد و از ساعت ۱۴ تا ۱۸ روند افزایش دارد به عبارت دیگر، بیشینه بار سرمایشی موردنیاز برای اتاق با دمای سقف ثابت، در ساعت ۱۴ صورت گرفت و در این حالت حداکثر دمای مجاز سطح سقف در حدود ۱۲°C به‌دست آمده است.

۲. با بررسی میزان رطوبت داخل اتاق در ساعت مختلف و همچنین دمای نقطه شبنم روی سطح سقف مشخص گردید که هیچ حالتی پدیده میعان بر روی سطح سقف رخ نمی‌دهد.
۳. با مقایسه سقف دما ثابت و در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف، به‌طوری‌که دمای ورودی آب به لوله‌های پنل برابر با شرایط دما ثابت باشد و اختلاف دمای سقف برابر با ۱، ۳ و ۵ درجه سانتی‌گراد باشد، مشخص شد که در این حالت شرایط آسایش حرارتی نقض می‌شود و دمای هوای اتاق و دمای کف اتاق از مقدار مجاز عبور می‌کنند و شاخص پی‌ام‌وی نیز نسبت به حالت دما ثابت از مقدار ۰/۴۹ به ترتیب به مقدار ۰/۶۸ ، ۰/۸۶ و ۱/۱۱ می‌رسد.
۴. با در نظر گرفتن تغییرات دمای سقف به‌طوری‌که میانگین دما لوله‌های پنل برابر با شرایط دما ثابت باشد، نتایج بسیار به شرایط آسایش حرارتی نزدیک می‌شود و دمای هوای اتاق، دمای کف اتاق و شاخص پی‌ام‌وی شباهت بسیاری با حالت دما ثابت دارند. اما شاخص پی‌ام‌وی در این حالت همچنان بالاتر از ۰/۵ و به ترتیب به مقادیر ۰/۵۲، ۰/۵۵ و ۰/۵۹ می‌باشد.
۵. با تقسیم‌بندی اتاق به ۹ ناحیه مختلف، نتایج نشان داد که در شرایطی که دمای سقف به‌صورت ثابت در نظر گرفته شود، تمامی نواحی در محدوده آسایش حرارتی قرار دارند. با اعمال اختلاف دمای ۱°C در سقف، تنها ناحیه مرکزی از شرایط آسایش حرارتی خارج می‌شود. در شرایط اعمال اختلاف دمای ۳°C، تعداد نواحی خارج از آسایش حرارتی به دو ناحیه افزایش‌یافته و در اختلاف دمای ۵°C ، این تعداد به سه ناحیه می‌رسد. این نتایج نشان‌دهنده تأثیر اختلاف دمای سقف بر توزیع آسایش حرارتی در نواحی مختلف اتاق است.
۶. به‌منظور تضمین شرایط آسایش حرارتی در تمامی نواحی (پی‌ام‌وی کمتر از ۰/۵)، بازه دمایی سقف باید برای تغییرات دمای سقف ۱، ۳ و ۵ درجه سانتی‌گراد به ترتیب در محدوده‌های (۱۱/۲ تا ۱۲/۲)، (۱۰/۱ تا ۱۳/۱) و (۸/۷ تا ۱۳/۷) درجه سانتی‌گراد تنظیم شود.

در این مطالعه، محدودیت‌هایی وجود دارد که باید در نظر گرفته شود. اولا، تأثیر تجهیزات الکتریکی و گرمایی نظیر لامپ‌ها و سایر دستگاه‌ها بر توزیع دما، میدان سرعت و پارامترهای آسایش حرارتی نادیده گرفته شده است. پیشنهاد می‌شود در پژوهش‌های آینده، تأثیر این تجهیزات به‌صورت دقیق بررسی شود. ثانیا، در این شبیه‌سازی، حالت فیزیکی فرد به‌صورت ایستاده و با لباس نخی در نظر گرفته شده است. برای دستیابی به نتایج جامع‌تر، پیشنهاد می‌شود حالت‌های مختلف فیزیکی (مانند نشسته، خوابیده) و فعالیت‌های متابولیکی متنوع، همراه با انواع مختلف لباس‌ها، مورد بررسی قرار گیرد. علاوه بر این، در این مطالعه، هوای داخل اتاق به‌صورت یک سیستم ایزوله در نظر گرفته شده و تأثیر سیستم‌های تهویه و تبادل هوا با محیط بیرون نادیده گرفته شده است. بررسی نقش تهویه و تأثیر آن بر آسایش حرارتی می‌تواند به عنوان یک موضوع پژوهشی در مطالعات آینده مورد توجه قرار گیرد. همچنین، به منظور کاهش هزینه‌های محاسباتی، لوله‌های سیستم سرمایش تابشی به‌صورت واقعی مدل‌سازی نشده‌اند و به جای آن، شرط مرزی سقف با گرادیان دمای مشخص اعمال شده است. پیشنهاد می‌شود در پژوهش‌های آینده، لوله‌های سقف به‌صورت واقعی با آرایش های مختلف مدل‌سازی شوند و با نتایج این مطالعه مقایسه گردد تا دقت و قابلیت اطمینان مدل افزایش یابد.

ضمیمه

معادلاتی که مقدار پی‌ام‌وی از آن محاسبه می‌شود، (روابط ۱ تا ۴) و همچنین درصد نارضایتی پیش‌بینی‌شده به‌صورت رابطه (۵) می‌باشد [24]. درصد نارضایتی ناشی از تغییرات دمای هوا در راستای عمودی (قوزک پا تا پیشانی) به‌صورت رابطه (۶) [۳۸] و درصد نارضایتی ناشی از کف گرم اتاق به‌صورت رابطه (۷) قابل‌محاسبه است [38].

$$\begin{aligned}PMV = {} & [0.303.\exp(-0.036.M) + 0.028] \\ & \times \{(M - W) - 3.05 \times 10^{-3} \\ & \times [5733 - 6.99 \times (M - W) - p_a] \\ & - 0.42 \times [(M - W) - 58.15] - 1.7 \\ & \times 10^{-5} \times M \times (5867 - p_a) - 0.0014 \\ & \times M \times (34 - T_a) - 3.96 \times 10^{-8} \times f_{cl} \\ & \times [(T_{cl} + 273)^4 - (\overline{T}_r + 273)^4] - f_{cl} \\ & \times h_c \times (T_{cl} - T_a)\}\end{aligned} \quad (۱)$$

$$\begin{aligned}T_{cl} = {} & 35.7 - 0.028 \times (M - \dot{W}) - \\ & I_{cl} \times \{3.96 \times 10^{-8} \times f_{cl} \times [(T_{cl} + 273)^4 - (\overline{T}_r + 273)^4] \\ & + f_{cl} \times h_c \times (T_{cl} - T_a)\}\end{aligned} \quad (۲)$$

$$f_{cl} = \begin{cases} 1 + 1.29.\, I_{cl} & : I_{cl} \le 0.078\ m^2.\, K/W \\ 1.05 + 0.645.\, I_{cl} & : I_{cl} > 0.078\ m^2.\, K/W \end{cases} \quad (۳)$$

$$h_c = \begin{cases} 2.38 \times |T_{cl} - T_a|^{0.25} & \text{if: } 2.38 \times |T_{cl} - T_a|^{0.25} > 12.1 \times \sqrt{v_{ar}} \\ 12.1 \times \sqrt{v_{ar}} & \text{if: } 2.38 \times |T_{cl} - T_a|^{0.25} < 12.1 \times \sqrt{v_{ar}} \end{cases} \quad (۴)$$

$$PPD = 100 - 95 \times \exp(-0.03353 PMV^4 - 0.2179 PMV^2) \quad (۵)$$

$$PD_{VTG} = \frac{100}{1 + \exp(5.67 - 0.856 \times \Delta t_{a,h})} \quad (۶)$$

$$PD_F = 100 - 94 \times \exp(-1.387 + 0.118 \times T_F - 0.0025 \times T_F^2) \quad (۷)$$

فهرست علائم

تعریف	واحد	علائم انگلیسی
عرض صفحه	(m)	a
ارتفاع صفحه	(m)	b
فاصله عمودی فرد تا صفحه	(m)	c
ثابت‌های معادله ناسلت-یورگس		C_1, C_2
ضریب روز یا شب بودن		C_{dn}
ظرفیت گرمایی ویژه	(J/kg. K)	C_p
ضریب سایه		C_s
انرژی	(J)	E
ضریب مساحت سطح لباس		f_{cl}
فاکتور سطح تصویر شده شخص درراستای تابش خورشید		f_p
ضریب دید بین فرد و سطح A		$F_{p\to A}$
ضریب دید تصحیح شده بین فرد و سطح A		$F_{p\to A}^{corr}$
ضریب دید بین فرد و سطح iام پیرامون فرد		$F_{s\to i}$
ضریب دید بین ف رد و سطح شفاف نور گذر jام فرد		$F_{s\to j}$
ضریب انتقال حرارت جابه-جایی	$(W/m^2.K)$	h_c
ضریب انتقال حرارت جابه-جایی بر روی سطح سقف سرد	(W/m^2)	h_{cc}
ضریب انتقال حرارت تشعشعی بر روی سطح سقف سرد	(W/m^2)	h_{cr}
ضریب انتقال حرارت جابه-جایی	$(W/m^2.K)$	h_w
تشعشع مستقیم خورشیدی گذرکننده از سطح شفاف	(W/m^2)	I_b
مقاومت حرارتی لباس	$(m^2.K/W)$	I_{cl}
تشعشع پخشی خورشیدی گذرکننده از سطح شفاف	(W/m^2)	I_d
شدت شار مستقیم	(W/m^2)	I_λ
هدایت حرارتی مؤثر	$(W/m.K)$	k_{eff}
ضریب انتقال حرارت هدایتی	$(W/m.K)$	K
انرژی جنبشی توربولانسی	(m^2/s^2)	k
هدایت حرارتی موثر	(W/K)	K_{eff}
هدایت حرارتی سیال	(W/K)	K_f
نرخ سوخت و ساز بدن	(W/m^2)	M
دمای متوسط تشعشعی	(K)	MRT
ضریب انکسار		n
فشار	(Pa)	P
فشار جزئی بخار آب	(Pa)	P_a
پرانتل توربولانسی		Pr_t
درصد نارضایتی به‌واسطه کف گرم اتاق		PD_F
درصد نارضایتی اختلاف دمای عمودی قوزک پا تا سر		PD_{VTG}
درصد نارضایتی کلی افراد		PPD
فاکتور پی‌ام‌وی		PMV
شار حرارتی کلی خروجی از سطح سقف	(W)	Q_c
شار حرارتی خالص تشعشعی	(W/m^2)	q_{ext}
شار حرارتی تشعشعی خورشیدی یا منبع خارجی	(W/m^2)	q_{sol}

تعریف	واحد	علائم یونانی
ضریب جذب تشعشع مستقیم خورشیدی توسط بدن انسان		$\alpha_{irr,b}$
ضریب جذب تشعشع پخشی خورشیدی توسط بدن انسان		$\alpha_{irr,d}$
ضریب انبساط حرارتی	$(1/K)$	β
زاویه سمت الرأس		θ
زاویه ارتفاع		ϕ
ویسکوزیته سینماتیکی	(m^2/s)	ν
افت انرژی اغتشاش	(m^2/s^3)	ε
ضریب گسیل		ϵ
ضریب صدور بدن انسان		ϵ_s
ویسکوزیته توربولانسی	(m^2/s)	μ_t
انرژی جنبشی اغتشاش	(m^2/s^2)	k
چگالی	(kg/m^3)	ρ
ثابت استفان بولتزمن	$(W/m^2.K^4)$	σ

تعریف	زیروندها
جهت‌های مختلف مختصات	i, j
راستا و موقعیت	$\vec{r}, \vec{s}$

تعریف	واحد	علائم
شار حرارتی تشعشعی محیط	(W/m^2)	q_∞
عدد رینولدز توربولانسی		R_T
ترم منشاء حرارتی		S_h
دمای هوا سقف (سمت دیوار خارجی)	$(°C)$	T_1
دمای هوا سقف (مخالف سمت دیوار خارجی)	$(°C)$	T_2
دمای هوا داخل اتاق	$(°C)$	T_{in}
دمای سطح لباس	$(°C)$	T_{cl}
دمای کف اتاق	$(°C)$	T_f
دمای سیال	$(°C)$	T
دمای سطح سقف	$(°C)$	T_c
دمای معادل تشعشعی خارجی	$(°C)$	T_{ext}
میانگین دمای هوای اتاق	$(°C)$	T_{ia}
دمای هوای بیرون اتاق	$(°C)$	T_o
دمای متوسط تشعشعی مشخص تحت تابش	(K)	$\overline{T}_{r,irr}$
شدت آشفتگی		Tu
دمای بی‌بعد		T^*
سرعت نوسانی آشفتگی	(m/s)	u_i
سرعت متوسط	(m/s)	$\overline{U}_i$
سرعت سیال	(m/s)	U
سرعت باد	(m/s)	V_w
سرعت هوا	(m/s)	$\overline{V}_{a,l}$
سرعت نسبی هوا	(m/s)	V_{ar}
توان مکانیکی مؤثر	(W/m^2)	w
نرخ کار مکانیکی بدن انسان	(W/m^2)	W
طول بی‌بعد		x^*
ارتفاع بی بعد		y^+

واژه نامه

پیشنهادی نویسنده	واژه لاتین	پیشنهادی ویراستار
همبستگی	correlation	
تابع میرایی	damping functions	
جمله منبع گرمایش	heating source term	جمله گرمایشگاه
عدد رینولدز پایین	low reynolds number	
اثرات نزدیک به دیوار	near wall effects	
شاخص پیش‌بینی‌شده رأی میانگین	PMV (predicted mean vote)	
(درصد پیش‌بینی‌شده‌ی نارضایتی)	PPD (predicted percentage of dissatisfied)	
ردیابی پرتوهای خورشیدی	solar ray tracing	

تقدیر و تشکر

مراجع

[1] J. Miriel, L. Serres, and A. Trombe, “Radiant ceiling panel heating–cooling systems: experimental and simulated study of the performances, thermal comfort and energy consumptions,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 22, no. 16, pp. 1861–1873, 2002. https://doi.org/10.1016/S1359-4311(02)00087-X

[2] A. Yari Nejad, “Investigating the effect of optimizing the external shell and glazed walls on reducing energy consumption and payback period in educational buildings in a temperate climate with dry and very hot summers,” *Applied and Computational Mechanics*, vol. 36, no. 1, pp. 41–60, 2024. (In Persian) https://doi.org/10.22067/jacsm.2023.81531.1175

[3] A. Amiri and A. Yarinezhad, “Investigating the effect of phase change materials on energy consumption in lightweight prefabricated relief buildings,” *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 34, no. 4, pp. 35–52, 2022. (In Persian)

[4] A.S.H.R.A.E., *HVAC Systems and Equipment Handbook*, 1996.

[5] A. Kardgar, “Evaluation of an integrated solar-geothermal energy system for simultaneous power, heating, and cooling production,” *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 34, no. 4, pp. 19–34, 2022. (In Persian)

[6] K. E. Charles, “Fanger Thermal Comfort and Draught Models,” Institute for Research in Construction, National Research Council of Canada, Ottawa, K1A 0R6.

[7] R. A. Memon, S. Chirarattananon, and P. Vangtook, “Thermal comfort assessment and application of radiant cooling: A case study,” *Building and Environment*, vol. 43, no. 8, pp. 1185–1196, 2008. https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2006.04.025

[8] T. Catalina, J. Virgone, and F. Kuznik, “Evaluation of thermal comfort using combined CFD and experimentation study in a test room equipped with a cooling ceiling,” *Building and Environment*, vol. 44, no. 8, pp. 1740–1750, 2009. https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2008.11.015

[9] R. Li, T. Yoshidomi, R. Ooka, and B. W. Olesen, “Field evaluation of performance of radiant heating/cooling ceiling panel system,” *Energy and Buildings*, vol. 86, pp. 58–65, 2015. https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2014.09.070

[10] L. Su, N. Li, X. Zhang, Y. Sun, and J. Qian, “Heat transfer and cooling characteristics of concrete ceiling radiant cooling panel,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 84, pp. 170–179, 2015. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2015.03.045

[11] Y. Khan, V. R. Khare, J. Mathur, and M. Bhandari, “Performance evaluation of radiant cooling system integrated with air system under different operational strategies,” *Energy and Buildings*, vol. 97, pp. 118–128, 2015. https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2015.03.030

[12] N. N. Ziarani and A. Haghighi, “Anticipating an efficient relative humidity in a room under direct solar radiation and equipped by radiant cooling panel system,” *International Journal of Refrigeration*, vol. 98, pp. 98–108, 2019. https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2018.10.018

[13] P. Valdiserri, S. Cesari, M. Coccagna, P. Romio, and S. Mazzacane, “Experimental data and simulations of performance and thermal comfort in a patient room equipped with radiant ceiling panels,” *Buildings*, vol. 10, no. 12, p. 235, 2020. https://doi.org/10.3390/buildings10120235

[14] M. Ye, A. A. Serageldin, A. Radwan, H. Sato, and K. Nagano, “Thermal performance of ceiling radiant cooling

panel with a segmented and concave surface: Laboratory analysis," *Applied Thermal Engineering*, vol. 196, p. 117280, 2021. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2021.117280

[15] N. Ismail and D. Ouahrani, "Modelling of cooling radiant cubicle for an office room to test cooling performance, thermal comfort and energy savings in hot climates," *Energy*, vol. 244, p. 123185, 2022. https://doi.org/10.1016/j.energy.2022.123185

[16] A. Aryal, P. Chaiwiwatworakul, and S. Chirarattananon, "An experimental study of thermal performance of the radiant ceiling cooling in office building in Thailand," *Energy and Buildings*, vol. 283, p. 112849, 2023. https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2023.112849

[17] J. Li, Z. Nie, Y. Liu, L. Wang, and Y. Hao, "Evaluation of propagation characteristics using the human body as an antenna," *Sensors*, vol. 17, no. 12, p. 2878, 2017. https://doi.org/10.3390/s17122878

[18] M. Mousavi Motlaghian, M. H. Ahmadi, and S. Sadeghi, "Evaluating the effect of internal movable and external fixed shading devices on energy consumption in an office building in Kerman's climate," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 36, no. 3, pp. 45–62, 2024. (In Persian) https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.86057.1233

[19] M. Mehrabian and J. Mahmoudimehr, "Numerical simulation of a biogas-fueled solid oxide fuel cell and the investigation of the influence of operating conditions," *Amirkabir Journal of Mechanical Engineering*, vol. 55, no. 7, pp. 895–916, 2023. (In Persian) https://doi.org/10.22060/mej.2023.22280.7593

[20] K. Abe, T. Kondoh, and Y. Nagano, "A new turbulence model for predicting fluid flow and heat transfer in separating and reattaching flows – 1. Flow field calculations," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 37, no. 1, pp. 139–151, 1994. https://doi.org/10.1016/0017-9310(94)90168-6

[21] N. Jahantigh and J. Piri, "Estimation of solar radiation in different climates of Iran using hybrid machine learning methods," *Journal of Applied & Computational Sciences in Mechanics*, vol. 35, no. 2, pp. 37–54, 2023. (In Persian)

[22] A. Arabsolghar, N. Heidari, M. Shafiei, and A. Iranmanesh, "Investigating the effect of down-draught phenomenon on thermal comfort factors in a building with glazing envelope [Barresi-ye asar-e padideh-ye kuran bar roye faktorha-ye asayesh-e hararati dar sakhtemani ba divar-e shishe-i]," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 33, no. 1, pp. 35–52, 2021. (In Persian) https://doi.org/10.22067/jacsm.2021.70588.1030

[23] O. Deymi and S. A. Gandjalikhan-Nassab, "The effect of air gap between two glass covers on the performance of flat plate solar air heaters," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 33, no. 2, pp. 55–82, 2022. (In Persian) https://doi.org/10.22067/jacsm.2022.74630.1086

[24] ISO, "International Standard 7730: Ergonomics of the thermal environment—Analytical determination and interpretation of thermal comfort using calculation of the PMV and PPD indices and local thermal comfort criteria," International Organization for Standardization, Geneva, 2005.

[25] J. Palyvos, "A survey of wind convection coefficient correlations for building envelope energy systems' modeling," *Applied Thermal Engineering*, vol. 28, no. 8–9, pp. 801–808, 2008. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2007.12.005

[26] J. Clarke, *Energy simulation in building design*, Routledge, 2007.

[27] S. Mazumder, "Application of a variance reduction technique to Surface-to-Surface Monte Carlo radiation exchange calculations," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 131, pp. 424–431, 2019.

[28] M. Fathipour and A. Safavinejad, "Calculation of surface radiation entropy generation using the developed net radiation method in an inclined enclosure with natural convection," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 36, no. 2, pp. 77–96, 2024. (In Persian) https://doi.org/10.22067/jacsm.2023.80207.1151

[29] C.-M. Lai and Y.-P. Lin, "Energy saving evaluation of the ventilated BIPV walls," *Energies*, vol. 4, no. 6, pp. 948–959, 2011. https://doi.org/10.3390/en4060948

[30] S. Oubenmoh, A. Allouhi, A. A. Mssad, R. Saadani, T. Kousksou, M. Rahmoune, and M. Bentaleb, "Some particular design considerations for optimum utilization of under floor heating systems," *Case Studies in Thermal Engineering*, vol. 12, pp. 423–432, 2018. https://doi.org/10.1016/j.csite.2018.05.010

[31] J. Samimi, "Estimation of height-dependent solar irradiation and application to the solar climate of Iran," *Solar Energy*, vol. 52, no. 5, pp. 401–409, 1994. https://doi.org/10.1016/0038-092X(94)90117-K

[32] S. E. Selkowitz, D. Arasteh, D. L. Dibartolomeo, A. J. Hunt, R. L. Johnson, H. Keller, J. J. Kim, J. H. Klems, C. M. Lampert, K. Lottus, and K. Papamichael, "Windows and daylighting," in *Efficient Lighting Applications and Case Studies*, River Publishers, 2020, pp. 165–181.

[33] P. O. Fanger, *Thermal Comfort: Analysis and Applications in Environmental Engineering*, Danish Technical Press, Copenhagen, 1970.

[34] M. L. Gennusa, A. Nucara, G. Rizzo, and G. Scaccianoce, "The calculation of the mean radiant temperature of a subject exposed to the solar radiation—a generalised algorithm," *Building and Environment*, vol. 40, pp. 367–375, 2005. https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2004.06.019

[35] G. Cannistraro, G. Franzitta, C. Giaconia, and G. Rizzo, "Algorithms for the calculation of the view factors between human body and rectangular surfaces in parallelepiped environments," *Energy and Buildings*, vol. 19, no. 1, pp. 51–60, 1992. https://doi.org/10.1016/0378-7788(92)90035-F

[36] G. Rizzo, G. Franzitta, and G. Cannistraro, "Algorithms for the calculation of the mean projected area factors of seated and standing persons," *Energy and Buildings*, vol. 17, pp. 221–230, 1991. https://doi.org/10.1016/0378-7788(92)90035-F

[37] ASHRAE, *ASHRAE Handbook—HVAC Applications*, American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers, 1989.

[38] ISO, "International Standard 7726: Thermal environment—Instruments and method for measuring physical quantities," International Organization for Standardization, Geneva, 1998.

[39] R. Karadag, "The investigation of relation between radiative and convective heat transfer coefficient at the ceiling in a cooled ceiling room," *Energy Conversion and Management*, vol. 50, pp. 1–5, 2009. https://doi.org/10.1016/j.enconman.2008.09.008

[40] A. Radwan, T. Katsura, L. Ding, A. A. Serageldin, A. I. El-Seesy, and K. Nagano, "Design and thermal analysis of a new multi-segmented mini channel based radiant ceiling cooling panel," *Journal of Building Engineering*, vol. 40, p. 102330, 2021. https://doi.org/10.1016/j.jobe.2021.102330

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics, 37, 4, 2025. (25-44)

Ferdowsi University of Mashhad

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics

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

Society of Manufacturing Engineering of Iran

Simulation of the Effect of Replacing Gasoline with Gaseous Fuel on TU5 Engine Performance*

Research Article

Javad Khadem[1], Ali Asadi [2], Asadollah Bastami[3]

10.22067/jacsm.2025.92686.1326

***Abstract*--In recent years, the substitution of gaseous fuels for liquid fuels in internal combustion engines has received considerable attention. In this paper, the effect of using gaseous fuels such as methane and propane instead of gasoline on the performance parameters of the TU5 engine, which is one of the most widely used engines in the country's automotive industry, has been simulated using the one-dimensional fluid dynamics software GT-Power. The results showed that using gaseous fuel, due to occupying a certain volume of air, led to a decrease in volumetric efficiency, with the reduction in volumetric efficiency being greater for methane compared to propane. Additionally, using gaseous fuel in the gasoline engine, without making significant changes such as altering the compression ratio, resulted in a reduction in brake power and torque. The results also showed that the optimal spark timing also changes simultaneously with the change in the type of fuel in the engine. The comparison between simulation and experimental results showed relatively good agreement.**

***Key words*: Brake Specific Fuel Consumption, Engine TU5, Gas Fuel, Gasoline, GT-Power, Methane, Optimum Timing, Power, Propane, Simulation, Spark Timing, Volumetric Efficiency.**

1- Introduction

Spark-ignition (SI) engines are widely used in transportation and energy production, and their performance is heavily influenced by the type of fuel. While gasoline is the traditional choice, environmental concerns and fossil fuel limitations have spurred interest in alternative gaseous fuels [1-3].

Fuels like CNG and LPG are promising due to their higher-octane ratings, cleaner combustion, and lower pollutant emissions. They can enhance thermal efficiency and reduce costs, though differences in combustion characteristics pose challenges for engine design [4].

Studies comparing gasoline, CNG, and LPG in SI engines show LPG offers better combustion properties, while CNG's high-octane rating allows for higher compression with reduced emissions. Both fuels demonstrate improved fuel economy and reduced emissions compared to gasoline.

This research is important for optimizing SI engine performance and minimizing environmental impact. It explores the effects of using gaseous fuels, aiming to support the transition to cleaner, more efficient engines without sacrificing performance or increasing costs.

2- Governing Equations and Simulation

The flow model used in this study is based on the Navier-Stokes equations, which include the continuity equation, momentum conservation, energy conservation, and species conservation. In this model, the equations are solved in one dimension, and time integration methods are applied implicitly and explicitly. In the explicit method, the values of mass flow rate, internal energy, and density are calculated using previous time steps, whereas in the implicit method, these variables include mass flow rate, pressure, and total enthalpy, requiring more iterations but offering greater stability. The governing equations in detail include the continuity equation, momentum conservation, energy conservation, and species conservation.

For simulating the engine in the GT-Power software, various engine components, including the air filter, throttle valve, intake manifold, and injectors, were modeled. Due to the absence of an air filter model in the software, the Pipe model was used. In simulating the intake system, the geometry of the intake manifold and its components were imported into the software according to two-dimensional maps. For heat transfer simulation, the Woschni heat transfer relation was used, and radiative heat transfer was neglected in this modeling. Finally, for combustion simulation, both the heat release rate model and the flame propagation model were applied. The four-cylinder four-stroke engine was modeled, and the necessary modifications for using methane and propane as gaseous fuels were implemented.

* Manuscript received 2025 March 16, Revised 2025 April 7, Accepted 2025 April 22.

[1] Associate Professor, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, University of Birjand, Birjand, Iran, **Email**: jkhadem@birjand.ac.ir

[2] Corresponding author. Assistant Professor, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Bozorgmehr University of Qaenat, Qaen, Iran, **Email**: a_asadi@buqaen.ac.ir

[3] Master of Science, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, University of Birjand, Birjand, Iran

3- Results and Conclusion

To validate the results, the simulation results for volumetric efficiency, power, torque, and BSFC of the gasoline engine were compared with both experimental and numerical data from reference [5]. The simulation closely matched the numerical results and showed good agreement with experimental data. The maximum relative errors for volumetric efficiency, power, torque, and BSFC were 3.9%, 4.9%, 4.1%, and 6.2%, respectively.

Volumetric efficiency versus engine speed was compared for gasoline, methane, and propane. Gasoline showed the highest efficiency due to its cooling effect during evaporation, which increases air density. Propane and methane, being gaseous, reduce air intake volume, lowering efficiency. Propane performs slightly better than methane due to its higher density. Similarly, gasoline produced the most power, followed by propane and methane.

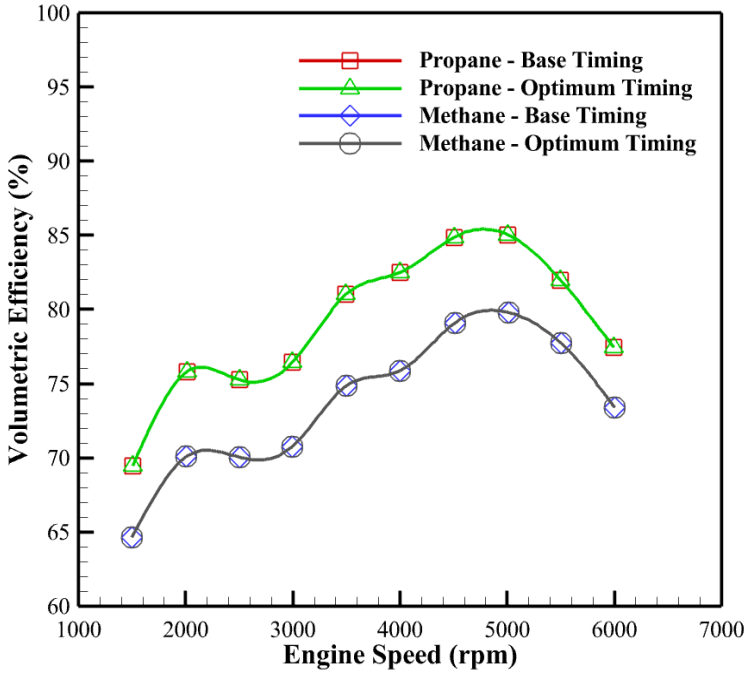


Figure 1. Effect of optimal ignition timing on volumetric efficiency versus engine speed

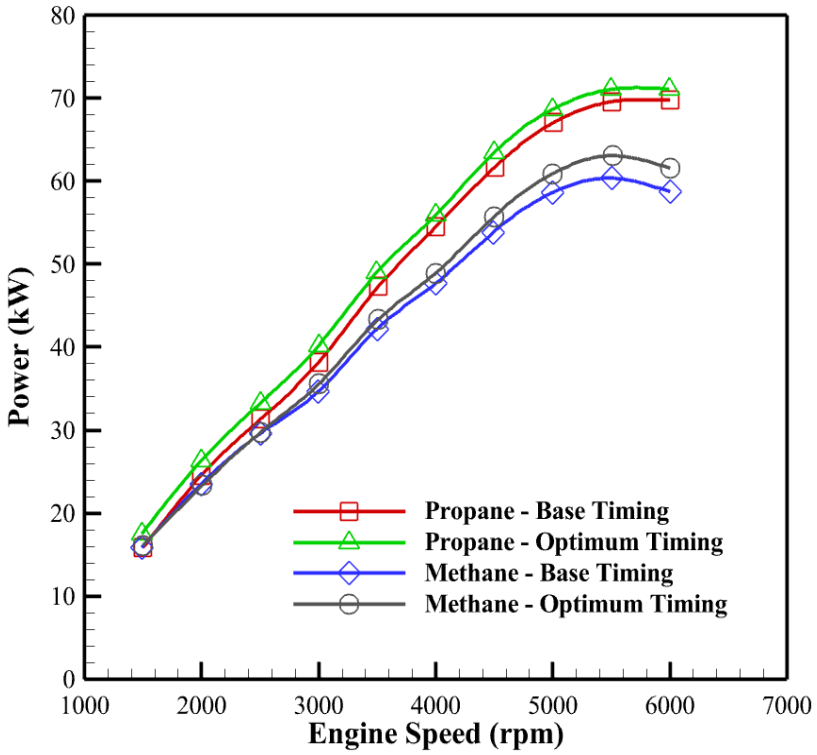


Figure 2. Effect of optimal ignition timing on power versus engine speed

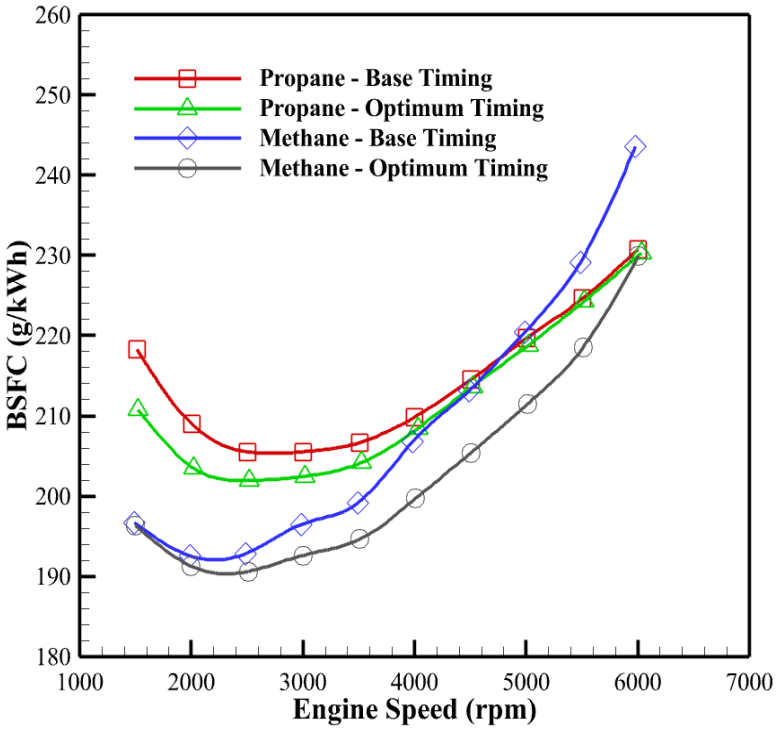


Figure 3. Effect of optimal ignition timing on fuel consumption versus engine speed

Torque curves mirrored power trends, as both depend on cylinder pressure and combustion energy. BSFC was lowest for gaseous fuels due to their combustion traits. Though gasoline has higher energy density, it requires more fuel for the same power. At speeds above 5000 rpm, methane's BSFC exceeds propane's due to its slower combustion and less stable behavior at high speeds. Despite lower volumetric efficiency and power, gaseous fuels consume less fuel overall, supporting their use in engines.

The base ignition timing was 15° BTDC. To analyze the effect of timing variation, it was changed from 11° to 19° BTDC. For methane, advancing timing improved high-speed power due to better combustion. For propane, advancing timing beyond 11° BTDC slightly reduced power, likely due to thermal losses. Methane's BSFC decreased with advanced timing, while propane's increased. The lowest methane fuel consumption occurred at 19° BTDC, showing the benefits of optimized timing.

After identifying the optimal ignition timing 11° BTDC for propane and 19° BTDC for methane, engine behavior was assessed under base and optimized conditions. As shown in Figure 1, ignition timing had no effect on volumetric efficiency, since it doesn't influence air intake. Factors such as manifold design and valve timing primarily affect volumetric efficiency.

According to Figure 2, optimal ignition timing increased engine power by about 1.5% for propane and 5% for methane. Figure 3 shows that BSFC decreased for both fuels after optimization. Notably, at high speeds, methane had lower fuel consumption than propane under optimized ignition conditions.

4-References

[1] M. Yadegari and M. Ghassemi, "Investigation of the Effects of Temperature, Mass Flow Rate of the Injected Fuel, Pore Diameter, Porosity and Ambient Pressure on the Amount of Pollutants in the Combustion Chamber," Iranian *Journal of Mechanical Engineering Transactions of the ISME*, vol. 23, no. 1, pp. 122–146, 2022. https://jmee.isme.ir/article_253536.html

[2] A. Asadi and M. Yadegari, "The study of the effect of fuel dilution in methane/air counterflow diffusion flames on the emission of environmental pollutants," *Journal of Mechanical Engineering*, vol. 33, no. 6, pp. 25–34, 2025. (In Persian). https://mechanic-ferdowsi.um.ac.ir/article_46409.html?lang=en

[3] M. Saadat-targhi, J. Khadem, and M. Farzaneh-Gord, "Determine the optimal algorithm of priority panel in CNG refueling station to minimize energy cost," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 32, no. 2, pp. 201–216, 2021. (In Persian) https://doi.org/10.22067/jacsm.2021.72060.1052

[4] A. Mohammadi, M. Varmazyar, and M. Soleimani, "Influence of alumina nanoparticles on the combustion process with the help of homogeneity factor in a compression ignition engine," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 31, no. 2,

pp. 157–175, 2020. (In Persian). https://doi.org/10.22067/fum-mech.v31i2.82063

[5] M. Taghizadeh, "Modeling and design of a VVT system for the Peugeot 206 engine," M.S. Thesis, K. N. Toosi University of Technology, 2013. (In Persian)

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک، ۳۷، ۴، ۱۴۰۴. (۴۴-۲۵)

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

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

شبیه‌سازی اثر جایگزینی سوخت گازی بجای بنزین بر عملکرد موتور TU5*

مقاله پژوهشی

جواد خادم[۱] علی اسدی[۲] اسداله بسطامی[۳]

10.22067/jacsm.2025.92686.1326

چکیده *در سال‌های اخیر جایگزینی سوخت‌های گازی به جای سوخت‌های مایع در موتورهای احتراق داخلی مورد توجه فراوان قرار گرفته است. در مقاله حاضر تاثیر استفاده از سوخت‌های گازی متان و پروپان به جای بنزین بر روی پارامترهای عملکردی موتور TU5 که یکی از پر کاربردترین موتورها در صنایع خودروسازی کشور است با استفاده از نرم‌افزار دینامیک سیالات یک بعدی GT-Power شبیه‌سازی شده است. نتایج نشان داد که استفاده از سوخت گازی به دلیل اشغال حجم معینی از هوا منجر به کاهش بازده حجمی در موتور می‌شود و کاهش بازده حجمی در مورد گاز متان بیشتر از سوخت پروپان است. علاوه بر این استفاده از سوخت گازی در موتور بنزینی بدون ایجاد تغییرات اساسی از جمله نسبت تراکم، منجر به کاهش توان و گشتاور ترمزی می‌گردد. نتایج همچنین نشان داد که همزمان با تغییر نوع سوخت در موتور، زمان‌بندی بهینه‌ی جرقه نیز تغییر می‌یابد. مقایسه بین نتایج شبیه‌سازی و تجربی تطابق نسبتا خوبی را نشان داد.*

واژه‌های کلیدی شبیه‌سازی، موتور TU5، سوخت گازی، زمان بندی جرقه، GT-Power.

مقدمه

موتورهای اشتعال جرقه‌ای (Spark-Ignition Engines (SI)) به عنوان یکی از رایج‌ترین انواع موتورهای احتراق داخلی، نقش مهمی در صنعت حمل و نقل و تولید انرژی ایفا می‌کنند. عملکرد این موتورها به شدت تحت تأثیر نوع سوخت مصرفی قرار دارد. نوع سوخت، ویژگی‌های فیزیکی و شیمیایی سوخت، فرآیند احتراق، بازده حرارتی و میزان انتشار آلاینده‌ها را تعیین می‌کند. بنزین به عنوان سوخت سنتی در این موتورها شناخته می‌شود، اما با توجه به چالش‌های زیست محیطی و محدودیت منابع فسیلی، استفاده از سوخت‌های جایگزین مانند سوخت‌های گازی مورد توجه قرار گرفته است [1-3].

سوخت‌های گازی به دلیل عدد اکتان بالاتر، احتراق تمیزتر و انتشار کمتر آلاینده‌های مضر مانند دی‌اکسید کربن و ذرات معلق، گزینه‌های مناسبی برای کاهش اثرات منفی موتورهای احتراق داخلی بر محیط زیست هستند [4,5]. به علاوه، این سوخت‌ها می‌توانند به بهبود بازده حرارتی موتور و کاهش هزینه‌های عملیاتی کمک کنند. با این حال، تفاوت در ویژگی‌هایی مانند: سرعت شعله، انرژی احتراق و رفتار فازهای گاز و مایع، چالش‌هایی را در طراحی و بهینه‌سازی موتورهای اشتعال جرقه‌ای ایجاد می‌کند.

تاثیر ارزیابی مقایسه‌ای بر عملکرد موتور چند سیلندر با استفاده از سوخت‌های بنزین، گاز طبیعی فشرده (Compressed Natural Gas (CNG)) و گاز نفتی مایع شده (Liquefied Petroleum Gas (LPG)) توسط پیتاوالا [6] انجام شد. در پژوهش آن‌ها آزمون‌های تجربی در حالت‌های دو سوخته با بنزین، CNG و LPG به انجام رسید. برخی از ویژگی‌های

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۳/۱۲/۲۶ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۴/۲/۲ می باشد.

(۱) دانشیار، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده مهندسی، دانشگاه بیرجند، بیرجند.

(۲) نویسنده مسئول، استادیار، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده مهندسی، دانشگاه بزرگمهر قائنات، قائن. **Email:** a_asadi@buqaen.ac.ir

(۳) کارشناس ارشد، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده مهندسی، دانشگاه بیرجند، بیرجند.

عملکری مانند توان خروجی، توان اصطکاکی، بازده حجمی اندیکاتوری، بازده حجمی ترمزی و مصرف سوخت در سرعت ثابت و بارهای مختلف مورد مطالعه قرار گرفت. نتایج آن‌ها نشان داد که سوخت LPG دارای ویژگی‌های فیزیکی، شیمیایی و احتراقی بهتری می‌باشد.

شامخی و همکاران [7] در پژوهشی بر روی CNG به عنوان سوخت جایگزین در موتور دوگانه‌سوز اشتعال جرقه‌ای مطالعه کردند. نتایج آن‌ها نشان داد که عدد اکتان بالا می‌تواند احتراق در ضریب تراکم بالا را بدون پدیده‌ی ناک ممکن سازد و منجر به کاهش انتشار آلاینده‌هایی از جمله هیدروکربن‌های نسوخته و منواکسید کربن شود.

مطالعه‌ی مزایا و معایب CNG در مقایسه با بنزین در پژوهشی توسط رضاپور و همکاران [8,9] انجام شد. نتایج پژوهش آن‌ها نشان داد که گاز طبیعی در حالت مخلوط، شکل همگن‌تری نسبت به بنزین دارد. این سوخت ارزان‌تر از بنزین بوده و مقدار کمتری منوکسیدکربن تولید می‌کند. از طرفی بنزین، توان بیشتر و اکسید ازت کمتری را در مقایسه با گاز طبیعی تولید می‌نماید. تحلیل اگزرژی نیز نشان داد که برگشت‌ناپذیری در حالت بیشینه‌ی عملکرد موتور به کمترین مقدار می‌رسد.

فیروزگان [10] در شرکت ایران خودرو پژوهشی را در حوزه‌ی موتورهای گازسوز به انجام رساند. وی اظهار داشت که اولین مرحله در مواجهه با رفتار یک موتور گازسوز، نصب یک سیستم گاز رسانی مناسب بر روی موتور می‌باشد. دو نسل میکسر و ترتیبی از سیستم گاز رسانی مورد مطالعه قرار گرفت و بر روی موتورهای نمونه نصب شد. نتایج نشان داد که سیستم گاز رسانی ترتیبی بهتر از نوع میکس می‌باشد. از دست دادن توان در نوع میکس ۱٫۷۸ درصد بیشتر از نوع ترتیبی بود.

آنالیز عملکرد یک موتور چهار زمانه اشتعال جرقه‌ای با استفاده از CNG به عنوان یک سوخت جایگزین توسط رامجی و همکارن [11] انجام شد. نتایج آن‌ها نشان داد که گاز طبیعی امکان ایجاد نسبت تراکم بالاتر را میسر می‌سازد و همچنین آلاینده‌های منتشر شده‌ی ناشی از احتراق آن کمتر از بنزین است.

مامیدی و همکاران [12] یک موتور SI را با به کارگیری سوخت LPG به عنوان سوخت جایگزین مطالعه کردند. هدف اصلی آن‌ها شناسایی عملکرد موتور و آلاینده‌های خروجی با استفاده از سوخت‌های مختلف بود. نتایج نشان داد که سوخت LPG عملکرد نزدیکی به سوخت بنزین دارد. مصرف انرژی در حالت استفاده از سوخت LPG کمتر از حالت بنزینی و انتشار آلاینده‌ها از جمله منوکسید و دی اکسید کربن و هیدروکربن‌های نسوخته کمتر از حالت بنزینی است.

بررسی و مقایسه‌ی تاثیر شدت آشفتگی و رقیق‌سازی بر شعله‌های پیش‌آمیخته پروپان و ایزو–اکتان تحت شرایط فشار بالا مشابه با شرایط داخل سیلندر به روش شبیه‌سازی‌های عددی مستقیم دو بعدی توسط جی و همکاران [13] انجام شد. در این پژوهش یک مکانیزم کاهش یافته‌ی جدید برای پروپان شامل ۵۳ گونه انتقالی و ۱۷ گونه در حالت شبه‌پایدار، بر اساس یک مکانیزم منتشر شده‌ی قبلی توسعه یافت و در شبیه‌سازی‌ها استفاده شد. سه سطح از شدت آشفتگی و دو سطح از رقیق‌سازی گازهای خروجی بر اساس شرایط مربوط به عملکرد موتورهای احتراق داخلی انتخاب شد. نتایج شبیه‌سازی‌های عددی مستقیم بر اساس تغییرات سطح شعله و آمار مربوط به ترم‌های محرک آن تجزیه و تحلیل شد که نشان می‌دهد در شرایط بدون رقیق‌سازی، رفتار هر دو سوخت مشابه است، اما در رقیق‌سازی بالا تفاوت‌های قابل توجهی دارند.

گور و همکاران [14] امکان‌پذیری و عملکرد برخی سوخت‌های سنتزی را در تولید توان ایستگاهی با استفاده از یک موتور احتراق داخلی جرقه‌ای بررسی کردند. سوخت مورد استفاده ترکیب‌های مختلفی از اتان و متان با ۴۲ تا ۴۶ درصد وزنی دی‌اکسید کربن بود. نتایج نشان داد که در شرایط بار بالا، گاز ترکیبی توانست بازده حرارتی و توان تولیدی قابل مقایسه‌ای با بنزین ارائه دهد. اما در شرایط بی‌باری یا بار جزئی، بازده حرارتی نشان داده شده حدود ۲۱ درصد کمتر از بنزین بود. علاوه بر این، گاز ترکیبی منجر به کاهش تا ۵۰ درصد در آلاینده‌های مونوکسید کربن و NOx در مقایسه با بنزین شد.

فرآیندهای حرارتی و سیستم‌های تولید توان می‌توانند از گاز تولیدی حاصل از گازی سازی به عنوان جایگزینی برای گاز طبیعی با ردپای کربنی کمتر استفاده کنند. با این حال، استفاده از گاز تولیدی خالص در موتورهای احتراق داخلی با کاهش قابل‌توجه توان همراه است که می‌توان آن را با ترکیب این گاز با سایر سوخت‌های زیستی کاهش داد. سلفرینی و همکاران [15] اثرات ترکیب متان با گاز تولیدی را بر عملکرد یک موتور جرقه‌ای مورد بررسی قرار دادند. نسبت‌های افزوده شده متان بر

مبنای مولی ۱۰، ۲۵ و ۵۰ درصد بود. نتایج نشان داد که افزودن ۲۵ درصد متان به گاز تولیدی برای حفظ واکنش احتراق با پایداری مناسب و کاهش توان معادل ۱۰٫۸ درصد کافی است. همچنین، افزودن ۵۰ درصد متان به گاز تولیدی منجر به دستیابی به بازده و ویژگی‌های احتراقی بسیار مشابه با گاز طبیعی خالص شد، در حالی که کاهش توان فقط ۵٫۴ درصد بود.

رونسمان و همکاران [16] به بررسی استراتژی‌های پیشرفته‌ی احتراق در موتورهای گاز طبیعی به ویژه روش احتراق کنترل شده با اختلاط با استفاده از پیش محفظه پرداختند که با هدف بهبود عملکرد و کاهش انتشار متان در موتورهای گاز طبیعی بزرگ طراحی شده است. در این روش، یک پیش محفظه با تغذیه‌ی فعال برای احتراق گاز طبیعی تزریق مستقیم به کار گرفته شد که منجر به یک فرایند احتراق غیر پیش‌آمیخته و کنترل شده از نظر اختلاط گردید. در این حالت انتشار متان به میزان قابل توجهی کاهش یافت. برای مقایسه فناوری احتراق جرقه‌ای پیش‌آمیخته‌ی فعلی و مفهوم اختلاط با استفاده از پیش محفظه، آزمایش‌هایی روی یک موتور تک سیلندر انجام شد. نتایج نشان داد که اختلاط با استفاده از پیش محفظه با استفاده از گاز طبیعی می‌تواند در محدوده‌ی وسیعی از سطوح انتشار NOx، میزان انتشار متان را حدود ۷۵ تا ۹۹ درصد کاهش دهد. همچنین با استفاده از بازگردانی داخلی گازهای خروجی، انتشار NOx در اختلاط با استفاده از پیش محفظه به حدود ۱ گرم بر کیلووات ساعت کاهش یافت که مشابه فناوری‌های فعلی موتور است، در حالی که میزان انتشار متان در حدود ۰٫۱ گرم بر کیلووات ساعت باقی ماند که تقریبا ۹۹ درصد کمتر از موتورهای فعلی است.

بررسی حساسیت اختلاط درون سیلندری نسبت به فشار تزریق سوخت توسط بانجی و همکاران [17] انجام شد و با استفاده از شبیه‌سازی دینامیک سیالات محاسباتی محدوده‌های تزریق سوخت با فشار بالا تعیین گردید و امکان استفاده از تزریق سوخت با فشار پایین و تکانه‌ی بالا مورد بررسی قرار گرفت. موتور مدل‌سازی‌شده، یک موتور بزرگ چهارسیلندر با جرقه زنی و تزریق مستقیم گاز طبیعی بود. این مدل برای چهار مجموعه شرایط مختلف شامل حالت پایه، اختلاط ایده‌آل، تغییرات فشار تزریق و تزریق فشار پایین با تکانه‌ی بالا شبیه‌سازی شد. نتایج نشان داد که تزریق سوخت در فشار۷۰۰ پوند بر اینچ مربع و زاویه ۱۱۵ درجه قبل از نقطه مرگ بالا بهترین سطح اختلاط درون سیلندری را ایجاد کرده و می‌تواند انتشار متان را تا ۵۰ درصد کاهش دهد.

یانگ و همکاران [18] با تفکیک بین نیتروژن اتمسفری و نیتروژن سوختی، امکان جداسازی آلاینده‌های نیتروژنی ناشی از سوخت و محیط را فراهم کردند. این رویکرد، بینش ارزشمندی در مورد تأثیر افزودن آمونیاک بر مشخصات آلاینده‌های نیتروژنی در موتورهای گاز طبیعی ارائه کرد. نتایج نشان داد که افزودن آمونیاک منجر به تشکیل N_2O می‌شود که از نواحی دیواره‌های سرد و اکسیداسیون جزئی آمونیاک آزاد شده از درزهای موتور، در طی اواخر فرآیند احتراق تشکیل می‌شود. اگر چه NO همچنان آلاینده‌ی نیتروژنی غالب است و میزان N_2O کم می‌باشد، اما به دلیل پتانسیل بالای N_2O در افزایش اثر گلخانه‌ای، توجه بیشتری به آن لازم است. همچنین، در حالی که افزودن آمونیاک غلظت NO را در منطقه‌ی احتراق افزایش می‌دهد، در شرایط استوکیومتری، غلظت NO در حالت تعادل شیمیایی کاهش اندکی را نشان می‌دهد.

در پژوهشی دیگر، الوارز و همکاران [19] از روش دو سوخته که شامل NH_3 و اجزای گاز طبیعی مانند متان، پروپان و اتان است در یک موتور سنگین چهار زمانه‌ی تبدیل شده از احتراق تراکمی به جرقه زنی، در سرعت موتور ۱۰۰۰ دور بر دقیقه، نسبت هم‌ارزی ۰٫۸ و نسبت جایگزینی انرژی سوخت هیدروکربنی تا ۰٫۴ استفاده کردند. نتایج نشان داد که هیچ کاهشی در بهره‌وری وجود ندارد، زیرا فاز احتراق کلی به طور بهینه‌تر با افزایش نسبت جایگزینی انرژی بود. علاوه بر این، از آن جا که تمامی مقادیر فشار موثر میانگین برای زمان بندی جرقه‌های مختلف نزدیک به هم بودند، این نشان می‌دهد که نیازی به تغییر استراتژی کنترل موتور نیست.

لی و همکاران [20] با هدف تعیین احتمال افزودن سیستم بازگردانی گازهای خروجی اختصاصی برای افزایش بهره‌وری حرارتی به مطالعه‌ی یک موتور چهار سیلندر اشتعال جرقه‌ای پرداختند. این افزایش بهره‌وری ممکن است به دلیل نسبت بالای بازگردانی گازهای خروجی برای کاهش تولید NOx در سیلندر به علت کاهش دمای احتراق باشد. متان و پروپان به عنوان سوخت‌های آزمایشی انتخاب شدند. یافته‌های عددی پیش‌بینی شده در نرم‌افزار کمکین برای تعیین دمای شعله و سرعت شعله‌ی آرام استفاده شدند. نتایج نشان داد که مکانیزم بازگردانی گازهای

خروجی بهره‌وری حرارتی را افزایش داده و از احتراق استوکیومتریک موتور معمولی پیشی گرفت، زیرا دمای شعله پایین و سرعت شعله‌ی آرام سریع است.

مطالعه‌ی پژوهش‌های پیشین نشان می‌دهد که نوع سوخت مورد استفاده در موتورهای احتراقی تاثیر بسیار مهمی بر عملکرد موتور و انتشار آلاینده‌ها دارد. بنابراین ضروری است تا مطالعه‌ای کامل و جامع بر روی تاثیر نوع سوخت بر پارامترهای مهم عملکردی موتور از جمله توان و گشتاور خروجی، توان و گشتاور ترمزی، بازده حجمی، مصرف سوخت ویژه‌ی ترمزی (Brake Specific Fuel Consumption (BSFC)) و غیره انجام شود. در همین راستا و با توجه به استفاده‌ی گسترده و روز افزون موتور TU5 در صنعت خودروسازی کشور، در این مقاله به شبیه‌سازی این موتور با استفاده از نرم‌افزار GT-Power پرداخته شد. پس از اطمینان از صحت نتایج شبیه‌سازی به وسیله‌ی مقایسه ی مشخصات عملکردی موتور با نتایج تجربی سایر پژوهشگران، به مقایسه و بررسی مشخصات فنی موتور در حالت‌های مختلف استفاده از سوخت بنزین، متان و پروپان پرداخته شد. در پایان اثر زمان بندی بهینه‌ی جرقه بر توان موتور در حالت گازسوز نیز بررسی گردید.

معادلات حاکم

مدل جریانی مورد استفاده در مقاله حاضر معادلات ناویر استوکس می‌باشد که شامل: معادلات پیوستگی، بقای مومنتم، بقای انرژی و بقای گونه‌ها است. حل معادلات در یک بعد انجام می‌شود، به این معنی که همه‌ی مقادیر به طور میانگین در مسیر حرکتشان در نظر گرفته می‌شوند. روش انتگرال زمانی شامل دو حالت ضمنی و صریح است. متغیرهای اولیه‌ی حل در روش صریح شامل نرخ جرمی، چگالی و انرژی داخلی است. در این روش مقادیر نرخ جرمی، انرژی داخلی و چگالی با استفاده از معادلات پایستاری در یک زمان خاص محاسبه می‌شوند، به این ترتیب که در معادلات صریح، مجهولات با استفاده از گام زمانی قبل و اجرای مشتقات و انتگرال‌ها بدست می‌آید. به طور کلی روش صریح در نرم‌افزار GT-Power برای شبیه‌سازی‌هایی مانند روغن‌کاری، پاشش و سیستم‌های هیدرولیکی در بازه‌های زمانی کوچک‌تر می‌باشد. اما در روش ضمنی متغیرهای اولیه‌ی حل، نرخ جرمی، فشار و آنتالپی کل است. حل به این روش، به تکرار و زمان بیشتری نیاز دارد، اما دارای پایداری به نسبت بیشتری نیز می‌باشد. به همین منظور از این روش در مواقعی که زمان اجرای طولانی‌تری مورد نیاز و مد نظر است استفاده می‌گردد. معادلات پیوستگی، بقای مومنتم، بقای انرژی و بقای گونه‌ها به ترتیب به صورت زیر است.

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

$$\frac{\partial \rho u}{\partial t} + \nabla.(\rho u u) = -\nabla p + \nabla.\tau \quad (۲)$$

$$\frac{\partial \rho E}{\partial t} + \nabla.(\rho E u) = -\nabla.(\rho u) - \nabla.\vec{I_q} - \nabla.(\tau.u) \quad (۳)$$

$$\frac{\partial \rho Y_k}{\partial t} + \nabla.(\rho Y_k u) = -\nabla.\vec{I_k} + \dot{\omega}_k \quad (۴)$$

که در آن ρ چگالی سیال، $\vec{\upsilon}$ سرعت، Y_κغلظت جرمی جزء kام، τ تانسور تنش، p فشار سیال، $\vec{I}_\kappa$ شار نفوذی جزء kام، E انرژی مخصوص، $\dot{\omega}_\kappa$ نرخ تولید جزء kام و $\vec{I}_q$ جریان انرژی گرمایی آشفته است.

شبیه‌سازی

برای انجام شبیه‌سازی با استفاده از نرم‌افزار GT-Power، بخش‌های مختلف موتور بایستی در نظر گرفته شوند. در این نرم‌افزار الگویی برای شبیه‌سازی فیلتر هوا منظور نشده است به همین دلیل از مدل Pipe استفاده شد. مشخصات ورودی به این الگو شامل قطر ورودی و خروجی، زبری نسبی، دمای دیواره، طول لوله و شرایط اولیه سیال است. به دلیل انتقال حرارت ناچیز در فیلتر هوا از انتخاب حلگر دیواره صرف نظر شد.

برای شبیه‌سازی دریچه‌ی گاز، مدل ThrottleConn بکار رفته است که اطلاعات مربوط به ورودی در این مدل شامل: قطر، ضرایب تخلیه و زاویه دریچه‌ی گاز می‌باشد.

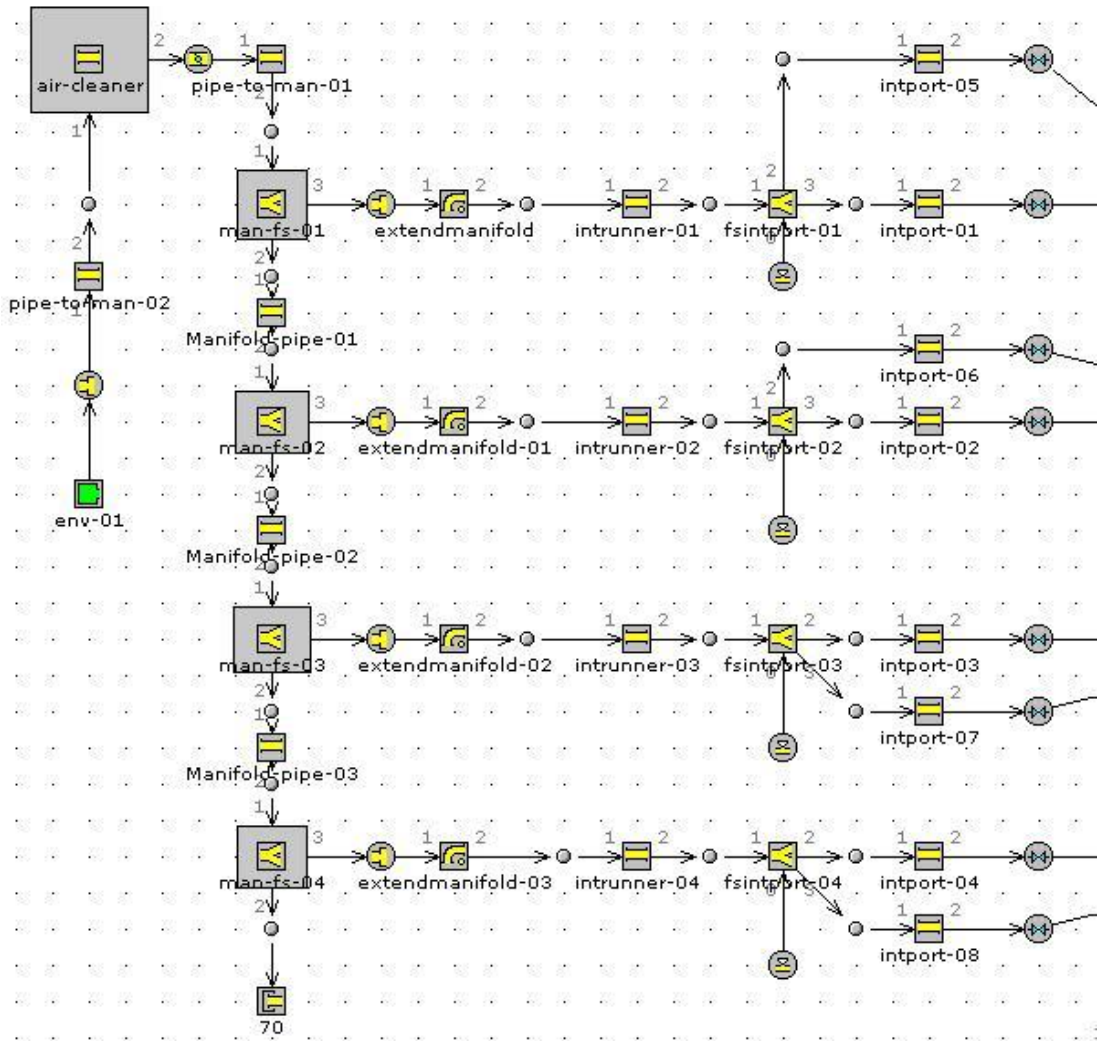
در منیفولد ورودی هوا علاوه بر تعریف هندسه، بخش‌های مختلف سیستم مکش، تعبیه انژکتورها نیز حائز اهمیت است. بعد از تعریف هندسه مربوط به لوله‌های هوای ورودی و غیره، مشخصات مربوط به انژکتور با انتخاب گزینه مربوطه در نرم‌افزار وارد می‌شود. برای شبیه‌سازی این بخش باید از مدل‌های Pipe (لوله) و Fsplit (چندراهه) استفاده کرد. بنابراین وجود نقشه‌های مربوط به منیفولد الزامی‌است تا بتوان با استفاده از آن هندسه

مکش را شبیه‌سازی کرد. در واقع منیفولد ورودی هوا با مجموعه‌ای از لوله‌ها و چند راهه‌ها شبیه‌سازی می‌شوند.

با توجه به اینکه موتور مورد بررسی از نوع ۱۶ سوپاپ می‌باشد، برای هر سیلندر دو سوپاپ ورودی و دو سوپاپ خروجی در نظر گرفته شد. قطر مرجع برای سوپاپ ورودی ۳۱ میلیمتر و برای سوپاپ خروجی ۲۲/۵ میلی‌متر لحاظ گردید. در محاسبات مدل‌سازی، این قطر برای محاسبه‌ی سطح مقطع مؤثر جریان ورود و خروج مورد استفاده قرار می‌گیرد.

برای شبیه‌سازی انژکتور در موتور پایه از مدل A/F ratio استفاده شد. دو مشخصه‌ی اصلی در مورد پاشش انژکتورها، نسبت هوا به سوخت و درصد سوخت بخار شده است. نسبت هوا به سوخت بر حسب دور موتور به صورت متغیر تعریف شده و درصد سوخت بخار شده برابر ۰/۳ لحاظ گردید. همچنین در مرحله‌ی اول اجرای حل، دمای سوخت پاشیده شده ۳۰۰ کلوین در نظر گرفته شد.

سیستم مکش نقش مهمی در تنفس موتور ایفا می‌کند، بنابراین شبیه‌سازی این بخش موتور از اهمیت ویژه‌ای برخوردار است، به همین دلیل مشخصات هندسی منیفولد و راه‌گاه‌ها با توجه به نقشه‌های دو بعدی که از سیستم مکش موتور در اختیار بود، در نرم‌افزار منظور شده است. در موتورهایی که از سیستم‌های پرخورانی استفاده نمی‌کنند، انتقال حرارت در سیستم مکش نقش کمتری ایفا می‌کند، لذا از انتقال حرارت در اکثر بخش‌های سیستم مکش صرف نظر شده است. شکل (۱) شماتیک ساختار نهایی منیفولد هوا، سیستم مکش و انژکتورها را نشان می‌دهد.



شکل ۱ شماتیک سیستم مکش برای موتور پایه در GT-Power

برای شبیه‌سازی انتقال حرارت در موتور، از رابطه‌ی انتقال حرارت وشنی (Woschni Heat Transfer Model) استفاده شد. در این رابطه، نرخ انتقال حرارت، به صورت زیر محاسبه می‌شود:

$$\dot{Q} = h_c A_{cw}(T_{cw} - T) \quad (۵)$$

که در آن A_{cw} سطح انتقال حرارت سیلندر، T دمای گاز داخل سیلندر، T_{cw} دمای جداره‌ی سیلندر و h_c ضریب انتقال حرارت جابه‌جایی است که از رابطه‌ی زیر به دست می‌آید:

$$h_c = 0.03\, B^{-0.02}\, P^{0.8} V^{0.8}\, T^{-0.53} \quad (۶)$$

که B قطر سیلندر، P فشار لحظه‌ای داخل سیلندر و V سرعت متوسط گاز داخل سیلندر است که از رابطه‌ی زیر به دست می‌آید:

$$V = C_1 \overline{S}_p + C_2 \frac{V_d T_r}{P_r V_r}(P - P_m) \quad (۷)$$

که در آن $\overline{S}_p$ سرعت متوسط پیستون، V_d حجم جابجایی موتور، زیرنویس r نشان دهنده نقطه مرجع (که معمولا لحظه بسته شدن سوپاپ ورودی درنظر گرفته می‌شود)، P_m فشار موتور درحالت موتورگردانی (Motoring mode) و مقادیرضرائب C_2, C_1 به ترتیب برابر ۲٫۲۸ و ۰٫۰۰۳۲۴ در نظر گرفته شده است [21].

با توجه به این که انتقال حرارت تابشی در موتورهای اشتعال جرقه‌ای نسبت به انتقال حرارت جابجایی سهم ناچیزی دارد، از انتقال حرارت تابشی در مدل‌سازی صرف‌نظر شد.

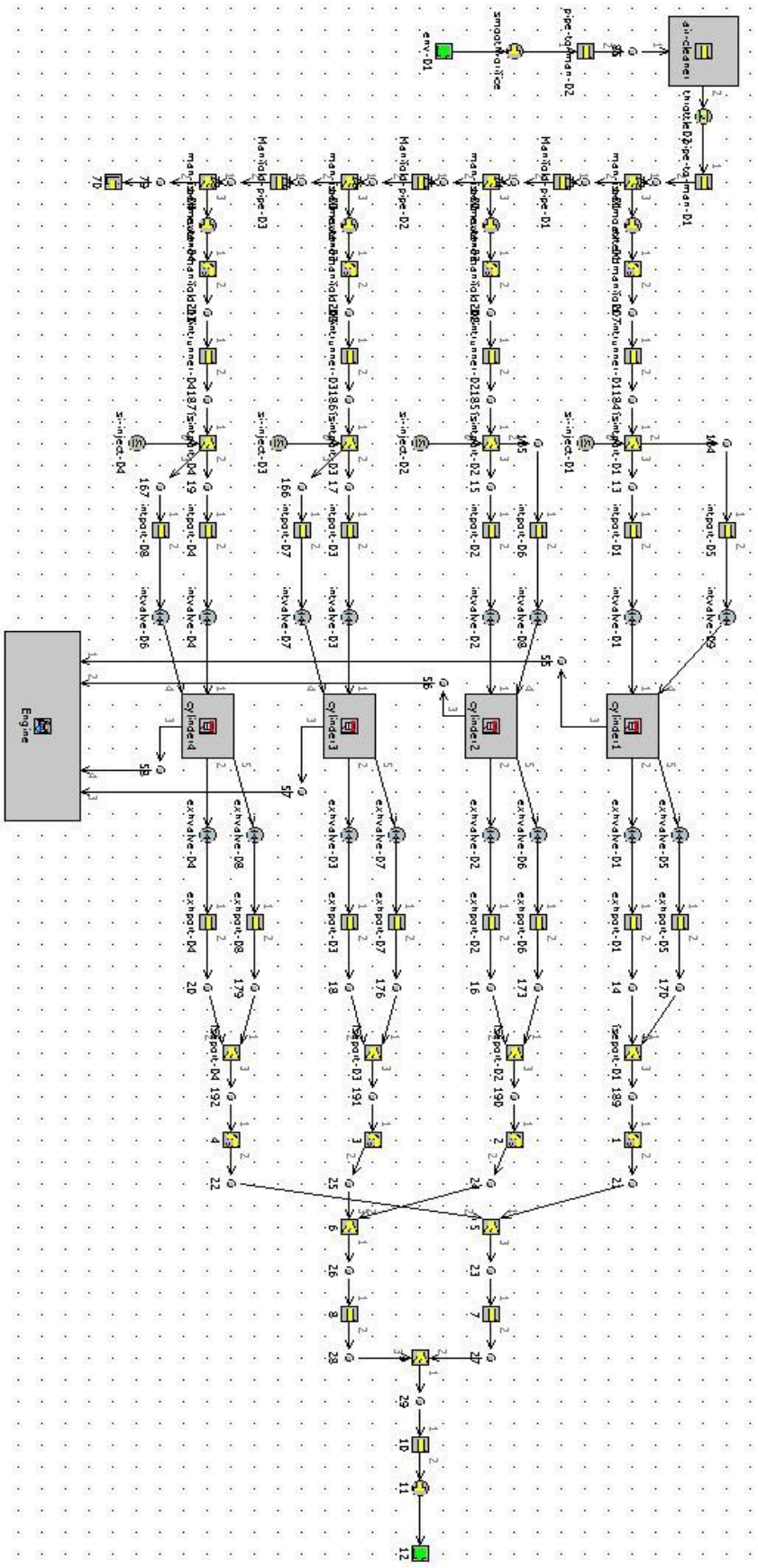
برای شبیه‌سازی احتراق از دو الگوی مدل نرخ آزادسازی حرارتی و مدل پیشروی شعله استفاده گردید. نوع موتور چهار زمانه، تعداد سیلندر ۴ عدد و آرایش سیلندرها به صورت خطی در نظر گرفته شد. مشخصات موتور شبیه‌سازی شده و بنزین مورد استفاده در مقاله حاضر به ترتیب در جدول‌های (۱) و (۲) نشان داده شده است. سپس تغییرات مورد نیاز برای گازسوز کردن این موتور انجام و برای مدل گازسوز از گازهای متان و پروپان استفاده گردید. در نهایت و طبق رویه‌ای که به طور خلاصه عنوان شد، شبیه‌سازی نهایی موتور پایه TU5 در GT-Power انجام شد (شکل ۲).

جدول ۱ مشخصات موتور شبیه‌سازی شده در پژوهش حاضر

شرح	مشخصات/مقدار	شرح	مشخصات/مقدار
نام موتور	TU5JP4	تعداد سوپاپ در هر سیلندر	۴
نوع موتور	خطی	خیز سوپاپ مکش (mm)	۸
نوع مکش	تنفس طبیعی	خیز سوپاپ خروجی (mm)	۶/۷
حجم موتور(cc)	۱۵۸۷	زاویه باز شدن سوپاپ ورودی	°BTDC۱۰
قطر داخلی سیلندر (mm)	۷۸٫۵	زاویه بسته شدن سوپاپ ورودی	°ABDC۵۰
کورس پیستون (mm)	۸۲	زاویه باز شدن سوپاپ خروجی	°BBDC۳۴
طول شاتون (mm)	۱۳۳٫۵	زاویه بسته شدن سوپاپ خروجی	°ATDC۲۰
نسبت تراکم	۱۱	نوع سوخت	بنزین اکتان ۹۵
تعداد سیلندر	۴	قطر سوپاپ ورودی (mm)	۳۱
نوع ECU	S2000	قطر سوپاپ خروجی (mm)	۲۲/۵

جدول ۲ مشخصات بنزین مورد استفاده در مقاله حاضر

شرح	مشخصات/مقدار
فرمول شیمیایی	$C_{7.56}H_{15.3}$
جرم مولکولی	۱۰۶٫۰۲
چگالی(kg/m^3)	۷۵۰
گرمای نهان تبخیر(kJ/kg)	۳۰۵
ارزش حرارتی پایین(MJ/kg)	۴۴
نسبت هوا به سوخت استوکیومتریک	۱۴٫۵۶
عدد اکتان	۹۵

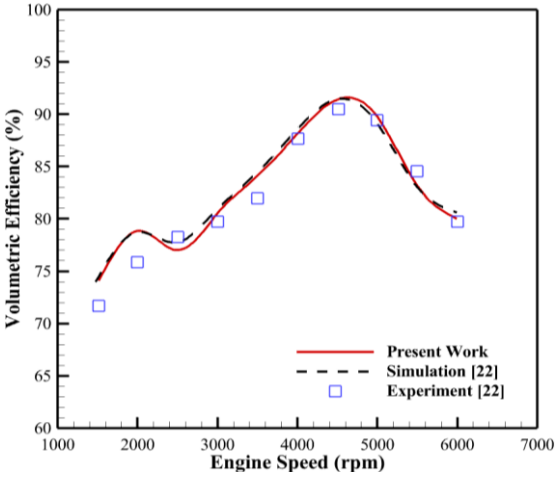


شکل ۲ شبیه‌سازی نهایی موتور TU5 در نرم‌افزار GT-Power

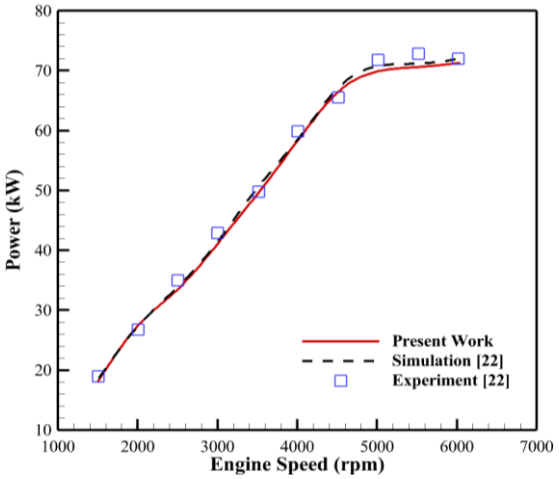
نتایج

اعتبارسنجی

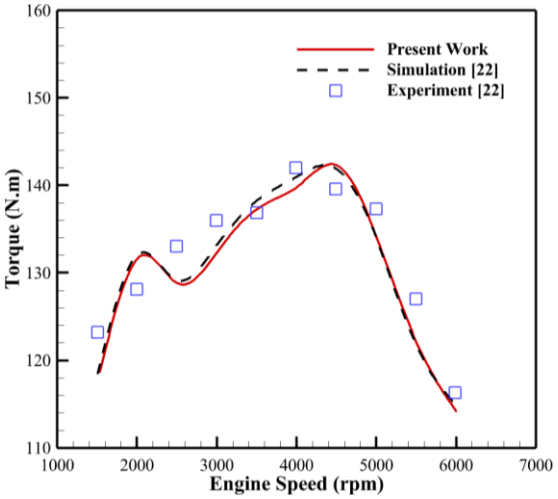
برای بررسی اعتبار نتایج، نمودارهای بازده حجمی، توان، گشتاور و مصرف سوخت ویژه‌ی ترمزی به دست آمده از شبیه‌سازی موتور بنزینی با نتایج آزمایشگاهی و عددی مرجع [22] مقایسه شد. همان‌طور که در شکل های (۳) تا (۶) مشاهده می‌شود، نتایج شبیه‌سازی پژوهش حاضر تطابق بسیار خوبی با نتایج عددی [22] و تطابق خوبی با نتایج آزمایشگاهی [22] دارد. حداکثر خطای نسبی میان نتایج شبیه‌سازی پژوهش حاضر و نتایج آزمایشگاهی [22] برای بازده حجمی (شکل ۳)، توان خروجی ترمزی (شکل ۴)، گشتاور خروجی ترمزی (شکل ۵) و مصرف سوخت ویژه‌ی ترمزی (شکل ۶) به ترتیب ۳٫۹، ۴٫۹، ۴٫۱ و ۶٫۲ درصد است.



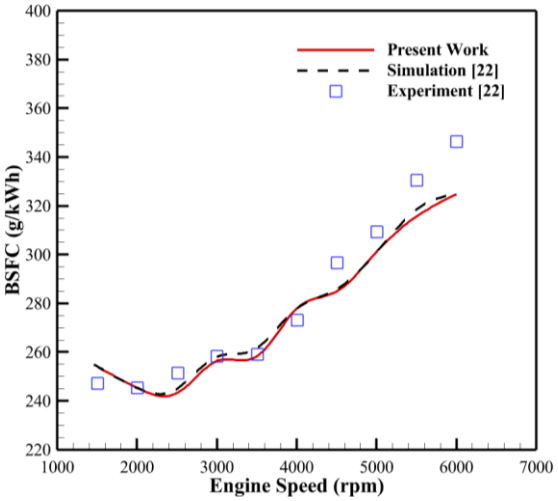
شکل ۳ بازده حجمی بر حسب سرعت موتور



شکل ۴ توان خروجی ترمزی بر حسب سرعت موتور



شکل ۵ گشتاور خروجی بر حسب سرعت موتور



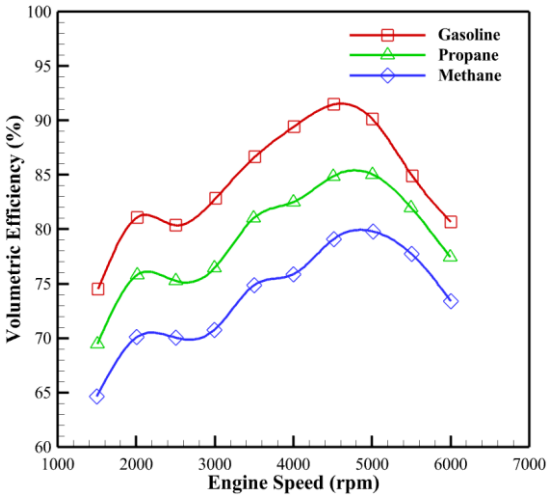
شکل ۶ مصرف سوخت ویژه‌ی ترمزی بر حسب سرعت موتور

نتایج حاصل از عملکرد موتور با سوخت گازی

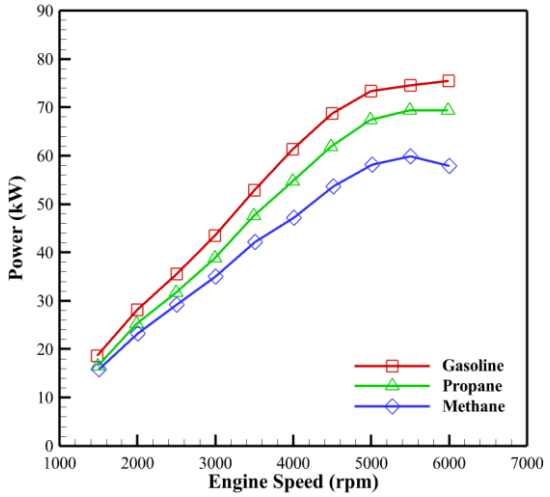
پس از اعتبارسنجی نتایج و انجام تغییرات لازم بر روی مدل شبیه‌سازی، نتایج حاصل از شبیه‌سازی موتور گازسوز استخراج و با حالت موتور بنزینی مقایسه گردید.

شکل (۷) مقایسه‌ی منحنی‌های بازده حجمی بر حسب سرعت موتور در سه حالت سوخت بنزین، متان و پروپان را نشان می‌دهد. همان‌طور که مشاهده می‌شود، بازده حجمی موتور، در حالت استفاده از بنزین بیشترین و حالت استفاده از متان کمترین مقدار را دارد. بازده حجمی موتور احتراق داخلی به مقدار هوای ورودی به سیلندر نسبت به حجم جابجایی آن بستگی دارد و تحت تأثیر ویژگی‌های فیزیکی و شیمیایی سوخت قرار می‌گیرد. بنزین به دلیل مایع بودن، هنگام تبخیر، بخشی از حرارت هوا را

جذب کرده و باعث کاهش دمای هوا و افزایش چگالی آن می‌شود که این امر به ورود هوای بیشتر و افزایش بازده حجمی کمک می‌کند. در مقابل، پروپان و متان به صورت گازی وارد می‌شوند و بخشی از حجم هوای ورودی را اشغال می‌کنند که موجب کاهش بازده حجمی می‌شود. از آن جا که پروپان چگالی بیشتری نسبت به متان دارد، حجم کمتری از مخلوط هوا-سوخت را اشغال کرده و در نتیجه بازده حجمی بالاتری نسبت به متان دارد. مقایسه‌ی توان خروجی ترمزی موتور در حالت‌های مختلف استفاده از سوخت بنزین و سوخت‌های گازی بر حسب سرعت موتور در شکل (۸) نشان داده شده است.



شکل ۷ بازده حجمی بر حسب سرعت موتور



شکل ۸ توان بر حسب سرعت موتور

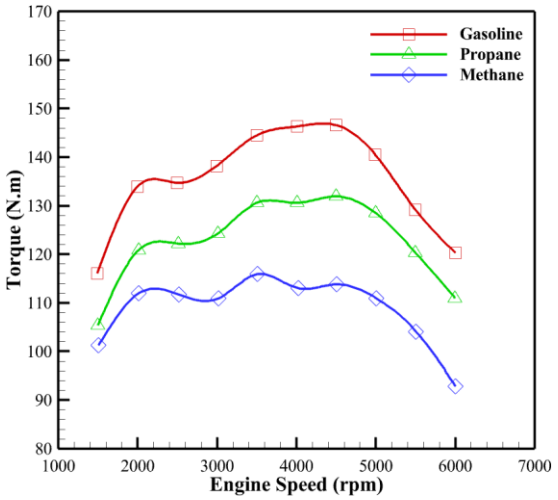
همان‌طور که در شکل (۸) مشاهده می‌شود، توان موتور بنزینی از موتور گازسوز بیشتر است. در حالت استفاده از سوخت گازی، توان موتور با سوخت پروپان از توان موتور با سوخت متان بیشتر است. بنزین دارای چگالی انرژی بالاتری است و در نتیجه در واحد حجم انرژی بیشتری تولید می‌کند که باعث افزایش توان خروجی موتور می‌شود. از سوی دیگر، پروپان نیز انرژی بیشتری نسبت به متان تولید می‌کند، اما همچنان چگالی انرژی آن از بنزین کمتر است. علاوه بر این، نقطه‌ی اشتعال و سرعت احتراق در بنزین به گونه‌ای است که احتراق سریع‌تر و کارآمدتری را ایجاد می‌کند که این امر در نهایت منجر به افزایش توان موتور می‌شود. در حالی که متان به دلیل سرعت احتراق پایین‌تر و چگالی انرژی کمتر، توان خروجی کمتری نسبت به بنزین و پروپان تولید می‌کند.

شکل (۹) گشتاور ترمزی موتور مورد مطالعه را بر حسب سرعت موتور با سوخت‌های مختلف نشان می‌دهد. گشتاور ترمزی مشابه با توان خروجی ترمزی است، زیرا هر دو به میزان انرژی تولید شده در داخل سیلندرها و فشارهای حاصل از احتراق بستگی دارند.

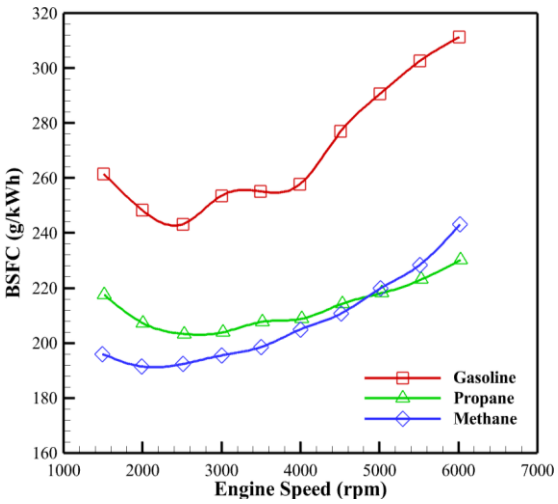
مقایسه‌ی مصرف سوخت ویژه‌ی ترمزی برای سه سوخت مورد استفاده بر حسب سرعت موتور در شکل (۱۰) نشان داده شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود، مصرف سوخت ویژه‌ی ترمزی در وضعیت موتور بنزینی بیشتر از وضعیت موتور با سوخت‌های گازی پروپان و متان است. این موضوع به دلیل تفاوت‌های چگالی انرژی و ویژگی‌های احتراقی سوخت‌ها است. بنزین چگالی انرژی بالاتری دارد و برای تولید توان مشابه، سوخت کمتری نیاز دارد، اما به دلیل ویژگی‌های احتراقی خاص خود، مصرف سوخت بیشتری در واحد توان دارد.

نکته‌ی قابل توجه در شکل (۱۰) آن است که در دورهای بالاتر از حدود ۵۰۰۰ دور بر دقیقه، مصرف سوخت ویژه‌ی ترمزی موتور با متان بیشتر از پروپان می‌شود. در دورهای بالاتر، متان به دلیل سرعت احتراق پایین‌تر نسبت به بنزین و پروپان، نمی‌تواند به سرعت انرژی کافی برای حفظ عملکرد موتور را تأمین کند. این مسئله باعث می‌شود که برای رسیدن به توان مشابه با پروپان یا بنزین، مقدار بیشتری متان مصرف شود.از طرفی در دورهای بالا، به دلیل این که متان دارای عدد اکتان بالاتری است و دیرتر اشتعال می‌یابد، ممکن است احتراق ناپایدارتر شود. این موضوع باعث می‌شود که موتور به سوخت بیشتری نیاز داشته

باشد تا قدرت و گشتاور مورد نظر را تولید کند. در نتیجه مصرف سوخت ویژه ترمزی در دورهای بالا با متان بیشتر از پروپان می‌شود.



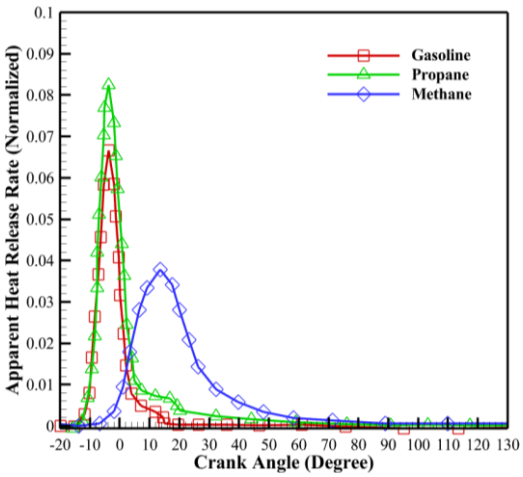
شکل ۹ گشتاور بر حسب سرعت موتور



شکل ۱۰ مصرف سوخت ویژه‌ی ترمزی بر حسب سرعت موتور

بررسی نتایج شکل‌های (۷) تا (۱۰) نشان می‌دهد که اگر چه در حالت استفاده از سوخت‌های گازی، بازده حجمی، توان و گشتاور موتور نسبت به حالت استفاده از سوخت بنزین کاهش یافته است، اما مصرف سوخت‌های گازی به مراتب کمتر از سوخت بنزین است و این موضوع بیش از پیش اهمیت استفاده از سوخت‌های گازی در وسایل نقلیه‌ی موتوری را نشان می‌دهد.

منحنی‌های مربوط به نرخ آزادسازی حرارتی برای سه حالت مختلف استفاده از بنزین و سوخت‌های گازی در شکل (۱۱) نشان داده شده است. نرخ آزاد سازی حرارتی به پارامتر سرعت شعله بستگی دارد و به طور کلی سرعت شعله در گازها کمتر از بنزین است. بنابراین انتظار می‌رود که فرایند احتراق در حالت بنزینی کوتاه‌تر از دو حالت دیگر باشد، لذا طول دوره‌ی احتراق در حالت بنزینی در بازه‌ی کمتری از زاویه‌ی میل لنگ اتفاق افتاده است. طول دوره‌ی احتراق در حالت استفاده از سوخت پروپان نیز کمتر از حالت استفاده از سوخت متان است. پایین بودن سرعت شعله در سوخت متان و در نتیجه بالا رفتن طول دوره احتراق باعث به وجود آمدن پدیده‌ی برگشت شعله در موتورهای احتراق داخلی می‌شود. این پدیده در اثر نفوذ شعله به منیفولد هوا و گاز اتفاق می‌افتد که با بهینه‌سازی زمانبندی جرقه می‌توان تا حد قابل قبولی این موضوع را تحت کنترل قرار داد.



شکل ۱۱ نرخ آزادسازی حرارتی بر حسب زاویه‌ی میل لنگ

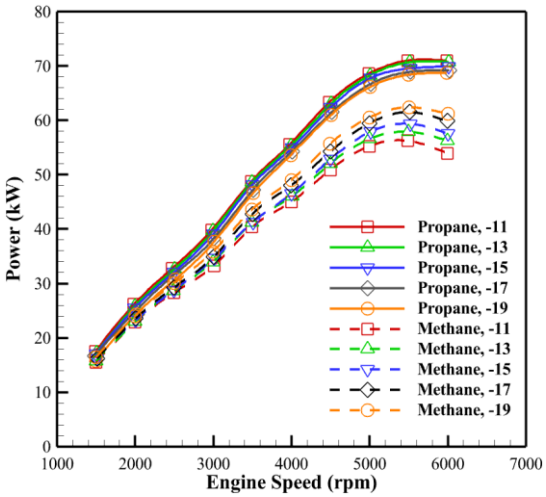
تاثیر زمانبندی بهینه‌ی جرقه بر توان موتور در حالت گازسوز

در شرایط پایه زمانبندی جرقه در ۱۵ درجه قبل از نقطه‌ی مرگ بالا یا ۱۵- درجه می‌باشد. در این بخش تاثیر تغییر این زمانبندی مورد بررسی قرار می‌گیرد. برای این منظور زمانبندی جرقه از ۱۱- تا ۱۹- درجه با گام ۲ درجه بررسی گردید. به عبارتی تاثیر آوانس و ریتارد در زمانبندی جرقه نسبت به موتور پایه بررسی شد.

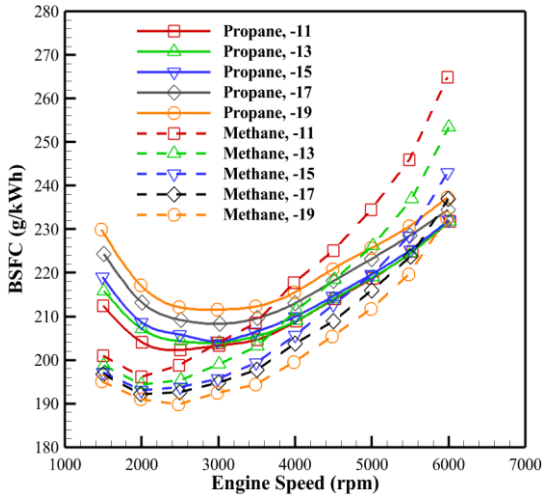
شکل (۱۲) تاثیر تغییر زمانبندی جرقه بر توان را برای دو سوخت گازی متان و پروپان نشان می‌دهد. همان طور که مشاهده

می‌شود، با هر میزان تغییر زمان‌بندی جرقه، توان موتور در حالت استفاده از سوخت پروپان بیشتر از حالت استفاده از سوخت متان است که علت آن پیش‌تر شرح داده شد. در حالت موتور با سوخت پروپان افزایش زمان جرقه‌زنی از ۱۱ تا ۱۹ درجه قبل از نقطه‌ی مرگ بالا باعث کاهش توان موتور به مقدار کمی در سرعت‌های بالای موتور شده است. در این حالت بیشترین توان مربوط به ۱۱ درجه قبل از نقطه‌ی مرگ بالا (۱۱°BTDC) است. این وضعیت برای موتور با سوخت متان برعکس می‌باشد و افزایش زمان جرقه‌زنی از ۱۱ تا ۱۹ درجه قبل از نقطه‌ی مرگ بالا باعث افزایش محسوس توان در سرعت‌های بالای موتور شده است. این موضوع یک مزیت بزرگ برای سوخت متان به شمار می‌آید. افزایش زمان جرقه‌زنی از ۱۱ تا ۱۹ درجه قبل از نقطه مرگ بالا تأثیر متفاوتی بر توان موتور در هنگام استفاده از متان و پروپان دارد که به ویژگی‌های احتراقی این دو سوخت مربوط می‌شود. متان دارای سرعت احتراق پایین‌تری است، بنابراین با افزایش زمان جرقه‌زنی، احتراق آن کامل‌تر و فشار موثر بیشتری روی پیستون وارد می‌شود که باعث افزایش توان خروجی موتور می‌شود. در مقابل، پروپان که سرعت احتراق بالاتری دارد، در زمان جرقه‌زنی زودتر، ممکن است دچار احتراق زودهنگام یا افزایش تلفات حرارتی شود که این امر باعث کاهش فشار موثر احتراق و افت توان موتور می‌گردد. به عبارت دیگر، متان با افزایش زمان جرقه‌زنی به نقطه‌ی احتراق بهینه نزدیک‌تر می‌شود، در حالی که پروپان با جرقه‌ی زودتر، دچار افت توان می‌شود.

بررسی تاثیر تغییر زمان‌بندی جرقه بر مصرف سوخت ویژه‌ی ترمزی در شکل (۱۳) انجام شده است. در سرعت‌های پایین موتور، مصرف سوخت متان کمتر از پروپان است. اما در سرعت‌های بالای موتور مصرف سوخت متان بیشتر است. افزایش زمان جرقه‌زنی از ۱۱ تا ۱۹ درجه قبل از نقطه‌ی مرگ بالا مصرف سوخت پروپان و متان را به ترتیب افزایش و کاهش داد. در این جا نیز کاهش مصرف سوخت در وضعیت موتور با سوخت متان یک مزیت محسوب می‌گردد تا جایی که در ۱۹°BTDC برای سوخت متان، کمترین مصرف سوخت مشاهده شد. در این وضعیت حتی در سرعت‌های بالای موتور، مصرف سوخت متان کمتر از پروپان است.



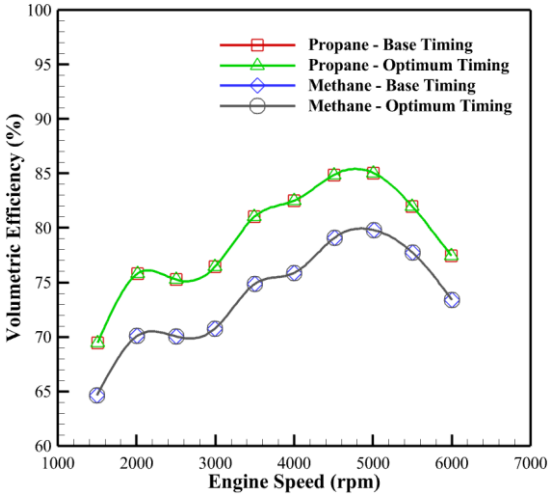
شکل ۱۲ تاثیر تغییر زمان‌بندی جرقه بر توان بر حسب سرعت موتور



شکل ۱۳ تاثیر تغییر زمان‌بندی جرقه بر مصرف سوخت ویژه‌ی ترمزی بر حسب سرعت موتور

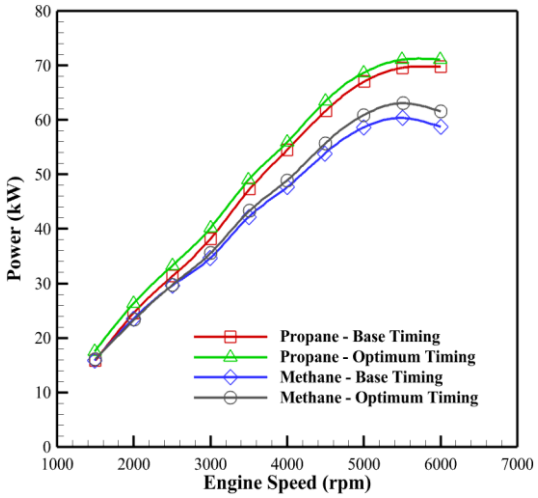
روند تغییر زمان‌بندی جرقه تاثیر مشابهی بر مصرف سوخت ویژه‌ی ترمزی پروپان و متان نیز دارد. متان دارای سرعت احتراق پایین‌تری نسبت به پروپان است، بنابراین افزایش زمان‌بندی جرقه باعث می‌شود که احتراق آن کامل‌تر و بازده حرارتی بیشتر شود، در نتیجه برای تولید توان مشخص، مصرف سوخت آن کاهش می‌یابد. در مقابل، پروپان که سرعت احتراق بالاتری دارد، با افزایش زمان جرقه ممکن است دچار احتراق زودرس و افزایش تلفات حرارتی شده که این امر باعث افزایش مصرف سوخت گردید. بنابراین، افزایش زمان جرقه‌زنی به بهینه‌تر شدن احتراق متان کمک می‌کند، در حالی که در مورد پروپان می‌تواند منجر به افزایش مصرف سوخت گردد (شکل ۱۳).

پس از تعیین زمان بهینه‌ی جرقه زنی برای سوخت پروپان (۱۱°BTDC) و متان (۱۹°BTDC)، به بررسی پارامترهای موتور در دو حالت پایه و بهینه پرداخته شد. مطابق شکل (۱۴)، زمان‌بندی بهینه‌ی جرقه هیچ تاثیری بر بازده حجمی موتور ندارد زیرا بازده حجمی به مقدار هوای ورودی به سیلندر وابسته است، در حالی که زمان‌بندی جرقه بر احتراق و تبدیل انرژی شیمیایی به مکانیکی تأثیر می‌گذارد. از آن جا که ورود هوا قبل از بسته شدن سوپاپ ورودی انجام می‌شود و جرقه پس از آن رخ می‌دهد، تغییر در زمان‌بندی جرقه نمی‌تواند مقدار هوای ورودی را تغییر دهد. عوامل اصلی مؤثر بر بازده حجمی شامل طراحی مانیفولد هوا، زمان‌بندی سوپاپ‌ها، فشار و دمای هوا و استفاده از توربوشارژر یا سوپرشارژر هستند، نه زمان جرقه‌زنی. بنابراین تغییر در زمان‌بندی جرقه تاثیری بر بازده حجمی موتور، چه در حالت سوخت پروپان و چه در حالت سوخت متان، نداشت.

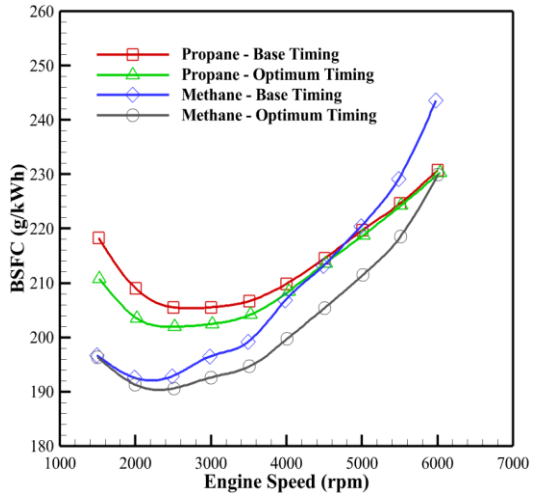


شکل ۱۴ تاثیر زمان‌بندی بهینه‌ی جرقه بر بازده حجمی بر حسب سرعت موتور

شکل (۱۵) نشان می‌دهد که تغییر زمان‌بندی جرقه به حالت بهینه باعث افزایش توان موتور گردید. این افزایش به مقدار ۱٫۵ و ۵ درصد به ترتیب برای حالت‌های استفاده از سوخت پروپان و متان است. مصرف سوخت ویژه‌ی ترمزی نیز در هر دو حالت استفاده از سوخت پروپان و متان با تغییر زمان‌بندی جرقه به وضعیت بهینه، کاهش یافت که در شکل (۱۶) نشان داده شده است. همان طور که مشاهده می‌شود، با تغییر زمان‌بندی جرقه به حالت بهینه، حتی در سرعت‌های بالای موتور، مصرف سوخت متان کمتر از پروپان است.



شکل ۱۵ تاثیر زمان‌بندی بهینه‌ی جرقه بر توان بر حسب سرعت موتور



شکل ۱۶ تاثیر زمان‌بندی بهینه‌ی جرقه بر مصرف سوخت بر حسب سرعت موتور

جمع‌بندی

در این مقاله شبیه‌سازی موتور اشتعال جرقه‌ای TU5 با استفاده از نرم‌افزار GT-Power انجام شده است. در این راستا ابتدا نتایج شبیه‌سازی موتور با سوخت بنزین با نتایج آزمایشگاهی و عددی مرجع [22] مقایسه گردید. پس از حصول اطمینان از دقت بالای شبیه‌سازی و مطابقت با نتایج مرجع [22]، با اعمال تغییراتی در موتور پایه، شبیه‌سازی موتور با سوخت‌های گازی متان و پروپان انجام و نتایج آن با حالت سوخت بنزینی مقایسه گردید. در نهایت، بررسی تغییر زمان‌بندی جرقه به منظور جبران افت توان

برای حالت گازسوز انجام شد و تغییرات توان و مصرف سوخت ویژه‌ی ترمزی در حالت بهینه و پایه بررسی گردید. مهم‌ترین نتایج به دست آمده به شرح زیر است.

۱. نتایج شبیه‌سازی با دقت خوبی با نتایج تجربی مطابقت دارد. حداکثر خطای نسبی میان نتایج آزمایشگاهی و عددی ۶٫۲ درصد است.

۲. بازده حجمی موتور و گشتاور به طور میانگین برای سوخت‌های مختلف مورد مطالعه با افزایش سرعت موتور از ۱۵۰۰ تا حدود ۴۵۰۰ دور بر دقیقه به ترتیب ۲۲٫۹ و ۲۱٫۳ درصد افزایش یافت و سپس با افزیش بیشتر سرعت موتور تا ۶۰۰۰ دور بر دقیقه به ترتیب ۱۰٫۶ و ۲۱٫۱ درصد کاهش یافت.

۳. افزایش سرعت موتور از ۱۵۰۰ تا ۶۰۰۰ دور بر دقیقه به طور میانگین برای سوخت‌های مختلف باعث افزایش توان و مصرف سوخت به ترتیب به مقدار ۷۴٫۷ و ۱۳٫۶ درصد گردید.

۴. استفاده از سوخت‌های گازی به جای بنزین باعث کاهش بازده حجمی، توان و گشتاور گردید. این کاهش برای سوخت متان نسبت به پروپان بیشتر است. کاهش بازده حجمی به طور میانگین برای سوخت متان و پروپان به ترتیب برابر ۱۲٫۵ و ۶٫۱ درصد است. کاهش توان به طور میانگین برای سوخت متان و پروپان به ترتیب برابر ۱۹٫۸ و ۹٫۷ درصد است. کاهش گشتاور به طور میانگین برای سوخت متان و پروپان به ترتیب برابر ۱۹٫۴ و درصد است. اما در عین حال مصرف سوخت نیز در حالت استفاده از سوخت گازی کاهش یافت که این کاهش برای سوخت متان بیشتر است و یک مزیت به شمار می‌رود. کاهش مصرف سوخت به طور میانگین برای سوخت متان و پروپان به ترتیب برابر ۲۲٫۹ و ۲۰٫۷ درصد است.

۵. فرایند احتراق در حالت استفاده از سوخت بنزین کوتاه‌تر از حالت استفاده از سوخت‌های گازی است. این پارامتر برای سوخت پروپان کمتر از سوخت متان است.

۶. کاهش و افزایش درجه‌ی زمان‌بندی جرقه به ترتیب در موتور با سوخت پروپان و متان تاثیر مثبتی داشت. این تاثیر برای سوخت پروپان و متان باعث افزایش توان به ترتیب به مقدار حداکثر ۳٫۲ و ۱۳٫۴ درصد و همچنین باعث کاهش مصرف سوخت به مقدار حداکثر ۲٫۴ و ۱۲٫۲ درصد در سرعت موتور ۶۰۰۰ دور بر دقیقه گردید.

نمادها

فهرست علائم و اختصارات مورد استفاده در روابط و معادلات پژوهش حاضر به شرح زیر است.

نماد	شرح / واحد
A_{cw}	سطح انتقال حرارت سیلندر(m^2)
B	قطر سیلندر (m)
E	انرژی (kJ)
h_c	ضریب انتقال حرارت جابه‌جایی(kW/m^2K)
$\vec{I}_\kappa$	شار نفوذی گونه‌ی جزء k ام ($kg/m^2.s$)
$\vec{I}_q$	جریان انرژی گرمایی آشفته (W/m^2)
P	فشار (Pa)
P_m	فشار موتور درحالت موتورگردانی(Pa)
$\overline{S}_p$	سرعت متوسط پیستون (m/s)
T	دما (K)
$\vec{\upsilon}$	سرعت (m/s)
V_d	حجم جابجایی موتور(m^3)
Y_κ	کسر غلظت جرمی جزء k ام
ρ	چگالی (kg/m^3)
τ	تانسور تنش (Pa)
$\dot{\omega}_\kappa$	نرخ تولید جزء k ام ($kg/m^3.s$)

واژه‌نامه

پیشنهادی نویسنده	واژه لاتین	پیشنهادی ویراستار
اگزرژی	Exergy	
بازگردانی گازهای خروجی	exhaust gas recirculation	برون گازهای خروجی
بنزین	Gasoline	
پروپان	Propane	

راندمان حجمی	volumetric efficiency	بازده حجمی
راندمان حجمی اندیکاتوری	indicated volumetric efficiency	بازده حجمی اندیگاتوری
زمان‌بندی جرقه	spark timing	
سوخت‌های سنتزی	synthetic fuels	
گاز طبیعی فشرده	compressed natural gas	
گاز نفتی مایع شده	liquefied petroleum gas	
گشتاور ترمزی	brake torque	
متان	Methane	

مدل انتقال حرارت وشنی	woschni heat transfer model	مدل گرماروی، کوچ گرما، گرماکوچی حرارت وشنی
مصرف سوخت ویژه‌ی ترمزی	brake specific fuel consumption	سوخت‌سوزی ویژه‌ی ترمزی
موتور اشتعال جرقه‌ای	spark-ignition engine	موتور جرقه‌کار، موتور اخگرکار
نرخ آزادسازی حرارتی	apparent heat release rate	نرخ/آهنگ آزادسازی پیدای گرما

تقدیر و تشکر

مراجع

[1] M. Yadegari and M. Ghassemi, "Investigation of the Effects of Temperature, Mass Flow Rate of the Injected Fuel, Pore Diameter, Porosity and Ambient Pressure on the Amount of Pollutants in the Combustion Chamber," Iranian *Journal of Mechanical Engineering Transactions of the ISME*, vol. 23, no. 1, pp. 122–146, 2022. https://doi.org/10.30506/jmee.2022.547922.1282

[2] A. Asadi and M. Yadegari, "The study of the effect of fuel dilution in methane/air counterflow diffusion flames on the emission of environmental pollutants," *Journal of Mechanical Engineering*, vol. 33, no. 6, pp. 25–34, 2025. (In Persian) https://doi.org/10.30506/mmep.2024.2025565.2166

[3] M. Saadat-targhi, J. Khadem, and M. Farzaneh-Gord, "Determine the optimal algorithm of priority panel in CNG refueling station to minimize energy cost," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 32, no. 2, pp. 201–216, 2021. (In Persian) https://doi.org/10.22067/jacsm.2021.72060.1052

[4] A. Mohammadi, M. Varmazyar, and M. Soleimani, "Influence of alumina nanoparticles on the combustion process with the help of homogeneity factor in a compression ignition engine," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 31, no. 2, pp. 157–175, 2020. (In Persian) https://doi.org/10.22067/fum-mech.v31i2.82063

[5] M. Ghazikhani and M. S. Shahab-Ahmadi, "Investigation of the exhaust silencer irreversibility and the sound intensity

emitted from the exhaust in diesel engines," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 21, no. 1, pp. 75–88, 2010. (In Persian) https://doi.org/10.22067/fum-mech.v21i1.7713

[6] C. Pithawalla, "Comparative assessment on performance of multi cylinder engine using CNG, LPG and petrol as a fuel," *SAE Technical Paper*, no. 01-1056, 2005.

[7] A. H. Shamekhi, Z. N. Khatib, and A. Shamekhi, "A comprehensive comparative investigation of compressed natural gas as an alternative fuel in a bi-fuel spark ignition engine," 2008.

[8] K. Rezapour, K. S. Ebrahimi, A. Wood, and A. Nikranjbar, "Simulation and modeling of bi-fuel engine for improving the performance parameters," *SAE Technical Paper*, no. 2010-01-2034, 2010. https://doi.org/10.4271/2010-01-2034

[9] K. Rezapour, "Availability analysis of a bi-fuel SI engine model for improvement its performance," *International Journal on Technical and Physical Problems of Engineering*, vol. 4, no. 2, pp. 115–121, 2012.

[10] A. Firouzgan, "An experimental assessment of compression ratio and evaluation of aluminium cylinder head in bi-fuel (gasoline+CNG) engines," *The Journal of Engine Research*, no. 18, 2010.

[11] E. Ramjee and K. Vijaya Kumar, "Performance analysis of a 4-stroke SI engine using CNG as an alternative fuel," *Indian Journal of Science and Technology*, vol. 4, no. 7, pp. 801-804, 2011.

[12] T. Mamidi and G. Suryawnshi, "Investigations on S.I. engine using liquefied petroleum gas (LPG) as an alternative fuel," *International Journal of Engineering Research and Applications*, vol. 2, no. 1, pp. 362–367, 2012.

[13] W. Ge, F. D. Chuahy, P. Zhang, R. Sankaran, D. Splitter, D. DelVescovo, T. Lu, and P. Zhao, "A direct numerical simulation study of the dilution tolerance of propane combustion under spark-ignition engine conditions," *Combustion and Flame*, vol. 247, p. 112495, 2023. https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2022.112495

[14] M. Gore, K. Nonavinakere Vinod, and T. Fang, "Experimental investigation of gaseous mixtures of ethane, methane, and carbon dioxide as an alternative to conventional fuel in spark ignition engines," *Journal of Energy Resources Technology*, vol. 145, no. 3, p. 032301, 2023. https://doi.org/10.1115/1.4055201

[15] F. Solferini de Carvalho, A. Peñaranda Mendoza, L. Ribeiro dos Santos, C. Henrique Rufino, E. Malheiro de Oliveira, M. Ferreira Silva, E. Blanco Machin, D. Travieso Pedroso, and P. Teixeira Lacava, "Experimental study of the methane and producer gas blends in an optical spark ignition engine: Combustion characteristics, thermodynamics and emissions," *International Journal of Engine Research*, vol. 24, no. 6, pp. 2708–2726, 2023. https://doi.org/10.1177/14680874221131117

[16] J. Ronsman, J. Valla, O. Nsaif, and A. Dempsey, "Experimental investigation of prechamber enabled mixing-controlled combustion with natural gas – A pathway to ultra-low methane emissions," *Fuel*, vol. 392, p. 134757, 2025. https://doi.org/10.1016/j.fuel.2025.134757

[17] T. I. Banji, G. Arney, and D. B. Olsen, "Fuel injection optimization for large-bore two-stroke natural-gas engines," *Energies*, vol. 18, no. 3, p. 624, 2025. https://doi.org/10.3390/en18030624

[18] R. Yang, Z. Yin, Y. Yan, J. Ou, T. Xie, Z. Liu, and J. Liu, "Investigating the effect of ammonia addition on the performance of a heavy-duty natural gas spark ignition engine operated at stoichiometric conditions," *Journal of*

Energy Resources Technology, Part A: Sustainable and Renewable Energy, vol. 1, no. 2, 2025. https://doi.org/10.1115/1.4066878

[19] L. F. Alvarez, O. Askari, and C. E. Dumitrescu, "Effect of blending ammonia with natural gas hydrocarbons on the performance of a heavy-duty spark ignition engine," *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, vol. 147, no. 9, 2025. https://doi.org/10.1115/1.4067405

[20] S. Lee, N. Iida, and O. Lim, "Numerical investigation on laminar burning velocity and flame temperature characteristics of dedicated EGR SI engine fueled with methane and propane under different equivalence ratio," *International Journal of Automotive Technology*, pp. 1–3, Feb. 2025. https://doi.org/10.1007/s12239-025-00217-9

[21] M. Rabeti, O. Jahanian, A.A. Ranjbar, and S.M. Safieddin Ardebili, "Investigations on Semi-Empirical Heat Transfer Models for Heat Flux of HCCI Engine Fueled with Natural Gas," *Modares Mechanical Engineering*, vol. 21, no. 12, pp.797-810, 2021. (In Persian) https://dor.isc.ac/dor/20.1001.1.10275940.1400.21.12.1.1

[22] M. Taghizadeh, "Modeling and design of a VVT system for the Peugeot 206 engine," Master Thesis, Khajeh Nasir Toosi University of Technology, 2013. (In Persian)

Ferdowsi University of Mashhad

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics

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

Society of Manufacturing Engineering of Iran

Study the Effect of Speed, Pressure, and Friction Coefficient on the Distribution of Contact Stresses

Research Article

Farshad Nazari[1], Hossein Hosseini Nik[2]

10.22067/jacsm.2025.90513.1294

***Abstract*-Contact stresses in moving systems have a significant effect on the contact areas. Various factors affect contact stresses, and fatigue, wear and failure are the results of these stresses. In this research, the effects of speed, pressure, and friction coefficient parameters on contact stresses in a linear sliding system have been investigated. In this regard, a cylinder-piston set was simulated and the results were validated using experimental data. The parameters were selected at three different levels and the experiments were designed using the response surface method. The results of the simulations were evaluated using the analysis of variance method. The investigations revealed that the parameters of speed, friction coefficient and pressure have a significant effect on contact stresses, and speed has the greatest effect, while pressure has the least effect on surface stresses. The evaluations also showed that surface stresses are formed from the interaction of thermal and mechanical stresses, and the contribution of thermal stresses is higher than mechanical stresses**

Keywords: **Contact Stresses, Linear Sliding Motion, Finite Element Method, Response Surface Method, ANOVA.**

1. Introduction

In linear motion systems, contact stresses are among the most influential factors affecting wear, fatigue, and failure [1-4]. These stresses develop through both thermal and mechanical mechanisms in the contact zone, and cause mechanical damage and decrease system performance and efficiency [5,6]. In this study examines the three parameters - speed, pressure, and friction coefficient - from the dual perspective of mechanical and thermal stresses. The research methodology employed finite element method (FEM), and the results validated with experimental data. Results were investigated using ANOVA analysis to evaluate the effect of the studied parameters on the maximum contact stresses.

2. Materials and Methods

To investigate the effects of speed, pressure, and friction coefficient on contact stresses, a cylinder-piston assembly was simulated. The various components of this assembly along with their material specifications are illustrated in Figure 1.

To evaluate parameter effects, three operational levels were considered for each parameter. The design of experiments was configured using Response Surface Method (RSM), with results subsequently analyzed through Analysis of Variance (ANOVA). The numerical simulation was performed using ABAQUS software employing coupled thermo-mechanical analysis. The finite element model utilized CAX4RT elements. A refined mesh density of 0.5 mm was implemented in sensitive contact regions. Figure 2 illustrates both the meshing configuration and applied boundary conditions.

3. Results and Discussion

To validate the finite element analysis results, the model was evaluated based on two critical parameters, The generated temperature in the contact zone and induced contact stresses. The temperature obtained in the simulation is 64.1°C, which represents an 8.7% deviation from the experimental measurement of 70.2°C. This is indicated that the model has an acceptable accuracy. Also, Based on the technical documentation and material strength of PTFE 25% carbon, it can be concluded that the failure of the pressure ring is not due to surface stresses or mechanical yielding, as the maximum stress (5.34 MPa) remains below the material's tensile strength (18 MPa). Investigation of results shows the simulation results have a positive agreements with the field observation and performance data. The analysis of variance (ANOVA) results indicated that speed, with the smallest p-value, has the most significant influence on contact stresses. Due to the sinusoidal motion of the piston, increasing speed leads to higher acceleration, which, according to Newton's second law, increases force and consequently stress. Additionally, higher speed results in more work being

* Manuscript received 2024 October 28, Revised 2025 April 15, Accepted 2025 May 6

[1] Corresponding author. Assistant Professor, Department of Mechanical Engineering, Shahid Chamran University of Ahvaz, Ahvaz, Iran, **Email**: F.nazari@scu.ac.ir

[2] BSc. Student, Department of Mechanical Engineering, Shahid Chamran University of Ahvaz, Ahvaz, Iran.

performed in the same time period, leading to greater energy dissipation. This energy dissipation affects the system by generating heat and thermal stresses [7].

The friction coefficient represents the second most significant parameter affecting surface stresses. An increase in friction coefficient leads to higher frictional forces, which subsequently elevate both shear and surface stresses at the contact interface. Furthermore, increased friction results in greater energy dissipation, causing temperature rise in components. This temperature increase, according to the thermal expansion coefficients and engineering principles, induces additional thermal stresses [8].

Number	Part name	Material
1	Shaft	Vcn150
2	Conical bush	Al-6061
3	Lower piston	Al-6061
4	Pressure ring	PTFE
5	Divider	Al-6061
6	Guide bush	PTFE
7	Upper piston	Al-6061
8	Lower bush	Al-6061
9	Shaft nut	Vcn150

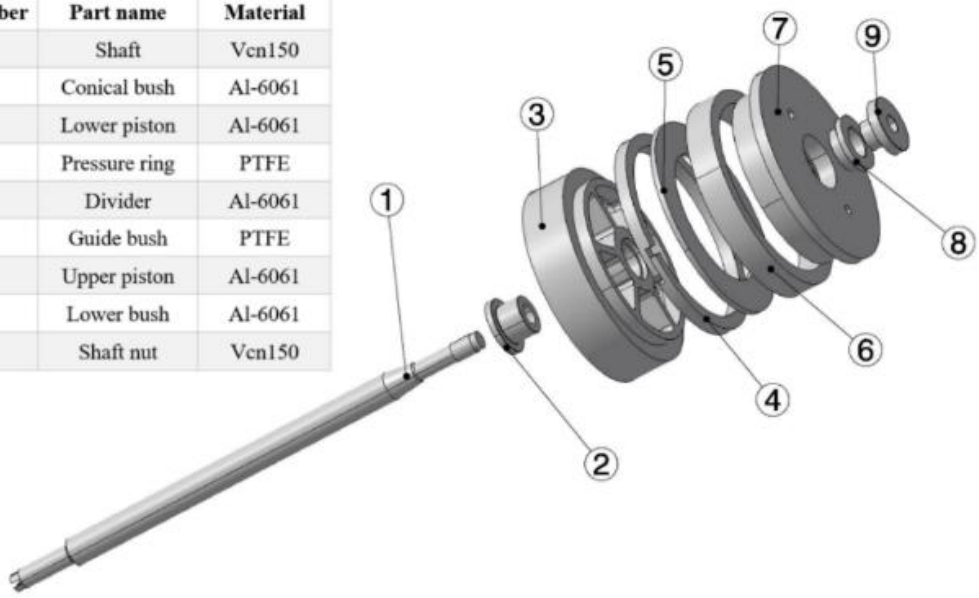


Figure 1- The exploded view and components of the piston assembly

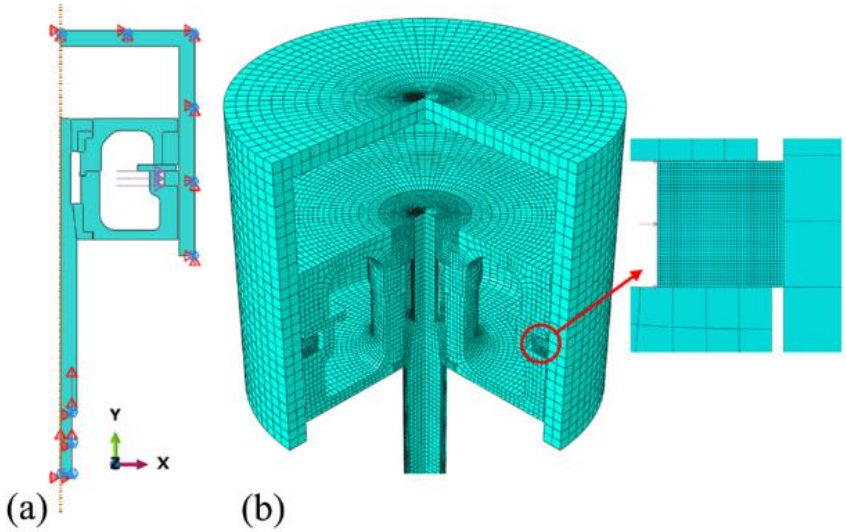


Figure 2- (a) Boundary conditions and position of loads, (b) Meshing of the cylinder-piston assembly

Pressure constitutes the third influential factor on contact stresses. Elevated pressure increases normal surface forces, thereby raising the normal stress applied to the assembly. This increased normal force simultaneously enhances frictional forces, which in turn intensifies thermal stresses. The increasing pressure improves the quality of the cylinder-piston interface contact, and promotes heat transfer efficiency. Consequently, this effect results in a comparatively lower temperature rise gradient relative to other operational parameters.

Analysis of temperature and stress distributions reveals that under continuous high-speed operation, thermal stresses have significantly greater influence on contact stresses compared to normal and shear stresses. Figure 3 shows the comparison of contact stress contours and temperature distribution in the compression ring.

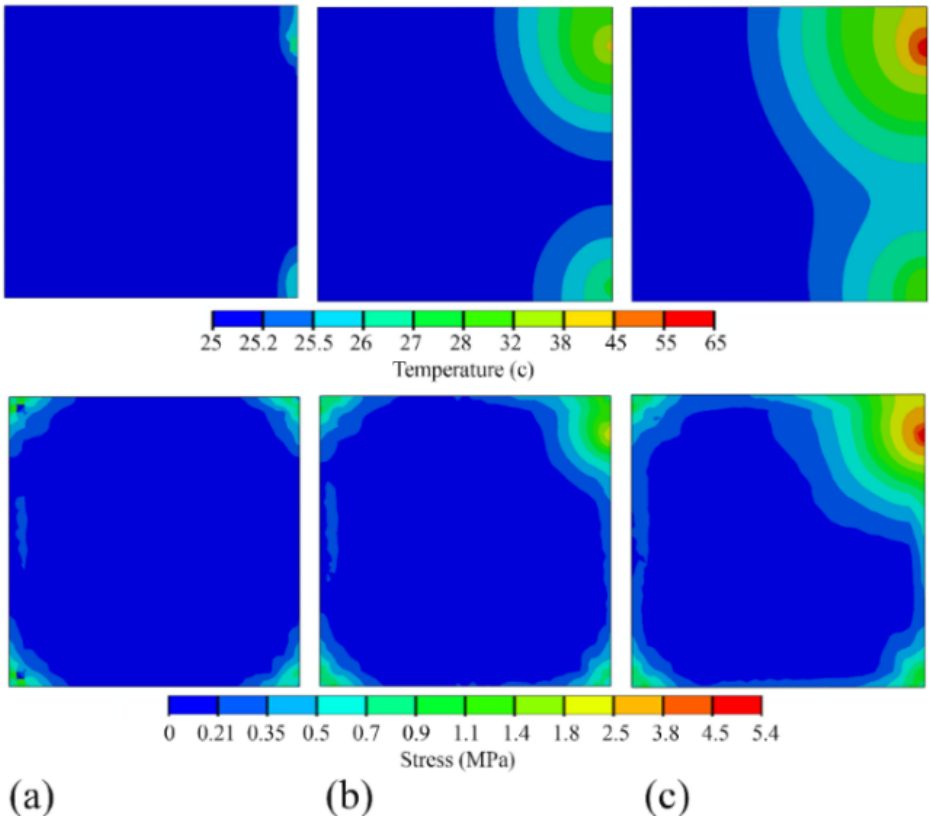


Figure 3- The trend of changes in contact stress to temperature on compression ring in test no. 2 at (a) 1 second, (b) 30 seconds, and (c) 60 seconds

5. Conclusions

This study investigated the effects of speed, pressure, and friction coefficient on contact stresses in a reciprocating system. The results are summarized as follows:

- Study the effect of speed showed that speed has the most influence on contact stresses. A 22% increase in speed resulted in over 80% growth in contact stresses.
- The friction coefficient was identified as the second most influential parameter. Higher friction coefficients increased shear stresses and energy dissipation, leading to elevated mechanical and thermal stresses in the contact zone.
- Increasing pressure enhances normal and shear stresses, it also improving contact quality and heat transfer, so thermal stresses reduces. Consequently, pressure exhibited the least effect compared to other parameters.
- Investigating the results showed, thermal stresses have a greater effect on contact stresses than stresses induced by normal and shear forces.

Reference

[1] F. Hosseini, A. H. Meghdadi, M. Davazdah Emami, E. Mohseni, and N. Najari, "Umerical Simulation of Elbow Erosion with Circumferential Welding in Two-Phase Gas Flow," *Journal Of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 31, no. 2, pp. 141-156, 2020. (In Persian) https://doi.org/10.22067/fum-mech.v31i2.84757

[2] S. J. Lorenz, F. Sadeghi, H. K. Trivedi, L. Rosado, M. S. Kirsch, and C. Wang, "A continuum damage mechanics finite element model for investigating effects of surface roughness on rolling contact fatigue," *International Journal of Fatigue*, vol. 143, p. 105986, 2021. https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105986

[3] R. Guan, D. Wang, W. Yu, C. Chen, and S. Yang, "An analysis of gear wear and micro-pitting evolution during contact fatigue," *Journal of Physics: Conference Series: IOP Publishing*, vol. 2825, no. 1, p. 012030, 2024. https://doi.org/10.1088/1742-6596/2825/1/012030

[4] M. Keshtgar, M. Shariati, and k. farhang dost, "Prediction of High Cycle Fatigue Life with Variable Loading Amplitude using Thermography Method," *Journal Of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 36, no. 2, pp. 59-76, 2024. (In Persian) https://doi.org/10.22067/jacsm.2023.83002.1189

[5] W. D. Marscher, "Thermal versus mechanical effects in high speed sliding," *Wear*, vol. 79, no. 1, pp. 129-143, 1982. https://doi.org/10.1016/0043-1648(82)90209-5.

[6] F. Nazari and H. Hosseini Nik, "Investigating the effect of speed, pressure, and friction coefficient on temperature in a linear sliding system," *Journal of Mechanical Engineering, University of Tabriz*, vol. 54, no. 2, pp. 109-115, 2024. (In Persian)

[7] J. L. Meriam, L. G. Kraige, and J. N. Bolton, *Engineering mechanics: dynamics*. John Wiley & Sons, 2020.

[8] S.-M. Bae, K.-J. Seo, and D.-E. Kim, "Effect of friction on the contact stress of a coated polymer gear," *Friction*, vol. 8, pp. 1169-1177, 2020. https://doi.org/10.1007/s40544-020-0363-6

انجمن مهندسی ساخت و تولید ایران

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

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

دانشگاه فردوسی مشهد

مطالعه تأثیر سرعت، فشار و ضریب اصطکاک بر توزیع تنش‌های تماسی*

مقاله پژوهشی

فرشاد نظری[۱] حسین حسینی نیک[۲]

10.22067/jacsm.2025.90513.1294

چکیده *تنش‌های تماسی در سیستم‌های دارای حرکت تأثیر قابل ملاحظه‌ای بر نواحی تماس دارند. عوامل مختلفی بر تنش‌های سطحی اثرگذار هستند و خستگی، سایش و شکست از پیامدهای این تنش‌ها است. در این پژوهش بررسی تأثیر پارامترهای سرعت، فشار و ضریب اصطکاک بر تنش‌های تماسی در یک سیستم لغزشی خطی مورد بررسی قرار گرفته است. در این راستا یک مجموعه سیلندر ـ پیستون شبیه‌سازی شد و نتایج با استفاده از داده‌های تجربی اعتبارسنجی گردید. پارامترها در سه سطح انتخاب شد و آزمایش‌ها با استفاده از روش پاسخ سطح طراحی شد. نتایج مدل‌سازی‌ها با روش تحلیل واریانس مورد ارزیابی قرار گرفت و بررسی‌ها نشان داد پارامترهای سرعت، ضریب اصطکاک و فشار تأثیر قابل توجهی بر تنش‌های سطحی دارند و از این میان سرعت بیشترین اثر را دارد و فشار کمترین تأثیر را می‌گذارد. همچنین ارزیابی‌ها نشان داد تنش‌های سطحی از تعامل تنش‌های حرارتی و مکانیکی شکل می‌گیرد و سهم تنش‌های حرارتی از تنش‌های مکانیکی بیشتر است.*

واژه‌های کلیدی تنش‌های تماسی، حرکت لغزشی خطی، روش المان محدود، روش پاسخ سطح، آنالیز ANOVA.

مقدمه

تنش‌های تماسی در سیستم‌های دارای حرکت تأثیر قابل ملاحظه‌ای بر نواحی تماس دارند. خستگی، سایش و شکست از جمله نتایجی هستند که حاصل از این تنش‌ها می‌باشند [1-4]. این امر به صورت تنش‌های حرارتی و مکانیکی در سیستم به وجود می‌آید و می‌تواند بر عملکرد، نگهداری و بازده مکانیزم‌ها تأثیرگذار باشند [5].

Deng و همکارانش [6] به بررسی تأثیر سرعت و نیرو بر رفتار تماسی ماده $CoCrFeNiMo_{0.2}$ در حرکت لغزشی در شرایط خشک پرداختند و نشان دادند در بارهای کم (< ۲۰ N) سرعت و بار تأثیر معکوس بر ضریب اصطکاک دارند. همچنین نشان دادند پارامترهای حرکت تأثیر بسیار زیادی بر نرخ سایش ماده $CoCrFeNiMo_{0.2}$ دارند. Murugesan و همکارانش [7] به بررسی تنش‌های زیر سطحی در جامدات الاستیک تراکم‌پذیر پرداختند و بیان کردند که در تماس بدون اصطکاک دو جسم، گرچه در سطح تماس فقط جابه‌جایی نرمال دیده می‌شود اما تانسور تنش القا شده در جسم می‌تواند مقادیر غیر صفر داشته باشد.

Zhang و همکارانش [8] به مطالعه تأثیر نسبت لغزش و تنش تماسی بر تغییرات ساختار مواد در ناحیه سطحی تماس مکانیزم چرخ ـ ریل پرداختند و نشان دادند که با افزایش تنش تماسی تعداد سیکل‌های مورد نیاز برای از بین بردن نقص‌های سطحی کاهش می‌یابد. Holemberg و همکارانش [9] به بررسی تأثیر ساختار سطحی مواد بر اصطکاک و سایش در تماس میان DLC (Diamond-like carbon) و فولاد پرداختند و نشان دادند در تماس‌های دارای دوران، ضریب اصطکاک نسبت به حرکت رفت

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۳/۸/۷ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۴/۲/۱۶ می باشد.

(۱) نویسندهٔ مسئول، گروه مهندسی مکانیک، دانشگاه شهید چمران اهواز، اهواز.

(۲) گروه مهندسی مکانیک، دانشگاه شهید چمران اهواز، اهواز.

Email: F.nazari@scu.ac.ir

و برگشتی خطی ۱۰٪ کمتر است. BAE و همکارانش [10] به بررسی اثر اصطکاک بر تنش تماسی چرخ‌دنده‌های پوشش داده شده با پلیمر پرداختند و نشان دادند که اصطکاک تأثیر قال توجهی بر تنش‌های ایجاد شده دارد. Civarella و Decuzzi [11] به بررسی تنش ناشی از تماس صفحه‌ای دو عضو استوانه‌ای در شرایط بدون اصطکاک پرداختند و مدلی برای محاسبه توزیع تنش، ناحیه تنش و بیشینه پارامترهای تسلیم به عنوان تابعی از داده‌های ورودی ارائه دادند. He و همکارانش [12] به بررسی تنش برشی سطحی و تنش تماسی در مقیاس میکرو و ماکرو پرداختند و نشان دادند که در نتایج آزمون مقیاس ماکرو، تنش برشی ناشی از اصطکاک با متوسط فشار ناحیه تماس به صورت خطی افزایش می‌یابد. Abdullah و همکارانش [13] به بررسی تأثیر سرعت بر تنش‌های حرارتی سیستم تک‌صفحه‌ای کلاچ اصطکاکی پرداختند و بدین نتیجه رسیدند که در سیستم‌های اصطکاکی لغزشی مانند سیستم کلاچ و ترمز، سرعت تأثیر چشمگیری بر تنش‌های حرارتی دارد. Kennedy و Hussaini [14] به بررسی آنالیز مکانیکی ـ حرارتی سیستم‌های لغزشی پرداختند و نشان دادند که تنش‌های ایجاد شده در سطوح پوشش داده شده با کاهش بار و سرعت به طور قابل ملاحظه‌ای کاهش می‌یابند. Lin و همکارانش [15] به تحلیل لحظه‌ای دمای حاصل از تماس اصطکاکی دو صفحه پرداختند و نشان دادند هرچه مدول یانگ و سختی ماده بیشتر باشد، افزایش دما به ضریب اصطکاک (T/f) افزایش می‌یابد. Vijaywargiya و Green [16] به شبیه‌سازی و مطالعه المان محدود تنش تماسی میان دو استوانه پرداختند و نشان دادند که شکست در ناحیه تماس با اعمال ضریب اصطکاک تسریع می‌شود. Hakimoglu و Savaskan [17] به بررسی اثر سرعت لغزشی و فشار در تماس بدون روانکاری آلیاژ Zn-15Al-3Cu-1Si پرداختند و بیان کردند که افزایش فشار ناحیه تماس و سرعت سبب افزایش دمای کاری می‌گردد. همچنین بیان کردند که افزایش سرعت تأثیر چشمگیری بر افزایش اصطکاک ندارد. Chen و Li [18] به مطالعه تبدیل انرژی در حرکت‌های لغزشی پرداختند و نشان دادند که سرعت و بارهای اعمال شده تأثیر زیادی بر توزیع انرژی دارند. Li و همکارانش [19] به بررسی تأثیر دما بر سایش در آلیاژهای کم‌کربن و مقاوم به سایش پرداختند و نشان دادند سایش در آلیاژهای HTP و NM400 در بازه ۵۰۰ ـ ۳۰۰ از نوع سایش ساینده به سایش اکسید شونده تبدیل می‌شود. Gomes و همکارانش [20] به بررسی تأثیر سرعت و دما بر رفتار تماسی در کامپوزیت کربن ـ کربن پرداختند و نشان دادند که با افزایش سرعت، مقاومت در برابر سایش بسیار کاهش می‌یابد. Nazari و Hosseini Nik [21] به بررسی تأثیر سرعت، فشار و ضریب اصطکاک بر دما در یک سیستم لغزشی خطی پرداختند و نشان دادند سرعت بیشترین تأثیر را بر تولید دما در سطوح تماس دارد. Sharifi Yalameh و Torabi [22] تأثیر سرعت و بار را بر لغزش سیال در روانکاری الاستوهیدرودینامیک مورد بررسی قرار دادند و بیان کردند که سرعت و بار تأثیر قابل ملاحظه‌ای بر لغزش و ضریب اصطکاک دارد. Kouhbanani و Shafei [23] به مدل‌سازی و شبیه‌سازی نیروهای تماسی و اصطکاکی در بازوهای رباتیکی انعطاف‌پذیر پرداختند و رفتار دینامیکی سیستم، ارتعاشات عرضی، برخوردها و شکل مودها بر روی تغییر شکل الاستیک لینک‌ها را ارزیابی کردند.

با توجه به پیشینه پژوهش بیان شده مشاهده می‌شود که در بررسی سطوح تماس، توزیع دما، سایش و ضریب اصطکاک بیشتر مورد توجه قرار گرفته و پارامترهای مؤثر بر ایجاد تنش در سطوح تماس نیاز به مطالعه بیشتر دارد. با توجه به اینکه مکانیزم لغزشی خطی در بسیاری از تجهیزات صنعتی مانند پمپ‌ها و کمپرسورهای پیستونی کاربرد دارد، در این پژوهش تأثیر پارامترهای سرعت، فشار و ضریب اصطکاک بر تنش‌های سطحی در یک کمپرسور پیستونی خطی مورد بررسی قرار گرفت. به دلیل اینکه بارگذاری‌های مکانیکی و حرارتی دو عامل اصلی در شکل‌گیری تنش‌های سطحی می‌باشند، تأثیر هر سه پارامتر سرعت، فشار و ضریب اصطکاک از دو جنبه مکانیکی و حرارتی بر تنش‌های سطحی ارزیابی گردید. بدین منظور از روش المان محدود جهت شبیه‌سازی آزمایش‌ها استفاده شد و نتایج با استفاده از داده‌های تجربی اعتبارسنجی گردید. نتایج با استفاده از آنالیز ANOVA بررسی شد و تأثیر پارامترهای مورد مطالعه بر بیشینه تنش‌های تماسی مورد ارزیابی قرار گرفت.

مواد و روش تحقیق

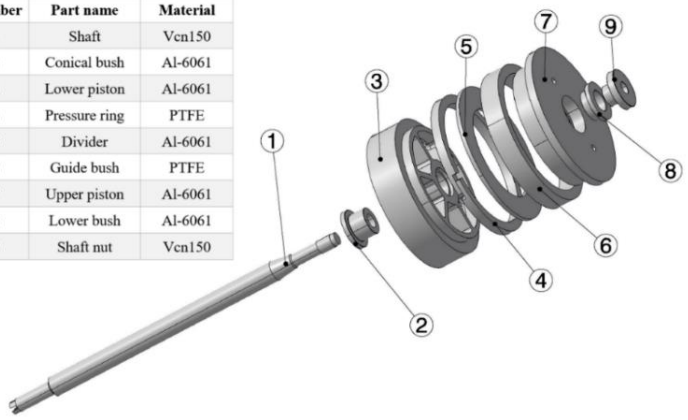
به منظور بررسی میزان تأثیر پارامترهای سرعت، فشار و ضریب اصطکاک بر توزیع تنش روی سطوح تماس از شبیه‌سازی مجموعه سیلندر ـ پیستون یک کمپرسور خطی استفاده گردید.

بخش‌های مختلف مجموعه سیلندر ـ پیستون در شکل (۱) و خواص فیزیکی و مکانیکی مواد مورد استفاده در جدول (۱) ارائه شده است.

برای بررسی تأثیر عامل‌های سرعت، ضریب اصطکاک، و فشار بر توزیع تنش، برای هر عامل سه سطح مختلف در نظر گرفته شد. از روش پاسخ سطح برای طراحی جدول آزمایش‌ها استفاده شد و نتایج با استفاده از تحلیل واریانس (ANOVA) مورد بررسی قرار گرفت. جدول (۲) شرایط کاری کمپرسور و بازه مورد مطالعه برای هر پارامتر را نشان می‌دهد.

جهت بررسی تأثیر پارامترهای بیان شده بر توزیع تنش، از مدل‌سازی عددی بهره گرفته شد و به منظور اعتبارسنجی، نتایج شبیه‌سازی با داده‌های تجربی مقایسه شد. شبیه‌سازی‌ها در نرم‌افزار المان محدود ABAQUS انجام شد و از یک مدل دینامیکی ـ حرارتی با تقارن محوری استفاده گردید. مدل مورد نظر با المان CAX4RT مش‌بندی شد و آنالیز حساسیت به منظور ارزیابی استقلال نتایج از مش روی مدل انجام گرفت. بر این اساس کوچک‌ترین مش در محل تماس رینگ فشاری با سیلندر با اندازه المان ۰/۵ mm در نظر گرفته شد تا بیشترین دقت را در محاسبه نتایج در پی داشته باشد. شکل (۲) مدل المان محدود، شرایط مرزی و ساختار مش‌بندی مجموعه پیستون اسمبلی را نشان می‌دهد.

Number	Part name	Material
1	Shaft	Vcn150
2	Conical bush	Al-6061
3	Lower piston	Al-6061
4	Pressure ring	PTFE
5	Divider	Al-6061
6	Guide bush	PTFE
7	Upper piston	Al-6061
8	Lower bush	Al-6061
9	Shaft nut	Vcn150



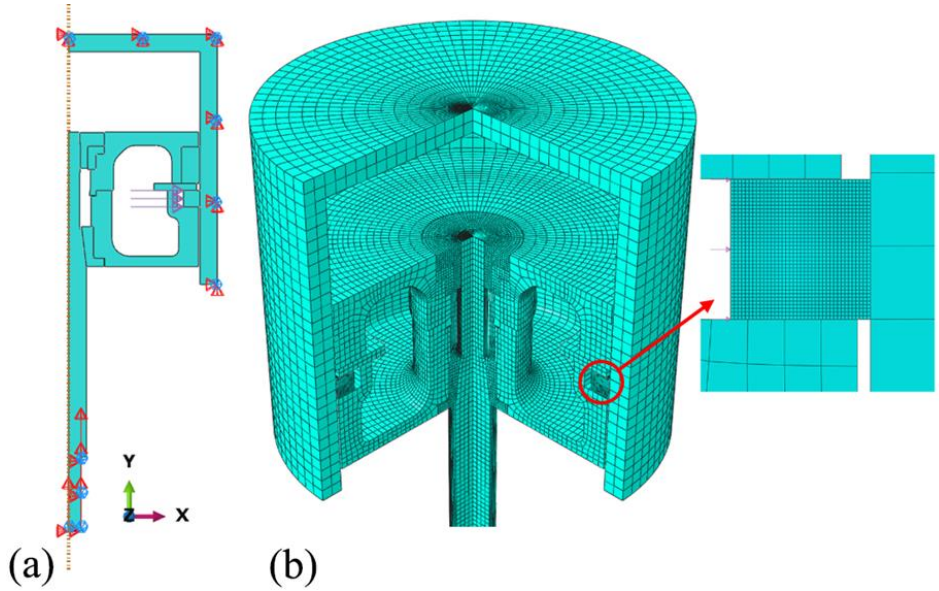
شکل ۱ نمای انفجاری و اجزای مجموعه پیستون

جدول ۱ خواص مکانیکی مواد استفاده شده در مجموعه پیستون

نام ماده/خواص	VCN 150	PFTE (25% carbon)	Al 6061	GJL 350
مدول الاستیک (GPa)	۲۰۰	۱/۳	۷۰	۱۴۰
ضریب پواسون	۰/۳۲	۰/۴	۰/۳۲۵	۰/۲۵۵
استحکام کششی (MPa)	۱۶۵۰	۱۸	۱۰۸	۲۶۰
چگالی (Kg/m^3)	۷۷۹۰	۲۰۸۰	۲۷۱۰	۷۲۵۰
انبساط حرارتی (1/K)	۱/۲۷E-۵	۱۰/۷E-۵	۲/۴E-۵	۱/۲E-۵
رسانایی حرارتی (W/m.K)	۳۷	۰/۷	۱۶۵	۴۲

جدول ۲ مقادیر پارامترهای مورد مطالعه و شرایط کاری کمپرسور

پارامتر	کمینه	شرایط کاری	بیشینه
سرعت (rpm)	۵۳۰	۵۹۰	۶۵۰
فشار (kPa)	۲/۴۵۷	۲/۷۳۰	۳/۰۰۳
ضریب اصطکاک	۰/۰۳۱۵	۰/۰۳۵	۰/۰۳۸



شکل ۲ (a) شرایط مرزی و محل قرارگیری نیروها و تکیه‌گاه، (b) مش‌بندی مجموعه سیلندر ـ پیستون

نتایج و بحث

در این مطالعه مدل ابتدا مورد اعتبارسنجی قرار گرفت و بدین منظور از ارزیابی دما و مقایسه تنش با داده‌های تجربی بهره گرفته شد. در این راستا، شبیه‌سازی با استفاده از پارامترهای کاری مجموعه انجام گرفت و دمای به دست آمده و بیشینه تنش در قطعه رینگ فشاری با مقادیر تجربی مقایسه شد. مطالعه تغییرات دما نشان داد در شرایط کاری بیشینه دمای رینگ فشاری ۶۴/۱ درجه سانتی‌گراد بوده در حالی که در بررسی‌های میدانی مقدار ۷۰/۲ درجه سانتی‌گراد ثبت شده است. مقایسه مقادیر دما میزان خطای ۸/۷٪ را نشان می‌دهد که بیانگر آن است که مدل دارای دقت قابل قبولی است. همچنین با توجه به استحکام PTFE 25% carbon و ارزیابی مدارک فنی می‌توان دریافت که عامل خرابی رینگ فشاری، در نتیجه تنش‌های سطحی و تسلیم مکانیکی نیست و همواره بیشینه تنش آن از استحکام کششی ماده کمتر است. بررسی نتایج شبیه‌سازی نشان می‌دهد بیشینه تنش در رینگ فشاری ۵/۳۴ MPa است که از استحکام کششی ماده (۱۸ MPa) کمتر است و با داده‌ها و شواهد میدانی از عملکرد دستگاه مطابقت دارد. نتایج شبیه‌سازی‌های انجام شده در جدول (۳) نمایش داده شده است. وجود عواملی از جمله خطاهای اندازه‌گیری، خطاهای ناشی از مدل‌سازی المان محدود و ساده‌سازی‌های انجام شده، علت وجود اختلاف میان نتایج شبیه‌سازی و داده‌های تجربی می‌باشد.

جدول ۳ جدول طراحی آزمایش و نتایج به دست آمده از مدل المان محدود

شماره	ضریب اصطکاک(u)	فشار (kPa)	سرعت (rpm)	تنش (MPa)
۱	۰/۰۳۵	۳/۰۰۳	۵۹۰	۴/۷۴
۲	۰/۰۳۵	۳/۰۰۳	۶۵۰	۵/۳۱
۳	۰/۰۳۱۵	۲/۷۳۰	۶۵۰	۳/۹۵
۴	۰/۰۳۵	۲/۴۵۷	۶۵۰	۳/۳۵
۵	۰/۰۳۵	۳/۰۰۳	۵۳۰	۲/۸۸
۶	۰/۰۳۵	۲/۷۳۰	۵۹۰	۵/۳۴
۷	۰/۰۳۱۵	۲/۴۵۷	۵۹۰	۱/۴۸
۸	۰/۰۳۱۵	۳/۰۰۳	۵۹۰	۲/۷۴
۹	۰/۰۳۸۵	۲/۷۳۰	۵۳۰	۳/۲۵
۱۰	۰/۰۳۸۵	۲/۷۳۰	۶۵۰	۵/۸۷
۱۱	۰/۰۳۱۵	۲/۷۳۰	۵۳۰	۱/۸۲
۱۲	۰/۰۳۸۵	۲/۴۵۷	۵۹۰	۴/۱۵
۱۳	۰/۰۳۵	۲/۴۵۷	۵۳۰	۱/۲۰

ارزیابی داده‌های حاصل از مدل‌سازی‌های المان محدود و تحلیل نتایج به روش ANOVA نشان داد با توجه به اینکه مقدار P-value هر پارامتر کمتر از ۰/۰۵ می‌باشد، هر سه پارامتر سرعت، فشار و ضریب اصطکاک تأثیر قابل توجهی بر تنش‌های ناشی از

تماس دارند. میزان تأثیر پارامترها بر توزیع تنش ناحیه تماس در جدول (۴) نشان داده شده است. با توجه به نتایج، سرعت با مقدار P-value ۰/۰۰۱۶ بیشترین تأثیر را بر تنش دارد و ضریب اصطکاک و فشار به ترتیب با P-valueهای ۰/۰۰۴۱ و ۰/۰۲۸۲ دارای اثرگذاری کمتری می‌باشند.

بررسی مدل‌های مختلف عددی نشان داد مدل خطی منطبق‌ترین رابطه برای پیش‌بینی و محاسبه تنش تماسی است و معادله (۱) ارتباط میان پارامترهای سرعت، فشار و ضریب اصطکاک با تنش ناشی از تماس را نشان می‌دهد. در این معادله، A ضریب اصطکاک، B فشار و C سرعت است که با توجه به نتایج ارزیابی ارائه شده در جدول (۵)، این معادله از دقت قابل قبولی برخوردار است. با توجه به جدول (۵)، P-value رابطه (۱) ۰/۰۰۱۱ است که از مقدار مرجع کمتر است و نشان می‌دهد که این معادله مؤثر می‌باشد. همچنین بزرگ‌تر بودن مقدار سیگنال به نویز (۱۰/۵۲) از مقدار مرجع (۴) و کمتر بودن اختلاف مقادیر پیش‌بینی شده و واقعی (۰/۰۳۶) از مقدار مرجع (۰/۲) قابل قبول بودن معادله (۱) را تأیید می‌کند.

$$\text{Stress} = 2.86321E08(A) + 2512.82051(B) + 19439.58333(C) - 2.48061E07 \quad (۱)$$

مطالعه نتایج شبیه‌سازی‌های المان محدود و پژوهش‌های مرتبط نشان می‌دهد تنش‌های ناشی از بارگذاری‌های مکانیکی و حرارتی دو عامل اصلی در شکل‌گیری تنش‌های سطحی می‌باشند [24-26]. از این رو تأثیر هر سه عامل سرعت، فشار و ضریب اصطکاک از دو جنبه مکانیکی و حرارتی بر تنش‌های سطحی مورد بررسی قرار گرفتند.

با توجه به آنچه بیان شد مؤثرترین پارامتر بر توزیع تنش سطحی، سرعت است. از نظر سینماتیک، حرکت پیستون سینوسی است و حرکتی شتاب‌دار دارد. هرچه سرعت دستگاه بیشتر باشد شتاب در نقاط مرگ بالا و پایین پیستون نیز بیشتر است. با در نظر گرفتن قانون دوم نیوتون می‌توان بیان کرد با ثابت بودن جرم در این سیستم هرچه شتاب وارد به جسم بیشتر باشد نیروی وارد شده به مجموعه نیز بیشتر است. بنابراین، افزایش سرعت سبب افزایش نیرو و تنش وارد شده به مجموعه پیستون و رینگ فشاری خواهد شد [27]. معادله (۲) روابط قانون دوم نیوتن و ارتباط آن با سرعت را نشان می‌دهد که در آن F نیرو، m جرم، a شتاب، dv/dt نرخ تغییرات سرعت را نشان می‌دهد. همچنین با در نظر گرفتن خواص سطح و وجود اصطکاک بخشی از انرژی به گرما تبدیل می‌شود و سبب افزایش دما در قطعات می‌گردد. با توجه به ضریب انبساط حرارتی، قطعات با افزایش دما تمایل به افزایش حجم دارند که با در نظر گرفتن محدودیت‌های فیزیکی این امر سبب ایجاد تنش در آن‌ها می‌گردد. لذا در مجموعه سیلندر ـ پیستون، افزایش سرعت سبب افزایش دما و در نتیجه افزایش تنش‌های حرارتی خواهد شد. شکل (۳) نمودار خطی و کانتور بیشینه تنش ناشی از تأثیر عوامل مکانیکی و حرارتی سرعت حرکت بر تنش‌های سطحی را نشان می‌دهد.

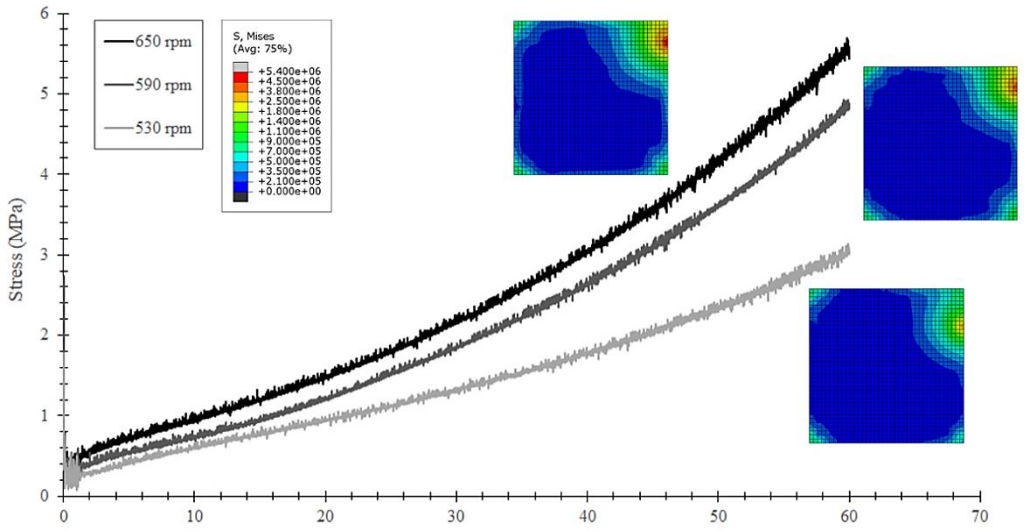
$$\left.\begin{aligned} F &= ma \\ a &= \frac{dv}{dt} \end{aligned}\right\} F = m\frac{dv}{dt} \quad (۲)$$

جدول ۴ میزان تأثیر پارامترها بر توزیع تنش در سطح

source	Sum of squares	df	Mean square	F-value	P-value	
Model	۲/۲۶۸E۱۳	۳	۷/۵۶۱E۱۲	۱۳/۶۹	۰/۰۰۱۱	Significant
A-friction	۸/۰۳۴E۱۲	۱	۸/۰۳۴E۱۲	۱۴/۵۵	۰/۰۰۴۱	
B-pressure	۳/۷۶۵E۱۲	۱	۳/۷۶۵E۱۲	۶/۸۲	۰/۰۲۸۲	
C-speed	۱/۰۸۸E۱۳	۱	۱/۰۸۸E۱۳	۱۹/۷۱	۰/۰۰۱۶	

جدول ۵ نتایج ارزیابی معادله ۱

	مقدار واقعی	مقدار مرجع	
significant	۰/۰۰۱۱	۰/۰۵ ≥	P-value
significant	۱۰/۵۲	4 ≤	سیگنال به نویز
significant	۰/۰۳۶۶	۰/۲ ≥	اختلاف Pre.R2 و Adj.R2
٪ ۱۵/۴			میانگین خطای رابطه ۱ نسبت به مقادیر المان محدود



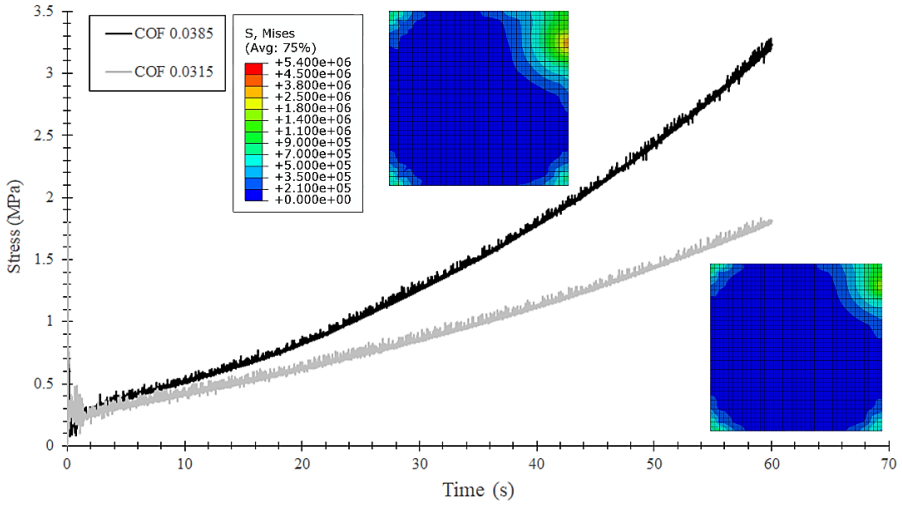
شکل ۳ نمودار خطی و کانتور بیشینه تنش تماسی ناشی از اثر سرعت در فشار ۳/۰۰۳ kPa و ضریب اصطکاک ۰/۰۳۵

ضریب اصطکاک دومین عامل اثرگذار بر تنش‌های سطحی است. افزایش ضریب اصطکاک با توجه به رابطه (۳) سبب افزایش نیروی اصطکاک می‌گردد که این عامل با تأثیر بر سطح تماس سبب فزایش تنش‌های برشی و سطحی خواهد شد. در طرف دیگر، افزایش اصطکاک با افزایش اتلاف انرژی سبب افزایش دمای قطعات می‌شود که با توجه به ضریب انبساط حرارتی و روابط مهندسی سبب افزایش تنش‌های حرارتی می‌گردد. این موضوع در سایر مطالعات انجام شده نیز اشاره شده است [10]. در رابطه (۳) تأثیر ضریب اصطکاک بر افزایش تنش‌های سطحی نشان داده شده که در آن N نیروی عمود بر سطح حاصل از آب‌بندی، μ ضریب اصطکاک، F_f نیروی اصطکاک، A مساحت تماس و τ تنش برشی است. تأثیر عوامل مکانیکی و حرارتی ناشی از اصطکاک بر تنش‌های سطحی در شکل (۴) به صورت نمودار و کانتور بیشینه تنش نمایش داده شده است.

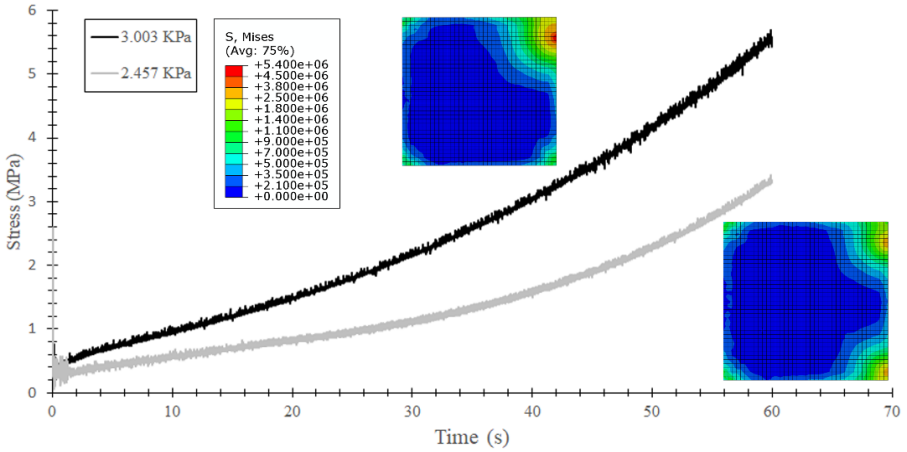
$$\left.\begin{aligned} F_f &= \mu N \\ \tau &= \frac{F_f}{A} \end{aligned}\right\} \tau = \frac{\mu N}{A} \qquad (۳)$$

همان طور که بیان شد، فشار تأثیر کمتری نسبت به سرعت و ضریب اصطکاک دارد. فشار به صورت مستقیم تنش‌های برشی و نرمال را تحت تأثیر قرار می‌دهد. با افزایش فشار، نیروی عمود بر سطح افزایش می‌یابد که سبب افزایش تنش‌های نرمال می‌گردد. با توجه به رابطه (۳) افزایش فشار سبب افزایش نیروی اصطکاک می‌شود که در نتیجه آن تنش‌های برشی در سطح تماس افزایش می‌یابد. همچنین افزایش نیروی اصطکاک سبب افزایش گرمای تولید شده و در نتیجه آن ایجاد تنش‌های حرارتی در سطوح تماس می‌گردد. اما از لحاظ رسانایی گرمایی، افزایش فشار در ناحیه تماس سبب بهبود کیفیت تماس و انتقال حرارت می‌شود که این امر شیب رشد تنش‌های حرارتی را کاهش می‌دهد. شکل (۵) تأثیر فشار بر تنش سطحی را به صورت نمودار خطی و کانتور بیشینه تنش نمایش می‌دهد.

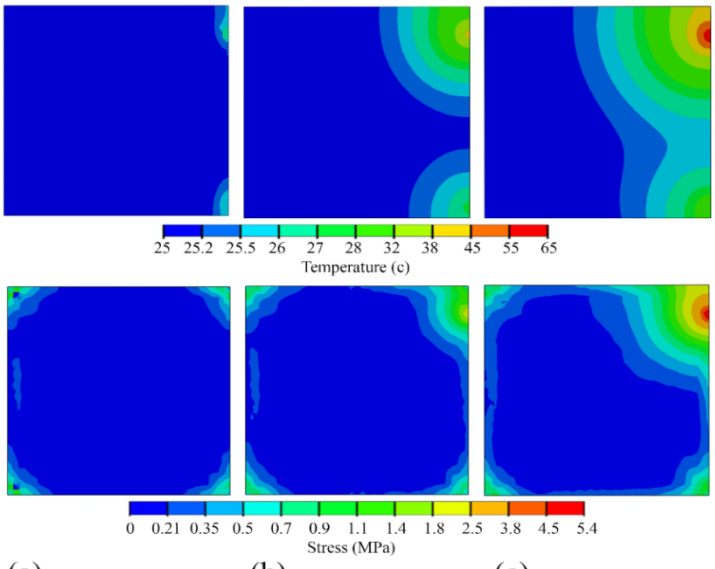
در شرایط وجود حرکت پیوسته به خصوص با سرعت‌های بالا می‌توان بیان کرد تنش‌های حرارتی نسبت به تنش‌های ناشی از نیروهای نرمال و برشی تأثیر بسیار بیشتری بر تنش‌های سطحی دارند. این موضوع با توجه به شیب نمودارها در تصاویر ۳ ـ ۵ قابل مشاهده است زیرا تنش سطحی اولیه همواره ناشی از بارگذاری نیرویی است اما تداوم روند حرکت پیستون و افزایش دما سبب رشد قابل توجه تنش‌های سطحی می‌گردد که نشان دهنده اهمیت و تأثیر بسیار تنش‌های ناشی از افزایش دما می‌باشد. شکل (۶) روند تغییرات تنش سطحی نسبت به دما را بر روی رینگ فشاری نمایش می‌دهد.



شکل ۴ نمودار خطی و کانتور بیشینه تنش سطحی ناشی از اثر اصطکاک در فشار ۲/۷۳ kPa و سرعت ۶۵۰ rpm



شکل ۵ نمودار خطی و کانتور بیشینه تنش تماسی ناشی از اثر فشار در ضریب اصطکاک ۰/۰۳۵ و سرعت ۶۵۰ rpm



شکل ۶ روند تغییرات تنش سطحی نسبت به دما روی رینگ فشاری در آزمون شماره دو و زمان‌های (a) ۱ ثانیه، (b) ۳۰ ثانیه و (c) ۶۰ ثانیه

نتیجه‌گیری

تنش‌های تماسی از فاکتورهای تأثیرگذار بر سایش، شکست و کیفیت پوشش‌های مختلف فلزی و پلیمری می‌باشند و پارامترهای مختلفی بر تنش‌های تماسی اثرگذارند. در این پژوهش تأثیر پارامترهای سرعت، فشار و ضریب اصطکاک بر تنش‌های تماسی در یک سیستم با حرکت رفت و برگشتی مورد بررسی قرار گرفت که نتایج به طور خلاصه به شرح زیر است:

۱. مطالعه تأثیر سرعت نشان داد که سرعت بیشترین تأثیر را بر تنش‌های تماسی دارد به گونه‌ای که افزایش ٪۲۲ آن سبب رشد بیش از ٪۸۰ در تنش‌های تماسی می‌گردد.

۲. دومین عامل تأثیرگذار بر تنش‌های تماسی، ضریب اصطکاک می‌باشد. با افزایش ضریب اصطکاک تنش‌های برشی و اتلاف انرژی افزایش می‌یابد که این امر سبب می‌شود تنش‌های مکانیکی و حرارتی در نواحی تماسی افزایش یابد.

۳. افزایش فشار در ناحیه تماس سبب افزایش تنش‌های نرمال و برشی می‌شود. از طرف دیگر، افزایش فشار سبب بهبود کیفیت تماس و انتقال حرارت و در نتیجه کاهش رشد تنش‌های حرارتی می‌شود. بنابراین، عامل فشار نسبت به سایر عوامل تأثیر کمتری دارد.

۴. بررسی نتایج نشان داد که تنش‌های حرارتی نسبت به تنش‌های ناشی از نیروهای نرمال و برشی تأثیر بسیار بیشتری بر تنش‌های تماسی دارند.

واژه‌نامه

پیشنهادی نویسنده	واژه لاتین	پیشنهادی ویراستار
تنش‌های تماسی	contact stress	تنش تماسی
محور	shaft	
بوش مخروطی	conical bush	
پیستون پایین	lower piston	
رینگ فشاری	pressure ring	
جداکننده	divider	
بوش راهنما	guide bush	
پیستون بالا	upper piston	
بوش پایین	lower bush	
مهره انتهای محور	shaft nut	

تقدیر و تشکر

بدین وسیله از شرکت تجهیزات فناوران سیمن‌تک برای همکاری و ارائه داده‌های تجربی تشکر و قدردانی می‌شود و از حمایت مالی معاونت پژوهش و فناوری دانشگاه شهید چمران اهواز در قالب پژوهانه (SCU.EM1402.73332) در انجام این تحقیق سپاسگزاری می‌گردد.

مراجع

[1] F. Hosseini, A. H. Meghdadi, M. Davazdah Emami, E. Mohseni, and N. Najari, "Umerical Simulation of Elbow Erosion with Circumferential Welding in Two-Phase Gas Flow," *Journal Of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 31, no. 2, pp. 141-156, 2020. (In Persian) https://doi.org/10.22067/fum-mech.v31i2.84757

[2] S. J. Lorenz, F. Sadeghi, H. K. Trivedi, L. Rosado, M. S. Kirsch, and C. Wang, "A continuum damage mechanics

finite element model for investigating effects of surface roughness on rolling contact fatigue," *International Journal of Fatigue*, vol. 143, p. 105986, 2021. https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105986

[3] R. Guan, D. Wang, W. Yu, C. Chen, and S. Yang, "An analysis of gear wear and micro-pitting evolution during contact fatigue," *Journal of Physics: Conference Series: IOP Publishing*, vol. 2825, no. 1, p. 012030, 2024. https://doi.org/10.1088/1742-6596/2825/1/012030

[4] M. Keshtgar, M. Shariati, and k. farhang dost, "Prediction of High Cycle Fatigue Life with Variable Loading Amplitude using Thermography Method," *Journal Of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 36, no. 2, pp. 59-76, 2024. (In Persian) https://doi.org/10.22067/jacsm.2023.83002.1189

[5] W. D. Marscher, "Thermal versus mechanical effects in high speed sliding," *Wear*, vol. 79, no. 1, pp. 129-143, 1982. https://doi.org/10.1016/0043-1648(82)90209-5

[6] G. Deng *et al.*, "Effects of normal load and velocity on the dry sliding tribological behaviour of CoCrFeNiMo0.2 high entropy alloy," *Tribology International*, vol. 144, p. 106116, 2020. https://doi.org/10.1016/j.triboint.2019.106116

[7] Y. Murugesan, S. P. Venugopalan, and L. Nicola, "On sub-surface stress caused by contact roughness in compressible elastic solids," *Tribology International*, vol. 159, p. 106867, 2021. https://doi.org/10.1016/j.triboint.2021.106867

[8] S.-y. Zhang *et al.*, "Study on wear and rolling contact fatigue behaviours of defective rail under different slip ratio and contact stress conditions," *Tribology International*, vol. 169, p. 107491, 2022. https://doi.org/10.1016/j.triboint.2022.107491

[9] K. Holmberg *et al.*, "Topography orientation effects on friction and wear in sliding DLC and steel contacts, part 3: Experiments under dry and lubricated conditions," *Wear*, vol. 486, p. 204093, 2021. https://doi.org/10.1016/j.wear.2021.204093

[10] S.-M. Bae, K.-J. Seo, and D.-E. Kim, "Effect of friction on the contact stress of a coated polymer gear," *Friction*, vol. 8, pp. 1169-1177, 2020. https://doi.org/10.1007/s40544-020-0363-6

[11] M. Ciavarella and P. Decuzzi, "The state of stress induced by the plane frictionless cylindrical contact. II. The general case (elastic dissimilarity)," *International Journal of Solids and Structures*, vol. 38, no. 26-27, pp. 4525-4533, 2001. https://doi.org/10.1016/S0020-7683(00)00290-0

[12] X. He *et al.*, "Empirical relationship between interfacial shear stress and contact pressure in micro-and macro-scale friction," *Tribology International*, vol. 155, p. 106780, 2021. https://doi.org/10.1016/j.triboint.2020.106780

[13] O. I. Abdullah, J. Schlattmann, A. Senatore, L. A. Sabri, and W. S. A. Al-Sahb, "Effect of sliding speed on the thermal stresses of single-disk friction clutches," *Journal of Failure Analysis and Prevention*, vol. 20, pp. 1534-1540, 2020. https://doi.org/10.1007/s11668-020-00945-3

[14] F. Kennedy and S. Hussaini, "Thermo-mechanical analysis of dry sliding systems," *Computers & Structures*, vol. 26, no. 1-2, pp. 345-355, 1987. https://doi.org/10.1016/0045-7949(87)90264-1

[15] J. F. Lin, J. C. Chung, J. W. Chen, and T. C. Liu, "Thermal analysis of the transient temperatures arising at the contact spots of two sliding surfaces," *Journal of Tribology*, vol. 127, no. 4, 2005. https://doi.org/10.1115/1.2000983

[16] R. Vijaywargiya and I. Green, "A finite element study of the deformations, forces, stress formations, and energy losses in sliding cylindrical contacts," *International Journal of Non-Linear Mechanics*, vol. 42, no. 7, pp. 914-927, 2007. https://doi.org/10.1016/j.ijnonlinmec.2007.03.017

[17] A. P. Hekimoğlu and T. Savaşkan, "Effects of contact pressure and sliding speed on the unlubricated friction and wear properties of Zn-15Al-3Cu-1Si alloy," *Tribology Transactions*, vol. 59, no. 6, pp. 1114-1121, 2016. https://doi.org/10.1080/10402004.2016.1141443

[18] Q. Chen and D. Li, "A computational study of frictional heating and energy conversion during sliding processes," *Wear*, vol. 259, no. 7-12, pp. 1382-1391, 2005. https://doi.org/10.1016/j.wear.2004.12.025

[19] C. Li, X. Deng, L. Huang, Y. Jia, and Z. Wang, "Effect of temperature on microstructure, properties and sliding wear behavior of low alloy wear-resistant martensitic steel", *Wear*, vol. 442, p. 203125, 2020. https://doi.org/10.1016/j.wear.2019.203125

[20] J. Gomes, O. Silva, C. Silva, L. Pardini, and R. Silva, "The effect of sliding speed and temperature on the tribological behaviour of carbon–carbon composites," *Wear*, vol. 249, no. 3-4, pp. 240-245, 2001. https://doi.org/10.1016/S0043-1648(01)00554-3

[21] F. Nazari and H. Hosseini Nik, "Investigating the effect of speed, pressure, and friction coefficient on temperature in a linear sliding system," *Journal of Mechanical Engineering, University of Tabriz*, vol. 54, no. 2, pp. 109-115, 2024. (In Persian)

[22] J. Sharifi Yalameh and A. Torabi, "Investigation of Slip Condition in the Elastohydrodynamic Lubrication," *Journal Of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 36, no. 2, pp. 129-144, 2024. (In Persian) https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.84427.1203

[23] M. E. Yousefzadeh Kouhbanani and A. M. Shafei, "Modeling and simulation of contact and friction forces in flexible robotic arms," *Journal Of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 36, no. 4, pp. 111-138, 2024. (In Persian) https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.88007.1256

[24] K. Chawla, "Grain boundary cavitation and sliding in copper/tungsten composites due to thermal stresses," *Philosophical Magazine*, vol. 28, no. 2, pp. 401-413, 1973. https://doi.org/10.1080/14786437308217462

[25] F. E. Kennedy Jr, "Thermal and thermomechanical effects in dry sliding," *Wear*, vol. 100, no. 1-3, pp. 453-476, 1984. https://doi.org/10.1016/0043-1648(84)90026-7

[26] I. Jasiuk, T. Mura, and E. Tsuchida, "Thermal stresses and thermal expansion coefficients of short fiber composites with sliding interfaces," *Journal of Engineering Materials and Technology*, vol. 110, no. 2, 1988. https://doi.org/10.1115/1.3226036

[27] J. L. Meriam, L. G. Kraige, and J. N. Bolton, *Engineering Mechanics: Dynamics*. John Wiley & Sons, 2020.

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics, 37, 4, 2025. (57-72)

Ferdowsi University of Mashhad

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics

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

Society of Manufacturing Engineering of Iran

Nonlinear Dynamic Analysis and Control of Active Inertial Vibration Absorber*

Research Article

Kiarash Niroumand[1], Akbar Allahverdizadeh[2]

10.22067/jacsm.2025.92012.1313

***Abstract*-- Active vibration control plays a vital role in minimizing vibrations in lightweight structures. A crucial part of this system is the actuator, which applies a control force to minimize vibrations. A commonly used type of actuator is the inertial electromagnetic actuator, which generates force by accelerating a proof mass. Although it has many benefits, its nonlinear behavior when the proof mass reaches its displacement limit can negatively affect vibration attenuation performance. This research first investigates the actuator's force generation mechanism and its nonlinear behavior under displacement saturation. Then, a nonlinear sliding mode control method is implemented on a nonlinear base system. A Luenberger observer estimates the system's disturbance force in order to use in control algorithm. Finally, the controlled structural displacement is compared using both linear velocity feedback control and the sliding mode control method. The results demonstrate improved vibration damping performance, prevention of the proof mass collision with the actuator's casing, and enhanced system stability.**

***Key Words:* Active vibration control, Electromagnetic actuator, Nonlinear control, Sliding mode, Luenberger observer**

1- Introduction

Active vibration control plays a vital role in minimizing vibrations of lightweight structures. One of the main components of such systems is the actuator, which applies control forces to the structure to reduce vibration amplitudes[1]. A common type of actuator is the inertial electromagnetic actuator, which generates the required control force. In general, an inertial actuator consists of a magnetic mass with a specific weight (proof mass), an electric coil, and a suspension system that connects the proof mass to its housing. The force generation mechanism in these actuators is based on the acceleration of the moving mass, which produces significant inertial forces. This displacement is created by the interaction between two magnetic fields: a static field from permanent magnets and a variable field induced by the coil's current. While various controllers can be used with this actuator, each has its own advantages and drawbacks. A typical example is linear velocity feedback control systems, which increase the structure's effective damping and reduce vibration levels[2]. However, a major limitation of these actuators is the nonlinear phenomenon of displacement (stroke) saturation: when the linear velocity feedback gain increases, the actuator's mass collides with its upper/lower housing limits, causing impacts that may lead to damage or control loop instability[3]. This study aims to employ a sliding mode control (SMC) approach to prevent stroke saturation in the actuator. The actuator's nonlinear nature prevents linear controllers from delivering optimal performance because they cannot employ sufficiently high gains. In addition to collision prevention, the proposed method demonstrates significantly enhanced vibration control performance over linear controller solutions.

2- Methods

The mechanical system investigated in this study for vibration control applications consists of a mass-spring-damper system integrated with an inertial actuator. The system configuration includes a linear mass and damper combined with a nonlinear spring, subject to excitation from an external harmonic disturbance force. The complete system schematic shown in Figure 1.

The nonlinear stiffness of the main mass spring is presented in Equation (1), defined as a third-order polynomial function.

$$p(x_1) = k_1 x_1 + k_{1p} x_1^3 \quad (1)$$

The system dynamics are introduced by three second-order differential equations, which are converted into six first-order state-space equations (Eqs. 2) through standard formulation. These equations describe: the controlled structure mass position (z_1), actuator housing position (z_3), and actuator proof mass position (z_5). The coupling stiffness parameter ($\mathbf{k_{coupling}}$) characterizes the actuator-structure connection, and the actuator housing's elastic behavior is modeled via springs with stiffness coefficient ($\mathbf{k_c}$), located at distance X_0 from the equilibrium midpoint

* Manuscript received 2025 February 4, Revised 2025 March 17, Accepted 2025 September 21.

[1] MSc, Faculty of Mechanical Engineering, University of Tabriz, Tabriz, Iran.

[2] Corresponding author. Associate professor, Faculty of Mechanical Engineering, University of Tabriz, Tabriz, Iran.

Email: allahverdizadeh@tabrizu.ac.ir

of proof mass. This complete state-space representation enables effective vibration control analysis and controller design.

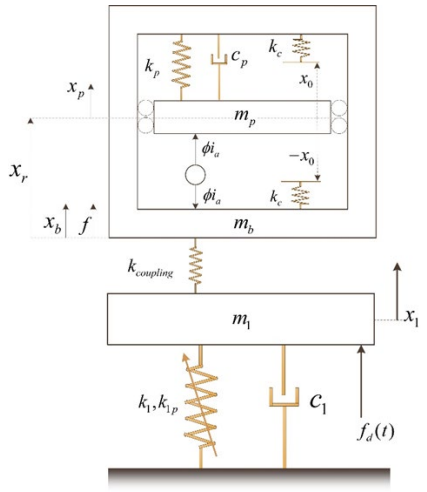


Figure 1. The main mechanical system with nonlinear inertial actuator

$$\begin{aligned}
\dot{z}_1 &= z_2 \\
\dot{z}_2 &= \frac{1}{m_1}(-k_1 z_1 - k_{1p} z_1^3 - c_1 \dot{z}_1 \\
&\qquad + k_{coupling}(z_3 - z_1) + f_d) \\
\dot{z}_3 &= z_4 \\
\dot{z}_4 &= \frac{1}{m_b}(-k_{coupling}(z_3 - z_1) + \kappa(z_5 - z_3) \\
&\qquad + c_p(z_6 - z_4) - \phi i_a) \\
\dot{z}_5 &= z_6 \\
\dot{z}_6 &= \frac{1}{m_p}(-\kappa(z_5 - z_3) - c_p(z_6 - z_4) + \phi i_a)
\end{aligned} \tag{2}$$

The coefficient $\mathbf{F_{ERF}}$ (Elastic Recovery Force) can be modeled using the piecewise linear function presented in Equation (3):

$$f_{ERF}(x_r) = \begin{cases} k_{sat}(x_r - x_0) + k_p x_0 & x_r \geq x_0 \\ k_p x_r & |x_r| < x_0 \\ k_{sat}(x_r + x_0) - k_p x_0 & x_r \leq -x_0 \end{cases} \tag{3}$$

The objective is to develop a control method using sliding mode control (SMC). Implementing this approach requires prior knowledge of the disturbance forces acting on the system.

The control strategy in this study begins with state feedback of the system. As shown in the block diagram of Figure 2, the displacements of system masses are processed in both the controller and estimator algorithms to generate the output current i□. The estimator output (ξ) is fed into the controller along with system states, and finally being applied to the system as the control current

The only prior knowledge about the system's disturbance force is its harmonic nature. An appropriate estimation method must provide the control system with a disturbance estimate for controller implementation. Among various observer types, the Luenberger observer is employed.

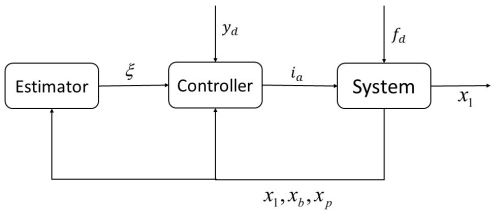


Figure 2. Block diagram of the control system

For this system, the Luenberger observer takes the form of Equations (4). By selecting coefficients β such that the characteristic polynomial satisfy the Hurwitz criterion, the observer's differential error equation stability is guaranteed, with the error converging asymptotically to zero at an exponential rate.

$$\begin{aligned}
\hat{n}_0 &= \hat{n}_1 + \beta_{r+1}(y - \hat{y}) \\
\hat{n}_1 &= \frac{1}{m_1}(-k_1 n_0 - k_{1p} n_0^3 - c_1 n_1 + k_{coupling}(z_3 - n_0)) \\
&\qquad + \hat{\xi}_1 + \beta_r(y - \hat{y}) \\
\dot{\hat{\xi}}_1 &= \hat{\xi}_2 + \beta_{r-1}(y - \hat{y}) \\
\dot{\hat{\xi}}_2 &= \hat{\xi}_3 + \beta_{r-2}(y - \hat{y}) \\
&\vdots \\
\dot{\hat{\xi}}_{r-1} &= \hat{\xi}_r + \beta_1(y - \hat{y}) \\
\dot{\hat{\xi}}_r &= \beta_0(y - \hat{y})
\end{aligned} \tag{4}$$

The sliding surface is taken as the third-order expression given in Equation (5). The control objective is to determine the current i_a such that the sliding variable s converges to zero. Throughout all equations, the tracking error is defined as $\boldsymbol{e = y_d - y}$, where $\boldsymbol{y_d}$ represents the desired output and y denotes the actual system output.

$$s = e^{(3)} + 3\lambda\ddot{e} + 3\lambda^2\dot{e} + \lambda^3 e \tag{5}$$

The control input, designed to drive the system states toward the sliding surface, is given by Equation (6). The parameters υ and $F(z_1, z_2, z_3)$ are functions of the known system states and their derivatives.

$$\phi i_a = \frac{m_b m_1}{k_{coupling}}(y_d^{(4)} + F(z_1, z_3, z_5) - \upsilon) \tag{6}$$

This equation serves as the system's primary control input, ensuring all state variables reach the sliding surface. To maintain the states on the sliding manifold, switching action must be applied. Through the saturation function in Equation (7), the controller not only confines the states to the sliding surface vicinity but also eliminates state trajectory chattering phenomena.

$$sat(s) = \begin{cases} 1 & s/\varepsilon > 1 \\ s/\varepsilon & -1 < s/\varepsilon < 1 \\ 1 & s/\varepsilon < 1 \end{cases} \tag{7}$$

The final actuator control input is given by Equation (8), where K represents the switching gain and ε determines the boundary layer thickness that prevents excessive chattering. The equivalent control term $(\phi i_a)_{eq}$ in this equation is directly obtained from Equation (6). This formulation ensures robust tracking performance while maintaining system stability through proper

selection of these key parameters. The boundary layer technique effectively smooths the control signal, eliminating high-frequency oscillations without compromising the sliding mode controller's inherent robustness properties.

$$\phi i_a = (\phi i_a)_{eq} - sat(s) \quad (8)$$

3- Verification

To validate the simulation results against reference data, the actuator model was first analyzed in its linear form with a fixed-base connection, followed by evaluation of the nonlinear model using reference parameters[4]. Under an excitation current of i_a = 62.5 mA and ϕ = 1.6, the frequency response of the grounded actuator system and validation results are presented in Figures 3 and 4, respectively.

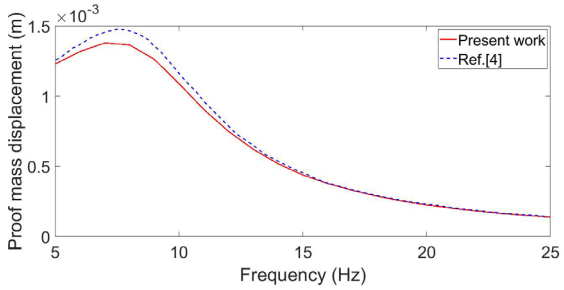


Figure 3. Validation of simulation results against reference data for the linear grounded actuator system.

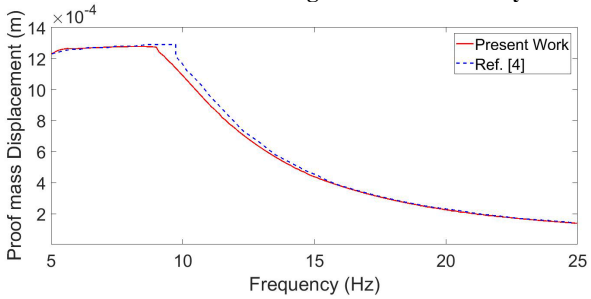


Figure 4. Validation of simulation results against reference data for the nonlinear grounded actuator system

4- Results and Discussion

Through simulations of the grounded actuator system, the displacement results of the actuator proof mass (m_p) for both linear and nonlinear cases are presented in Figure 5. As shown by the solid-line plot, under identical excitation conditions, the nonlinear system exhibits distinct behavior when reaching the upper and lower displacement limits, with its displacement never exceeding 0.04 meters. Figure 6 displays the phase portrait of the proof mass for both cases, where the higher velocity variations (greater acceleration) during impact events demonstrate the generation of higher accelerations and impulsive forces.

The disturbance force employed in this simulation consists of a harmonic combination of multiple sinusoidal forces with different frequencies and amplitudes. This disturbance force is applied to the primary mass according to Equation (9) and the configuration shown in Figure 1[5].

$$f_d(t) = 0.3sin(21.45t) + 0.4sin(18.26t) + 0.45sin(4.9t) \quad (9)$$

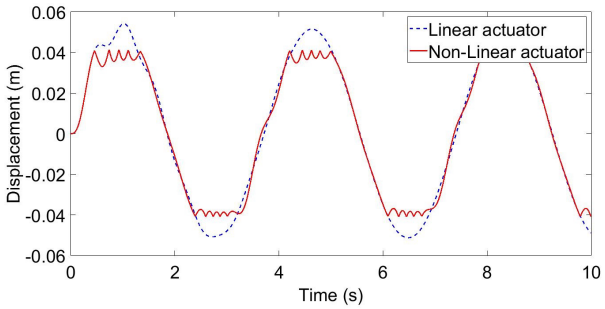


Figure 5. Displacement response of the proof mass in both linear and nonlinear actuator configurations.

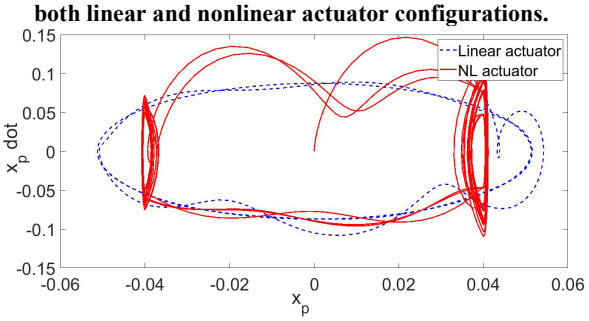


Figure 6. Phase portrait of the actuator proof mass for both linear and nonlinear operational modes.

Based on the Luenberger observer formulation in Equations (4), the coefficients β were determined through pole placement of the Hurwitz characteristic polynomial. The selected values are summarized in Table 1. Figure 7 demonstrates excellent convergence between the observer's estimated disturbance (ξ) and the actual disturbance force ($\mathbf{F_d}$), validating the observer design.

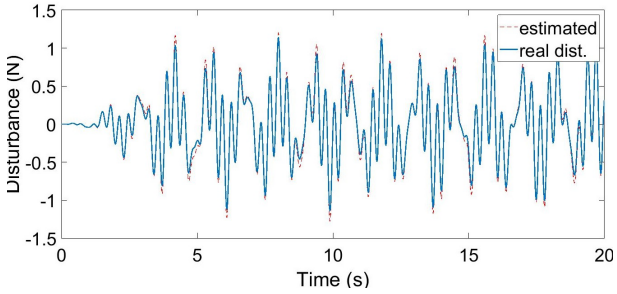


Figure 7. Comparison between the actual disturbance force and the estimated force from the Luenberger observer.

Table 1. Observer parameters

value	*parameter*
1600	β_5
1.12×10^6	β_4
4.48×10^8	β_3
1.12×10^{11}	β_2
1.792×10^{13}	β_1
1.792×10^{15}	β_0

Figure 8 demonstrates the displacement response of the controlled mass (m_1) under different control scenarios. Initially, the linear controller reduces the vibration amplitude of m_1 compared to the uncontrolled case before t = 5 s. However, instability emerges as the actuator proof

mass impacts its displacement limits, causing vibration amplification. In contrast, the nonlinear controller achieves a remarkable two-order-of-magnitude reduction in displacement amplitude (from 10^{-3} m to 10^{-5} m), effectively suppressing vibrations and eliminating instability caused by impacts.

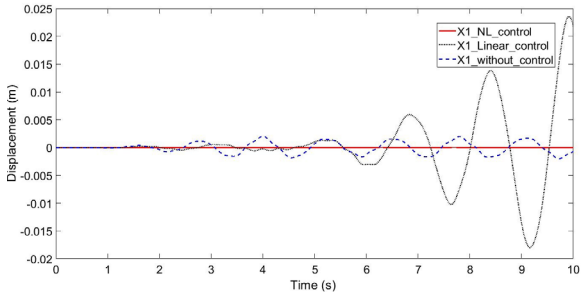


Figure 8. Displacement of the primary mass under nonlinear control, linear control, and uncontrolled conditions.

Simulation results demonstrate the displacement behavior of the actuator proof mass under three distinct control scenarios (Figure 9). The velocity feedback controller exhibits clear instability when impact events occur between the proof mass and actuator housing, as evidenced by the large displacement spikes in the time-domain response. In contrast, the proposed nonlinear control method effectively constrains the proof mass motion, preventing these destabilizing collisions while maintaining vibration suppression performance.

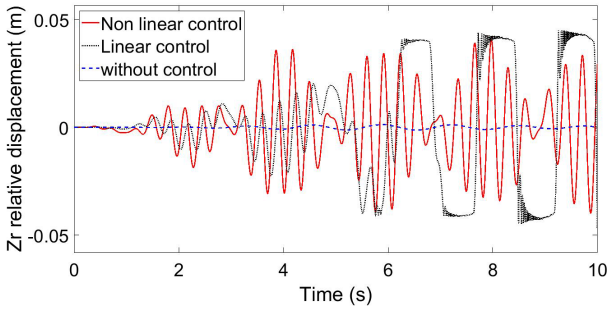


Figure 9. Relative displacement of the actuator proof mass under nonlinear control, linear control, and uncontrolled conditions

To evaluate the system's practical performance when the mass, stiffness, or damping of the controlled structure changes, we simulated various parameter values while keeping other parameters constant. The damping coefficient c_1 and stiffness parameters k_1 , k_{1p} of the controlled structure were separately tested across ranges of 0.01 to 10 and 44 to 4400, respectively, with no significant change observed in the vibration amplitude of the primary system. However, when the main mass m_1 (design value: 10 kg) deviated significantly from its nominal value, the estimator became unstable, producing unreliable outputs and causing system-wide instability. Through iterative testing, the overall system demonstrated acceptable performance within a mass range of approximately 7 to 15 kg, showing good agreement with the 10 kg design condition (Figure 10).

To demonstrate system instability outside the stable operating range, simulations were conducted at extreme mass values of 6 kg and 16 kg (Figure 11). The results clearly show destabilizing behavior in both cases.

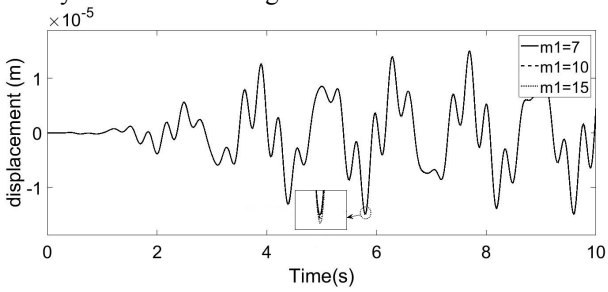


Figure 10. Variation of the primary system mass and its performance compatibility with the 10 kg nominal design condition

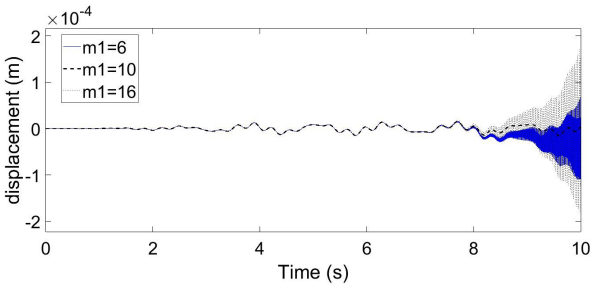


Figure 11. System instability due to primary mass variations at 6kg and 16 kg

5- Conclusion

In this study, a nonlinear structural model with an inertial actuator was used to evaluate the performance of sliding mode control (SMC). By incorporating a Luenberger observer for disturbance estimation, the results demonstrated significant vibration improvement compared to linear control methods. The proposed nonlinear controller not only reduced system vibration amplitudes but also prevented collisions between the actuator's proof mass and its housing - a critical instability source in linear control systems. Furthermore, the robust sliding mode control enhanced system performance under parameter variations and uncertainties, showing superior adaptability compared to conventional approaches.

Reference

[1] A. Preumont, *Vibration control of active structures: an introduction*. Springer, 2018.

[2] F. J. Fahy, *Sound and structural vibration: radiation, transmission and response*. Elsevier, 2007.

[3] L. Wilmshurst, M. Ghandchi Tehrani, and S. Elliott, "Active control and stability analysis of flexible structures using nonlinear proof-mass actuators," 2014.

[4] M. Dal Borgo, M. G. Tehrani, and S. J. Elliott, "Identification and analysis of nonlinear dynamics of inertial actuators," *Mechanical Systems and Signal Processing,* vol. 115, pp. 338-360, 2019.

[5] M. AbdolMohammadi, H. Ahmadi, S. M. Varedi-Koulaei, and J. Ghalibafan, "Active Vibration Control of a Nonlinear System with Optimizing The Controller Coefficients Using Metaheuristic Algorithms," *AUT Journal of Mechanical Engineering,* vol. 5, no. 4, pp. 511-534, 2021.

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک، ۳۷، ۴، ۱۴۰۴. (۷۲-۵۷)

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

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

انجمن مهندسی ساخت و تولید ایران

تحلیل دینامیک غیرخطی و کنترل جاذب فعال ارتعاش مبتنی بر اینرسی*

مقاله پژوهشی

کیارش نیرومند[۱] اکبر اللهوردی‌زاده[۲]

10.22067/jacsm.2025.92012.1313

چکیده *کنترل فعال ارتعاشات نقشی اساسی در تضعیف ارتعاش سازه‌های سبک‌وزن ایفا می‌کند. از اجزای اصلی این سیستم عملگر می‌باشد که با اعمال نیروی کنترلی به سازه منجر به کاهش دامنه ارتعاشات می‌شود. یکی از انواع متداول عملگرها، عملگر الکترومغناطیس مبتنی بر اینرسی است که به وسیله شتاب‌دهی به یک جرم مبنا، نیروی مورد نیاز کنترل‌کننده تولید می‌شود. علی‌رغم مزایای متعدد این عملگر، رفتار غیرخطی آن در زمان وقوع پدیده اشباع جابه‌جایی باعث اختلال در عملکرد تضعیف ارتعاشات می‌گردد. در تحقیق حاضر ابتدا نحوه تولید نی رو و رفتار غیرخطی عملگر در پدیده اشباع جابه‌جایی بررسی گردید. سپس عملکرد آن به وسیله استراتژی کنترل غیرخطی مود لغزشی بر روی یک سیستم پایه غیرخطی مورد ارزیابی قرار گرفت. همچنین نیروی اغتشاش سیستم توسط مشاهده‌گر لیونبرگر محاسبه شد. در ادامه جابه‌جایی سازه تحت کنترل در حالت‌های کنترل‌کننده خطی فیدبک سرعت و کنترل‌کننده مود لغزشی مقایسه گردید که با توجه به نتایج، علاوه بر بهبود در عملکرد تضعیف ارتعاش از برخورد جرم مبنا با پوسته عملگر جلوگیری شده و پایداری سیستم برقرار شد.*

واژه‌های کلیدی کنترل فعال ارتعاشات، عملگر الکترومغناطیس، کنترل غیرخطی، مود لغزشی، تخمین‌گر لیونبرگر.

مقدمه

در فرایند طراحی سازه‌ها، دستیابی به تعادل بین سه عامل کلیدی سبک‌سازی، مقاومت و انعطاف‌پذیری همواره مورد توجه مهندسان بوده است. کاهش وزن سازه، به ویژه در صنایع حساس مانند هوافضا، منجر به صرفه‌جویی قابل توجه در هزینه‌های ساخت و بهره‌برداری می‌شود. با این حال، کاهش وزن سازه‌ها می‌تواند آن‌ها را مستعد آسیب‌پذیری در برابر ارتعاشات ناخواسته قرار دهد. ارتعاشات به عنوان نیروی نوسانی، می‌تواند به دلایل مختلفی مانند نیروهای خارجی، عدم تعادل در اجزای سازه یا حتی جریان سیال اطراف سازه ایجاد شود که نهایتا منجر به افزایش تنش‌ها، تغییرشکل‌های بیش از حد و در نهایت تخریب سازه شود. برای جلوگیری از وقوع چنین حوادثی، مهندسان باید به منظور اطمینان از ایمنی و عملکرد مطلوب سازه‌ها و تجهیزات، به طور دقیق پدیده‌های دینامیکی را مورد بررسی قرار دهند. امروزه عمده سیستم‌ها و پژوهش‌های مهندسی به سمت سازه‌های مکاترونیکی هوشمند (Smart mechatronic structures) در حال پیشرفت است که مشخصه‌های جالب توجهی اعم از سبک‌وزن و انعطاف‌پذیر و چندمنظوره بودن را دارا هستند. معمولا این سازه‌ها از مواد نوین کامپوزیتی ساخته می‌شوند. مشخصه این سازه‌ها مانند وزن سبک و انعطاف‌پذیر بودن باعث ظهور اهمیت پرداختن به دینامیک آن‌ها می‌گردد [1]. دینامیک، مطالعه رفتار سیستم‌ها در طول زمان است و در مورد سازه‌های مکاترونیکی هوشمند، به بررسی نحوه عملکرد آن‌ها تحت تأثیر نیروهای اعمال شده و همچنین ارتعاشات و نوسانات می‌پردازد.

در حوزه کنترل ارتعاشات یکی از روش‌های نوین مورد

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۳/۱۱/۱۶ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۴/۷/۳۰ می باشد.

(۱) کارشناسی ارشد، گروه مهندسی مکاترونیک، دانشگاه تبریز، تبریز.

(۲) نویسنده مسئول، دانشیار، گروه مهندسی مکاترونیک، دانشگاه تبریز، تبریز.

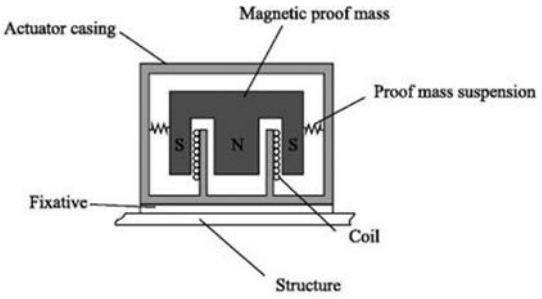
Email: allahverdizadeh@tabrizu.ac.ir

استفاده توسط پژوهشگران کنترل فعال ارتعاش (Active vibration control) می‌باشد. این روش با اعمال یک نیروی دینامیکی کنترلی به سازه به طور فعال در جهت کاهش پاسخ ارتعاشی آن تلاش می‌کند. در مقایسه با کنترل غیرفعال، کنترل فعال تطبیق‌پذیری به مراتب بالاتری از خود نشان می‌دهد. تفاوت اصلی بین دو روش فعال و غیرفعال، استفاده یا عدم استفاده از یک منبع انرژی خارج از سیستم و استفاده از تجهیزات قابل تنظیم به نام عملگر (Actuator) است [2]. از راه حل‌های رایج، سیستم‌های کنترل‌کننده فیدبک سرعت (VFCs (Velocity feedback controllers) می‌باشد که با افزایش میرایی مؤثر سازه باعث کاهش سطح ارتعاشات سازه می‌شوند [3].

یک مجموعه کنترلی فیدبک سرعت معمولا شامل یک عملگر متصل به سازه، سنسور و کنترل کننده است که سنسور سیگنال سرعت را به واسطه کنترل کننده به عملگر وارد می‌کند. هدف عملگر نیز اعمال یک نیروی کنترلی به سازه متناسب با سرعت است که منجر به کاهش سطح ارتعاشات سازه می‌گردد [4]. با چشم‌پوشی از دینامیک داخلی عملگر در صورت نصب سنسور و عملگر در یک نقطه از سازه (آرایش بر هم نهاده (Collocated)) این استراتژی کنترلی سیستم را همواره پایدار خواهد داشت [5].

در میان انواع مختلف عملگرها، عملگرهای مبتنی اینرسی، فناوری نوظهوری هستند که با استفاده از اصل اینرسی، نیروهای لازم برای کنترل ارتعاشات را تولید می‌کنند. یک عملگر مبتنی بر اینرسی شامل یک جرم مغناطیسی با مقدار مشخص جرمی (Proof mass) یک سیم‌پیچ الکتریکی و سیستم تعلیق است که جرم مبنا را به بدنه خود متصل می‌کند [4]. شماتیک این نوع عملگر را در شکل (۱) می‌توان مشاهده کرد.

اساس تولید نیرو در این عملگرها، جابه‌جایی شتابدار جرم متحرک است که منجر به ایجاد نیروهای اینرسی قابل توجهی می‌شود. این جابه‌جایی توسط نیروی تولیدی با تعامل دو میدان مغناطیسی ثابت ناشی از آهنربای دائم و و میدان مغناطیسی متغیر ناشی از جریان عبوری از سیم‌پیچ ایجاد می‌شود. این میدان‌ها بر روی یک جرم با مقدار مشخص اعمال می‌گردند و باعث شتاب آن می‌شوند. شتاب جرم، عکس‌العملی به بدنه عملگر وارد می‌کند و نیروی مورد نظر را ایجاد می‌کند. به دلیل ساختار ساده، اندازه کوچک و وزن کم و قابلیت الصاق به یک سازه موجود، این عملگرها برای کاربرد در سیستم‌های با محدودیت فضایی همچون فضاپیماها، ماهواره‌ها و سازه‌های عمرانی بسیار مناسب هستند [6-8]. علاوه بر این قابلیت کنترل‌پذیری بالا و پاسخ سریع از دیگر مزایای این نوع عملگرها محسوب می‌شوند.



شکل ۱ اجزای عملگر مبتنی بر اینرسی [9]

عملگرهای الکترومغناطیسی مبتنی بر اینرسی، با وجود مزایای مختلف، با چالش‌هایی روبه‌رو هستند که عملکرد آن‌ها را محدود می‌کند.

اینمان [10] در بررسی‌های خود به تأثیر دینامیک داخلی عملگر در پایداری و عملکرد آن در کنترلگرهای فیدبک سرعت اشاره می‌کند که سیستم فعال به صورت شرطی پایدار می‌گردد. الیوت و همکاران [11] به وجود یک مقدار بیشینه ضریب بهره در سیستم کنترل فیدبک سرعت اشاره کردند. تحقیقات نشان داده است که اگر عملگر مبتنی بر اینرسی فرکانس طبیعی پایینی داشته باشد می‌توان از ضرایب بهره بالاتر استفاده کرد.

در کاربردهای عملی یکی از این چالش‌های عملگر، پدیده اشباع جابه‌جایی است که در اثر برخورد جرم متحرک به بدنه عملگر رخ می‌دهد. این پدیده معمولا در فرکانس‌های بسیار پایین و یا جریان ورودی بالا، در عملگر مبتنی بر اینرسی مشاهده می‌شود [12]. پدیده اشباع جابه‌جایی یک پدیده غیرخطی سخت (Non-smooth nonlinearity) است که در اثر برخورد جرم درون عملگر به بدنه آن اتفاق می‌افتد. این پدیده به علت تولید نیروی‌های ضربه‌ای پتانسیل تخریب قسمت‌هایی از عملگر و حتی سازه تحت کنترل را دارد. این مسئله به صورت تئوری و تجربی در مطالعات باومن و همکاران [9,13] و ویلمشورست و همکاران [14] مشاهده شد که نیروهای ضربه‌ای ناشی از این پدیده می‌تواند منجر به ناپایداری در سیستم کنترل حلقه بسته فیدبک سرعت گردد. بر اساس مطالعه و آزمایش‌ها گاردونیو و

همکاران [12] اعمال تغییر در طراحی و هندسه عملگر به علت کاهش عملکرد تضعیف ارتعاشات در اغلب مواقع امکان‌پذیر نمی‌باشد. همچنین طراحی عملگر با محدوده جابه‌جایی زیاد منجر به ساقط شدن مزیت کم وزن بودن عملگر مبتنی بر اینرسی می‌گردد و علاوه بر این جابه‌جایی زیاد جرم داخلی عملگر منجر به پیچیدگی المان‌های داخلی آن از جمله سیستم تعلیق می‌شود.

پژوهش‌های مختلفی در حوزه مرتفع کردن پدیده اشباع جابه‌جایی (Stroke saturation) عملگرهای مبتنی بر اینرسی انجام شده است. اولین بررسی را می‌توان در پژوهش پولیتانسکی و پیلکی [15] یافت که به وسیله یک حلقه کنترلی خطی نیمه‌بهینه (Suboptimal feedback controller) فیدبک موقعیت با استفاده از یک عملگر مبتنی بر اینرسی، یک تیر یک سر گیردار را کنترل کرد؛ اما از طرف دیگر این روش محدودیت‌هایی در خروجی بهینه عملگر ایجاد می‌کرد. پژوهش‌ها در ادامه به سمت اضافه کردن یک حلقه کنترلی به حلقه کنترل فیدبک سرعت سوق پیدا کرد. لیندر و همکاران [16] کنترل کننده خود را به دو بخش حلقه‌های داخلی و خارجی تقسیم کردند. حلقه داخلی مستقیما مربوط به عملگر است و حلقه خارجی وظیفه افزایش میرایی مؤثر سازه را بر عهده دارد. ویلمشورست و همکاران [14] حلقه ثانویه را به صورت کنترل دو حالته روشن/ خاموش طراحی کردند که با نزدیک شدن جرم مبنا به پوسته، سیستم کنترلی فیدبک از کار می‌افتد. روشی تحت عنوان ضریب بهره برنامه‌ریزی شده (Gain scheduling) نیز برای اولین بار توسط گیلبرت و تان [17] ارائه شد و سپس توسط نویسندگان دیگر [18-20] به‌کارگیری و ارزیابی گردید. این استراتژی با کاهش ضریب بهره حلقه کنترلی فیدبک سرعت با نزدیک شدن جرم عملگر به بدنه باعث جلوگیری از برخورد و ناپایداری سیستم می‌شود و حتی در مواقعی به مقادیر بسیار نزدیک به صفر رسیده که عملا در آن لحظه سیستم از حالت فعال به غیرفعال تغییر می‌کند.

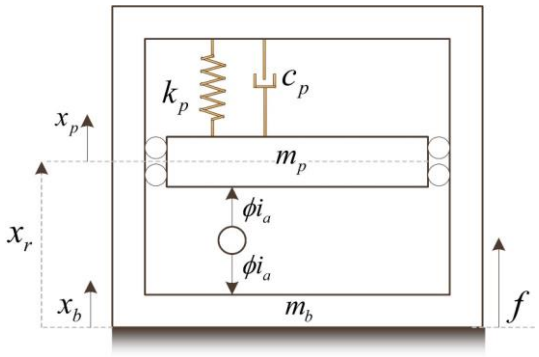
عبدالمحمدی و همکاران [21] به بررسی کنترل ارتعاشات یک سیستم پایه غیرخطی با استفاده از عملگر مبتنی بر اینرسی پرداختند. استراتژی کنترلی با استفاده از روش مود لغزشی است لیکن نحوه عملکرد و چالش‌های عملگر در پژوهش ایشان لحاظ نگردید.

این پژوهش به دنبال استفاده از روش کنترل غیرخطی مود لغزشی برای جلوگیری از وقوع پدیده اشباع جابه‌جایی عملگر است. به دلیل ذات غیرخطی سیستم عملگر، کنترل‌کننده‌های خطی به دلیل عدم امکان استفاده از ضرایب بهره بالاتر عملکرد بهینه‌ای را ندارند. روش به کار گرفته شده می‌تواند علاوه بر جلوگیری از برخورد جرم عملگر به منتهی‌الیه بالا و پایین، امکان افزایش کارایی کنترل ارتعاش سازه را در مقایسه با کنترل‌کننده خطی مهیا کند.

مواد و روش‌ها

مدل خطی عملگر متصل به زمین

در شکل (۲) شماتیکی از مدل خطی عملگر متصل به زمین مشاهده می‌شود که متشکل از جرم مبنای درونی عملگر، فنر، میراگر و نیروی تولید شده توسط تعامل (Interaction) جریان‌های مغناطیسی است. با توجه به اتصال پایه عملگر به زمین، جابه‌جایی متناظر با جرم m_b تأثیری در روابط این بخش نخواهد داشت ($x_b = 0$)



شکل ۲ اجزای عملگر مبتنی بر اینرسی

با توجه به قانون دوم نیوتن برای جرم m_p می‌توان نوشت:

$$\sum F = m_p\ddot{x}_r \rightarrow -c_p\dot{x}_r - k_p x_r + \phi i_a = m_p\ddot{x}_r \qquad (۱)$$

در رابطه (۱) پارامتر m_p جرم مبنای عملگر k_p سفتی سیستم تعلیق، c_p ضریب میرایی، ϕ ضریب تبدیل الکترومغناطیسی و i_a شدت جریان عبوری از سیم‌پیچ است. X_r نیز میزان جابه‌جایی جرم مبنا از موقعیت تعادل آن نسبت به پوسته در نظر گرفته می‌شود. نیرویی که به زمین منتقل می‌شود f نام‌گذاری شده است که حاصل جمع نیروهای اعمال شده به زمین ناشی از فنر، دمپر و نیروی الکترومغناطیس است. نهایتا با بازنویسی روابط، رابطه (۲) برای نیروی تولیدی عملگر به دست می‌آید. این رابطه بیانگر رابطه مستقیم نیروی تولید شده عملگر با شتاب جرم مبنا است.

$$f = -m_p \ddot{x}_r \quad (۲)$$

مدل غیرخطی عملگر متصل به زمین

مدل‌سازی الاستیک پوسته عملگر به وسیله فنرهایی با ضریب سفتی k_c در شکل (۳) نشان داده شده است و در فاصله X_0 از نقطه تعادل یا نقطه وسط عملگر قرار دارد. لذا بر اساس قانون دوم نیوتن با فرض اتصال پوسته عملگر به پایه ثابت مشابه مدل خطی عملگر در قسمت قبل می‌توان نوشت:

$$\sum F = m_p \ddot{x}_r \rightarrow -c_p \dot{x}_r - f_{ERF}(x_r) + \phi i_a = m_p \ddot{x}_r \quad (۳)$$

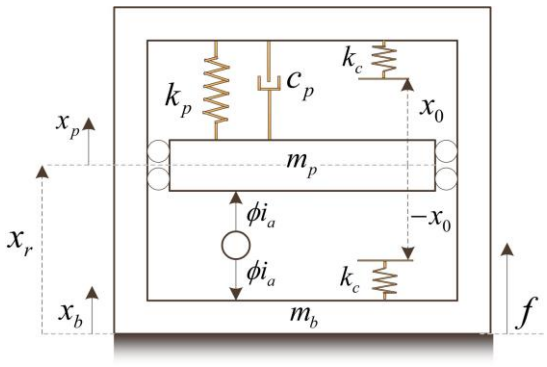
ضریب f_{ERF} که نیروی بازیابی الاستیک (Elastic restoring force) عملگر نام دارد به وسیله تابع خطی منفصل (Piecewise linear function) ارائه شده در رابطه (۴) می‌توان مدل کرد:

$$f_{ERF}(x_r) = \begin{cases} k_{sat}(x_r - x_0) + k_p x_0 & x_r \geq x_0 \\ k_p x_r & |x_r| < x_0 \\ k_{sat}(x_r + x_0) - k_p x_0 & x_r \leq -x_0 \end{cases} \quad (۴)$$

که در آن k_p سفتی سیستم تعلیق عملگر و k_{sat} سفتی سیستم در زمان برخورد جرم مبنا به پوسته و مواجهه با اشباع جابه‌جایی است که در رابطه (۵) بدان اشاره شده است:

$$k_{sat} = k_c + k_p \quad (۵)$$

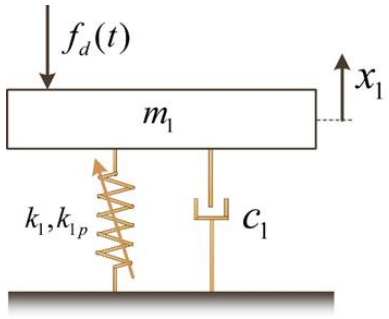
رابطه (۴) رابطه بین بازیابی الاستیک در سفتی سیستم عملگر و جابه‌جایی جرم مبنای درون پوسته را بیان می‌کند که با خارج شدن جرم مبنا از محدوده $\pm X_0$ به علت افزایش ناگهانی سفتی سیستم، نیرو به شدت افزایش می‌یابد.



شکل ۳ اجزای عملگر غیرخطی مبتنی بر اینرسی

سیستم مکانیکی تحت کنترل

سیستم مکانیکی مورد مطالعه برای کنترل و کاهش ارتعاشات یک سیستم جرم ـ فنر ـ دمپر به همراه عملگر مبتنی بر اینرسی است. این سیستم دارای یک جرم و دمپر خطی و یک فنر غیرخطی است که به وسیله یک نیروی اغتشاش هارمونیک خارجی $f_d(t)$ تحریک می‌شود. شکل (۴) وضعیت سیستم مکانیکی بدون عملگر را نشان می‌دهد.



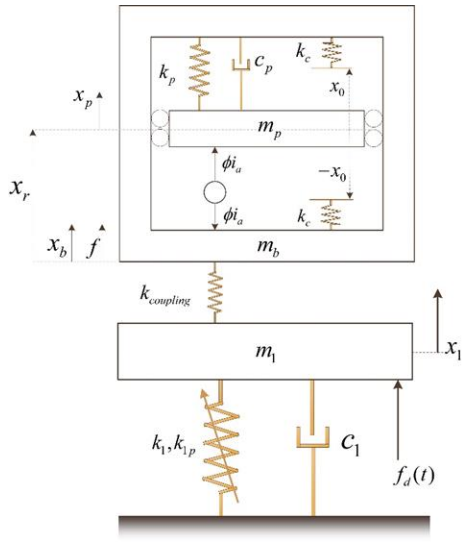
شکل ۴ شماتیک سیستم اولیه مکانیکی مورد مطالعه

مشخصه غیرخطی فنر جرم اصلی در رابطه (۶) ارائه شده که به صورت یک چندجمله‌ای درجه ۳ تعریف شده است. ضریب k_{1p} تعیین‌کننده نوع رفتار فنر است که در صورت مثبت بودن فنر سخت شونده و در صورت منفی بودن فنر نرم شونده است.

$$p(x_1) = k_1 x_1 + k_{1p} x_1^3 \quad (۶)$$

به منظور کنترل و کاهش ارتعاش سیستم فوق از عملگر مبتنی بر اینرسی استفاده می‌گردد. شکل (۵) شماتیک مکانیکی سیستم مورد نظر را نشان می‌دهد. پارامتر $k_{coupling}$ مشخصه اتصال بدنه عملگر به سازه تحت کنترل است که دارای سفتی مختص خود بوده و وابسته به نحوه اتصال است.

سیستم مورد مطالعه در شکل (۵) نشان داده شده که دارای ۳ جرم و ۳ درجه آزادی است. معادلات دیفرانسیل آن شامل ۳ معادله مرتبه دوم است. با توجه به الگوی استاندارد فضای حالت، تمام معادلات به مرتبه اول کاهش می‌یابد و در نتیجه ۶ معادله مرتبه اول حاصل می‌شود که در روابط (۷) ارائه گردیده است.



شکل ۵ سیستم مکانیکی اولیه به همراه عملگر غیرخطی مبتنی بر اینرسی

در روابط (۷) موقعیت جرم سازه تحت کنترل با پارامتر z_1 و موقعیت پوسته عملگر با z_3 و موقعیت جرم مبنای عملگر با z_5 نمایش داده می‌شود.

$$\dot{z}_1 = z_2$$

$$\dot{z}_2 = \frac{1}{m_1}(-k_1 z_1 - k_{1p} z_1^3 - c_1 \dot{z}_1 + k_{coupling}(z_3 - z_1) + f_d)$$

$$\dot{z}_3 = z_4$$

$$\dot{z}_4 = \frac{1}{m_b}(-k_{coupling}(z_3 - z_1) + \kappa(z_5 - z_3) + c_p(z_6 - z_4) - \phi i_a)$$

$$\dot{z}_5 = z_6$$

$$\dot{z}_6 = \frac{1}{m_p}(-\kappa(z_5 - z_3) - c_p(z_6 - z_4) + \phi i_a)$$

(۷)

کنترل سیستم جرم ـ فنر ـ دمپر با عملگر مبتنی بر اینرسی

رفتار دینامیکی غیرخطی عملگر مبتنی بر اینرسی می‌تواند منجر به ناپایداری کنترل کننده خطی فیدبک سرعت گردد [9]. هدف توسعه روش کنترلی با استفاده از کنترل کننده غیرخطی مود لغزشی (Sliding mode) است. به‌کارگیری این روش مستلزم داشتن اطلاعاتی از نیروی اغتشاش وارد شده به سیستم است.

تنها آگاهی از نیروی اغتشاش وارد شده به سیستم، هارمونیک بودن آن است که می‌بایست با به‌کارگیری روشی مناسب، تخمینی از آن برای استفاده در روابط کنترلی به سیستم ارائه داده شود. یکی از انواع مشاهده‌گرها، مشاهده‌گر لیونبرگر (Luenberger estimator) است.

برای طراحی مشاهده‌گر ابتدا باید از معادله $y = z_1$ تا جایی مشتق‌گیری شود تا پارامتر نیروی اغتشاش در آن ظاهر شود. به عبارتی سیستم مشاه ده‌گر نیازمند استخراج معادلات به فرم فلت (Flat) (وجود ورودی و خروجی سیستم در یک رابطه) است که در روابط (۸) ارائه شده است (ورودی سیستم نیروی اغتشاش و خروجی موقعیت جرم اصلی می‌باشد).

$$y = z_1$$

$$\frac{d}{dt}(y) = \dot{y} = \dot{z}_1 = z_2$$

$$\frac{d}{dt}(\dot{y}) = \ddot{y} = \dot{z}_2 = \frac{1}{m_1}(-k_1 z_1 - k_{1p} z_1^3 - c_1 \dot{z}_1 + k_{coupling}(z_3 - z_1) + f_d)$$

(۸)

برای تخمین سیگنال اغتشاش، تخمینگر لیونبرگر به‌کارگیری می‌شود. این تخمینگر به واسطه استفاده از سری تیلور که در معادله (۹) نشان داده شده است عمل پیش‌بینی را انجام می‌دهد [22,23]:

$$f_d(t) = \sum_{i=0}^{r-1} p_i t^i \qquad (۹)$$

در معادله سری تیلور فوق تمامی ضرایب p_i ناشناخته هستند و t متغیر زمانی سری است. معادلات فضای حالت سیگنال اغتشاش فرضی برای پیش‌بینی در روابط (۱۰) ارائه شده است. در این روابط پارامتر r نشان دهنده مرتبه معادلات و میزان دقت تخمین است. با افزایش r دقت و حجم پردازش افزایش می‌یابد.

$$\begin{aligned} \dot{\xi}_1 &= \xi_2 \\ \dot{\xi}_2 &= \xi_3 \\ &\vdots \\ \dot{\xi}_{r-1} &= \xi_r \\ \dot{\xi}_r &= 0 \end{aligned} \qquad (۱۰)$$

در روابط فوق $\xi_1 = f_d$ و $\xi_2 = \dot{f}_d$ و... $\xi_{r-1} = f_d^{(r-1)}$ است.

با توجه به روابط (۸) و جایگزینی f_d با روابط (۱۰) خواهیم داشت ($y = n_0$):

$$\begin{aligned}
\dot{n}_0 &= n_1 \\
\dot{n}_1 &= \frac{1}{m_1}(-k_1 n_0 - k_{1p} n_0^3 - c_1 n_1 \\
&\quad + k_{coupling}(z_3 - n_0)) + \xi_1 \\
\dot{\xi}_1 &= \xi_2 \\
\dot{\xi}_2 &= \xi_3 \\
&\vdots \\
\dot{\xi}_{r-1} &= \xi_r \\
\dot{\xi}_r &= 0
\end{aligned} \tag{۱۱}$$

با تعریف مشاهده‌گر لیونبرگر برای سیستم تعریف شده در روابط (۱۱) معادلات به شکل روابط (۱۲) خواهد بود:

$$\begin{aligned}
\hat{n}_0 &= \hat{n}_1 + \beta_{r+1}(y - \hat{y}) \\
\hat{n}_1 &= \frac{1}{m_1}\left(-k_1 n_0 - k_{1p} n_0^3 - c_1 n_1 + k_{coupling}(z_3 - n_0)\right) \\
&\quad + \hat{\xi}_1 + \beta_r(y - \hat{y}) \\
\hat{\xi}_1 &= \hat{\xi}_2 + \beta_{r-1}(y - \hat{y}) \\
\hat{\xi}_2 &= \hat{\xi}_3 + \beta_{r-2}(y - \hat{y}) \\
&\vdots \\
\hat{\xi}_{r-1} &= \hat{\xi}_r + \beta_1(y - \hat{y}) \\
\hat{\xi}_r &= \beta_0(y - \hat{y})
\end{aligned} \tag{۱۲}$$

برای دستیابی به معادله دینامیکی خطای تخمینگر روابط (۱۲) را از روابط (۱۱) کم می‌کنیم و با فرض $e_i = n_i - \hat{n}_i$ و $e_{z_i} = \xi_i - \hat{\xi}_i$ خواهیم داشت:

$$\begin{aligned}
\dot{e}_1 &= -\beta_{r+1} e_1 + e_2 \\
\dot{e}_2 &= -\beta_r e_1 + e_3 \\
\dot{e}_{z_1} &= -\beta_{r-1} e_1 + e_{z_2} \\
\dot{e}_{z_2} &= -\beta_{r-2} e_1 + e_{z_3} \\
&\vdots \\
\dot{e}_{z_{r-1}} &= -\beta_1 e_1 + e_{z_r} \\
\dot{e}_{z_r} &= -\beta_0 e_1
\end{aligned} \tag{۱۳}$$

لذا چندجمله‌ای مشخصه سیستم فضای حالت خطای تخمینگر برابر خواهد بود با:

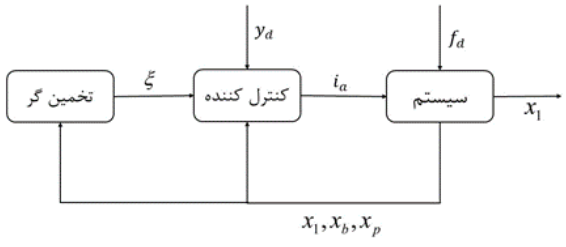
$$\begin{aligned}
p_0(s) &= s^{r+2} + \beta_{r+1} s^{r+1} + \beta_r s^r \\
&\quad + \beta_{r-1} s^{r-1} + \cdots + \beta_2 s^2 + \beta_1 s + \beta_0
\end{aligned} \tag{۱۴}$$

با انتخاب ضرایب β از معادله مشخصه به صورتی که چندجمله‌ای مشخصه آن هرویتز (Hurwitz polynominal) باشد؛ پایداری معادله دیفرانسیل خطای مشاهده‌گر تضمین شده و مقدار آن به صورت نمایی مجانبی به سمت صفر میل می‌کند. این بدین معنی است که قطب‌های سیستمی که مخرج تابع تبدیل آن معادله مشخصه فوق باشد (رابطه ۱۴)، باید اولا در سمت چپ محور موهومی باشد و ثانیا به اندازه کافی از آن دور باشد تا سرعت همگرایی آن مناسب سیستم قرار گیرد.

$$\begin{aligned}
TF = 1/&((s - pole(1))(s - pole(2))(s - \\
&pole(3))(s - pole(4))(s - \\
&pole(5))(s - pole(6)))
\end{aligned} \tag{۱۵}$$

بعد از انتخاب قطب‌ها در سمت چپ محور موهومی به روش جانمایی قطب‌ها، مخرج تابع تبدیل به فرم معادله مشخصه رابطه (۱۴) نوشته شده و ضرایب β به دست می‌آید (با مرتب‌سازی به فرم معادله مشخصه $p_0(s)$).

استراتژی کنترل در تحقیق حاضر از فیدبک حالت‌های سیستم شروع می‌شود. مطابق نمودار بلوکی شکل (۶) جابه‌جایی جرم‌های سیستم در روابط کنترل کننده و تخمینگر پردازش شده و خروجی i_a را به سیستم می‌دهد. خروجی تخمینگر تابع ξ است که به همراه حالت‌های سیستم وارد کنترل کننده شده و نهایتا به عنوان شدت جریان به سیستم اعمال می‌شود.



شکل ۶ نمودار بلوکی سیستم کنترلی

به منظور تعیین سطح لغزش فرم رایج به شکل رابطه (۹) را می‌توان در نظر گرفت که در آن مقدار k برابر $k = r - 1$ است که r مرتبه نسبی بین خروجی (y) و ورودی (u) است:

$$s = (\frac{d}{dt} + p)^k e \quad (۱۶)$$

برای یافتن مرتبه نسبی از خروجی (y) شروع به مشتق‌گیری و جای‌گذاری می‌کنیم تا ورودی (u) یا (ϕi_a) ظاهر شود. روابط (۱۷) نشان دهنده این عملیات می‌باشد:

$$\begin{aligned}
&y = z_1 \\
&\frac{d}{dt}(y) = \dot{y} = \dot{z}_1 = z_2 \\
&\frac{d}{dt}(\dot{y}) = \ddot{y} = \dot{z}_2 = \frac{1}{m_1}(-k_1 z_1 - k_{1p} z_1^3 - c_1 \dot{z}_1 \\
&\qquad + k_{coupling}(z_3 - z_1) + f_d) \\
&\frac{d}{dt}(\ddot{y}) = \dddot{y} = \frac{1}{m_1}(-k_1 \dot{z}_1 - 3k_{1p} z_1^2 \dot{z}_1 - c_1 \ddot{z}_1 \\
&\qquad + k_{coupling}(z_4 - \dot{z}_1) + \dot{f}_d) \\
&\frac{d}{dt}(\dddot{y}) = y^{(4)} = \frac{1}{m_1}(-k_1 \ddot{z}_1 - 3k_{1p}(2z_1 \dot{z}_1 \\
&+ \ddot{z}_1 z_1^2) - c_1 \ddot{z}_1 + k_{coupling}(\dot{z}_4 - \ddot{z}_1) + \ddot{f}_d)
\end{aligned} \quad (۱۷)$$

در رابطه آخر پارامتر $\dot{z}_4$ ظاهر شد که آن را از روابط (۷) در روابط (۱۷) جای‌گذاری می‌کنیم و خواهیم داشت:

$$\begin{aligned}
&y^{(4)} = \\
&\frac{1}{m_1}(-k_1 \ddot{z}_1 - 3k_{1p}(2z_1 \dot{z}_1 + \ddot{z}_1 z_1^2) - c_1 \ddot{z}_1 \\
&+ k_{coupling}(\left[\frac{1}{m_b}(-k_{coupling}(z_3 - z_1) + \kappa(z_5 \right. \\
&\left. - z_3) + c_p(z_6 - z_4) - \phi i_a)\right] - \ddot{z}_1) + \ddot{f}_d)
\end{aligned} \quad (۱۸)$$

همان طور که در رابطه (۱۸) می‌توان دید مرتبه نسبی ورودی و خروجی سیستم ۴ می‌باشد لذا مقدار r=4 است و $k = r - 1 = 3$ خواهد بود. بنابراین سطح لغزش را به صورت رابطه (۱۹) از مرتبه ۳ در نظر می‌گیریم. هدف کنترلی یافتن مقدار i_a به گونه‌ای است که متغیر s سطح لغزش به سمت صفر میل کند. در تمامی روابط مقدار خطا به شکل $e = y_d - y$ تعریف می‌شود.

$$s = e^{(3)} + 3\lambda \ddot{e} + 3\lambda^2 \dot{e} + \lambda^3 e \quad (۱۹)$$

ورودی کنترلی متناسب با سطح لغزش به منظور رسیدن حالت‌های سیستم به این سطح در رابطه (۲۰) ارائه شده است.

پارامترهای υ و $F(z_1, z_2, z_3)$ توابعی از حالت‌های معلوم سیستم و مشتقات آن می‌باشد.

$$\phi i_a = \frac{m_b m_1}{k_{coupling}}(y_d^{(4)} + F(z_1, z_3, z_5) - \upsilon) \quad (۲۰)$$

این رابطه به عنوان ورودی اولیه سیستم است که باعث می‌شود تمامی متغیرهای حالت به صفحه لغزش برسند. حال برای نگه داشتن حالت‌ها در منیفولد (Manifold) لغزش، نیاز به اعمال سوئیچینگ (Switching) است که در ابتدایی‌ترین حالت با تابع علامت (Sign function) رابطه (۲۱) قابل اعمال است و در آن پارامتر K ضریب سوئیچینگ است. جمله $(\phi i_a)_{eq}$ از رابطه (۱۳) به دست می‌آید.

$$\phi i_a = (\phi i_a)_{eq} - K\,\mathrm{sgn}(s) \quad (۲۱)$$

عمل سوئیچینگ معمولا باعث به وجود آمدن پدیده چترینگ (Chattering) مسیرهای حالت در اطراف سطح سوئیچینگ می‌شود؛ لذا برای کاهش این نوسانات تابع علامت با تابع اشباع (Saturation function) ارائه شده در رابطه (۲۲) جایگزین می‌گردد. در تابع اشباع پارامتر ε شاخص ثابت پیش‌بینی کننده ضخامت لایه مرزی است.

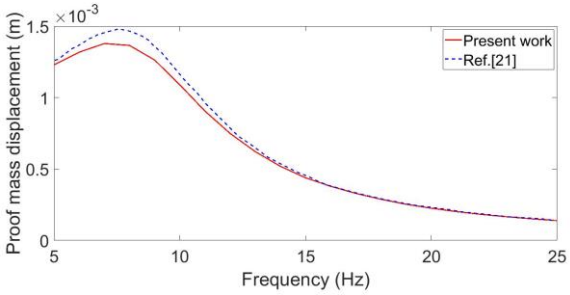
$$\mathrm{sat}(s) = \begin{cases} 1 & s/\varepsilon > 1 \\ s/\varepsilon & -1 < s/\varepsilon < 1 \\ 1 & s/\varepsilon < 1 \end{cases} \quad (۲۲)$$

که نهایتا معادله ورودی سیستم به شکل رابطه (۲۳) خواهد بود.

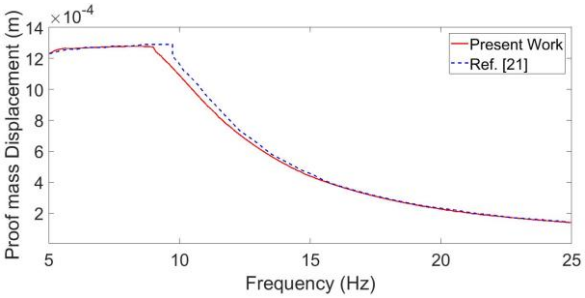
$$\phi i_a = (\phi i_a)_{eq} - \mathrm{sat}(s) \quad (۲۳)$$

اعتبارسنجی

جهت اعتبارسنجی نتایج شبیه‌سازی با مرجع [24] مقادیر مربوط به عملگر آن در روابط استخراج شده در بخش «مدل خطی عملگر متصل به زمین» و «مدل غیرخطی عملگر متصل به زمین» قرار داده شده و با توجه به مقدار تحریک $i_a = 62.5\ mA$ و $\phi = 1.6$ پاسخ فرکانسی سیستم عملگر متصل به زمین و نتایج اعتبارسنجی در شکل (۷) و شکل (۸) قابل مشاهده است.



شکل ۷ اعتبارسنجی نتایج شبیه‌سازی با مرجع [24] در عملگر خطی متصل به زمین



شکل ۸ اعتبارسنجی نتایج شبیه‌سازی با مرجع [24] در عملگر غیرخطی متصل به زمین

نتایج

با در نظر گرفتن روابط (۱) و (۳) و استفاده از نرم‌افزار متلب، نتایج به شرح ذیل تفسیر و بررسی می‌شود. پارامترهای مربوط در جدول (۱) ارائه شده است.

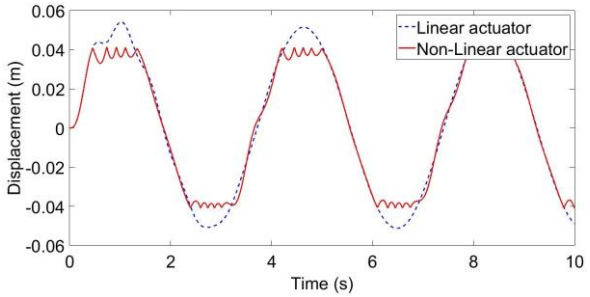
جدول ۱ مقادیر سیستم عملگر به‌تنهایی

پارامتر	نماد	مقدار
جرم مبنای عملگر	m_p	0.9 (kg)
سفتی فنر سیستم تعلیق	k_p	100 (N/m)
ضریب میرایی سیستم تعلیق	c_p	1.4 (N.s/m)
بیشینه جابه‌جایی جرم مبنا از نقطه تعادل	x_0	0.04 (m)
سفتی فنر در زمان برخورد	k_c	10000 (N/m)

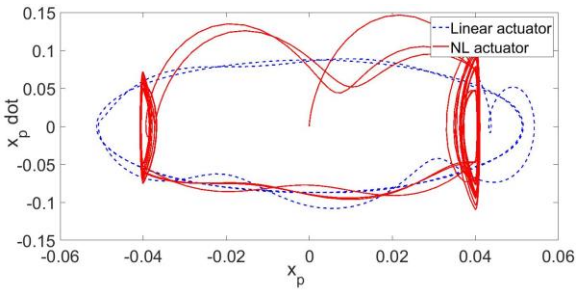
جابه‌جایی جرم مبنای عملگر (m_p) در حالت‌های خطی و غیرخطی در شکل (۹) نشان داده شده است. همان طور که در نمودار خط ممتد مشاهده می‌شود در شرایط تحریک یکسان برای هر دو سیستم، سیستم غیرخطی با برخورد به منتهی‌الیه‌های بالا و پایین رفتاری متفاوت از خود نشان می‌دهد و جابه‌جایی آن از مقدار ۰٫۰۴ متر بیشتر نمی‌شود. شکل (۱۰) منحنی فاز جرم مبنا را در دو حالت مذکور بیان می‌کند که در تغییرات سرعت بیشتر (شتاب بالاتر) در حالت برخورد جرم با بدنه مبین تولید شتاب‌های بالاتر و نیروهای ضربه‌ای می‌باشد.

نیروی اغتشاش به کار رفته در این شبیه‌سازی به‌صورت یک نیروی هارمونیک (Harmonic) متشکل از مجموع چند نیروی سینوسی با فرکانس و دامنه متفاوت می‌باشد. این نیروی اغتشاش طبق رابطه (۲۴) و با توجه به شکل (۴) به جرم اصلی اعمال می‌شود.

$$f_d(t) = 0.3\sin(21.45t) + 0.4\sin(18.26t) + 0.45\sin(4.9t) \quad (۲۴)$$



شکل ۹ نمودار جابه‌جایی جرم مبنا در دو عملگر خطی و غیرخطی



شکل ۱۰ نمودار منحنی فاز جرم مبنای عملگر در دو حالت خطی و غیرخطی

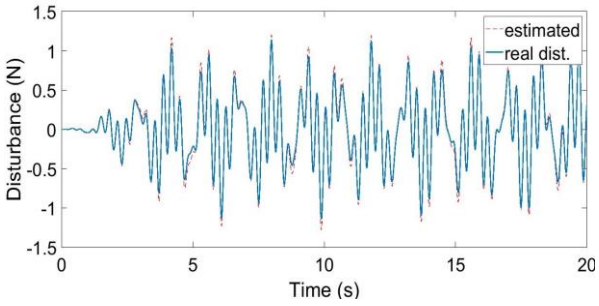
پارامترهای این شبیه‌سازی به شرح جدول (۲) در نظر گرفته شده است.

با توجه به مشاهده‌گر لیونبرگر در روابط (۱۲) و انتخاب مقادیر β به وسیله جانمایی قطب‌های چندجمله‌ای مشخصه هرویتز، این مقادیر به شرح جدول (۳) در نظر گرفته شده است. در نهایت با رسم نمودار ξ و f_d در شکل (۱۱) می‌توان انطباق

خوب مشاهده‌گر و نیروی واقعی اغتشاش را مشاهده کرد.

جدول ۲ پارامترهای سخت‌افزاری سیستم اصلی و عملگر

پارامتر	نماد	مقدار
جرم مبنای عملگر	m_p	0.9 (kg)
سفتی فنر سیستم تعلیق	k_p	100 (N/m)
ضریب میرایی سیستم تعلیق	c_p	1.4 (N.s/m)
بیشینه جابه‌جایی جرم مبنا از نقطه تعادل	x_0	0.04 (m)
سفتی فنر در زمان برخورد	k_c	10000 (N/m)
جرم پوسته عملگر	m_b	0.1 (kg)
سفتی فنر سیستم اتصال عملگر به سازه	$k_{coupling}$	20000 (N/m)
جرم اصلی یا جرم سازه هدف کنترل	m_1	10 (kg)
ضریب میرایی جرم اصلی	c_1	0.1 (N.s/m)
ضریب سفتی خطی فنر جرم اصلی	k_1	440 (N/m)
ضریب سفتی غیرخطی فنر جرم اصلی	k_{1p}	440 (N/m)

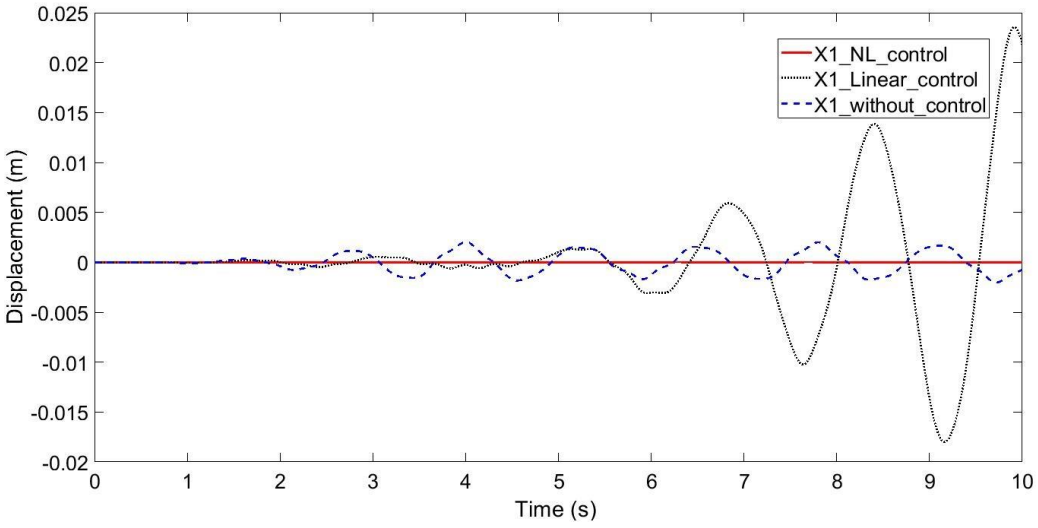


شکل ۱۱ مقایسه نیروی اغتشاش واقعی و تخمین‌زده شده

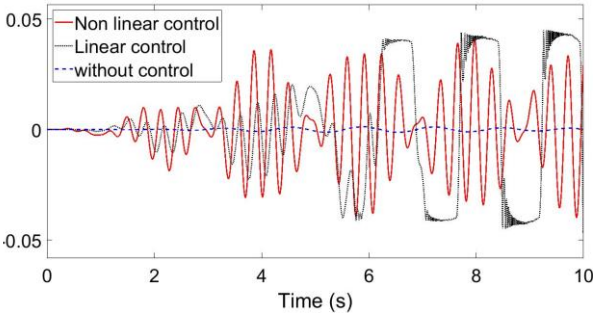
جدول ۳ پارامترهای مشاهده‌گر

پارامتر	مقدار
β_5	1600
β_4	1.12×10^6
β_3	4.48×10^8
β_2	1.12×10^{11}
β_1	1.792×10^{13}
β_0	1.792×10^{15}

در شکل (۱۲) نمودار جابه‌جایی جرم تحت کنترل (m_1) در حالت‌های مختلف را می‌توان مشاهده کرد. در ابتدا کنترل کننده خطی قبل از زمان ۵ ثانیه تا حدودی دامنه ارتعاش جرم m_1 را نسبت به حالت بدون کنترل کننده کاهش داده است. با گذشت زمان به علت برخورد جرم مبنای عملگر به منتهی‌الیه‌ها، سیستم دچار ناپایداری شده و دامنه ارتعاش افزایشی شده است. با توجه به نمودار مربوط به کنترل کننده غیرخطی، دامنه ارتعاش سیستم نسبت به حالت‌های قبل کاهش چشم‌گیری را نشان می‌دهد که در حالت بدون کنترل کننده، جابه‌جایی جرم در مرتبه 10^{-3} است که با اعمال کنترل کننده غیرخطی به مرتبه 10^{-5} کاهش یافته است. شکل (۱۳) وضعیت جابه‌جایی جرم مبنای عملگر در سه حالت مختلف شبیه‌سازی را نشان می‌دهد. ضربات ناشی از برخورد جرم مبنا به بدنه عملگر را می‌توان مشاهده کرد که منجر به ناپایداری کنترل‌کننده فیدبک سرعت می‌گردد.

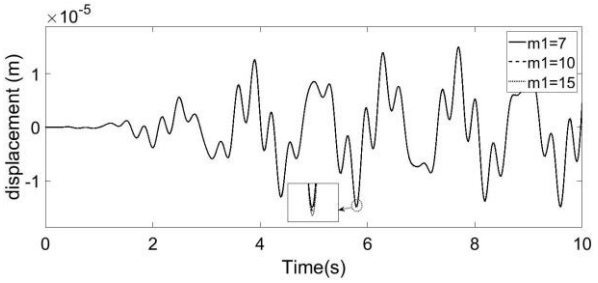


شکل ۱۲ جابه‌جایی جرم اصلی در حالت‌های کنترل غیرخطی/ خطی/ بدون کنترل‌کننده



شکل ۱۳ جابه‌جایی نسبی جرم مبنای عملگر در حالت‌های کنترل غیرخطی/ خطی/ بی کنترل

به منظور ارزیابی کارایی و عملکرد سیستم در موارد عملی که جرم، سفتی یا میرایی سازه تحت کنترل تغییر کند می‌توان با شبیه‌سازی مقادیر مختلف، پاسخ سیستم را مشاهده کرد. بدین منظور پارامترهای c_1 و k_1, k_{1p} که به ترتیب مربوط به میرایی و سفتی سازه تحت کنترل می‌باشند با ثابت نگه داشتن دیگر پارامترها به صورت مجزا در مقادیر بازه ۰,۰۱ الی ۱۰ و ۴۴ الی ۴۴۰۰ بررسی شد که تغییر محسوسی در دامنه ارتعاش سیستم اصلی مشاهده نشد؛ اما در خصوص تغییرات جرم اصلی با افزایش اختلاف از مقدار طراحی m_1 برابر با ۱۰ کیلوگرم به علت به وجود آمدن ناپایداری در تخمینگر، این المان خروجی مناسب و متناهی را تولید نکرده و باعث بروز ناپایداری در کل سیستم می‌شود. لذا با سعی و خطا در مقادیر مختلف جرم سیستم اصلی، سیستم کلی در بازه حدودا ۷ الی ۱۵ کیلوگرم انطباق خوبی با حالت طراحی ۱۰ کیلوگرم نشان می‌دهد (شکل۱۴).

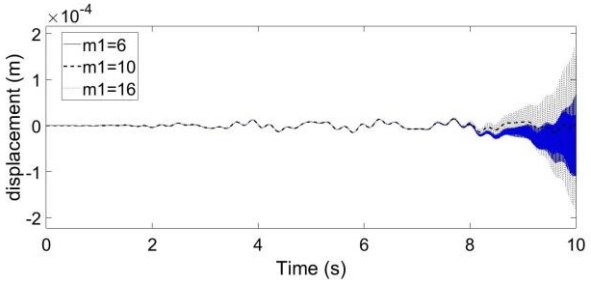


شکل ۱۴ تغییر جرم سیستم اصلی و انطباق مناسب با نتایج برای مقدار ۱۰ کیلوگرم

به منظور مشاهده وضعیت ناپایدار سیستم در مقداری انحراف از بازه پایدار، شبیه‌سازی در مقادیر جرم اصلی ۶ و ۱۶ کیلوگرم انجام شد (شکل ۱۵) که در این دو مقدار ناپایداری را در سیستم می‌توان مشاهده کرد.

بحث و نتیجه‌گیری

در این پژوهش با استفاده از یک مدل غیرخطی سازه و عملگر مبتنی بر اینرسی، کارایی روش کنترل غیرخطی مود لغزشی مورد بررسی قرار گرفت. سپس با مشاهده‌گر لیونبرگر اطلاعات اغتشاش به سیستم داده شد. نتایج نشان دهنده بهبود وضعیت ارتعاشی نسبت به حالت کنترل کننده خطی می‌باشد. علاوه بر کاهش دامنه ارتعاش سیستم، کنترل کننده باعث جلوگیری از برخورد جرم مبنای عملگر به منتهی‌الیه‌های بدنه گردید که این پدیده در کنترل کننده خطی باعث ناپایداری سیستم کنترلی می‌شود. همچنین استفاده از کنترل کننده مقاوم مود لغزشی باعث بهبود کارایی سیستم تحت تغییرات و عدم قطعیت پارامتری شد.



شکل ۱۵ تغییر جرم سیستم اصلی و ناپایدار شدن سیستم در حالت‌های ۶ و ۱۶ کیلوگرم

واژه‌نامه

پیشنهادی نویسنده	واژه لاتین	پیشنهادی ویراستار
جرم مبنا	proof mass	جرم پایه
اشباع جابه‌جایی	displacement/ stroke saturation	
نیروی اغتشاش	disturbance force	
مود لغزشی	sliding mode	
مشاهده‌گر لیونبرگر	leunberger observer	ناظر لیونبرگر
فیدبک	feedback	

برهم نهاده	collocated	
تعامل	interaction	
سفتی	stiffness	
میرایی	damping	
ضریب تبدیل	transduction coefficient	
سفت شونده	stiffening	
الاستیک	elastic	کشسان
نرم شونده	softening	
درجه آزادی	degree of freedom	
معادلات فضای حالت	state-space equations	معادلات حالت–فضا
سری تیلور	taylor series	

چندجمله‌ای مشخصه	characteristic polynominal	
نمایی مجانبی	asymptotic exponential	
روش جانمایی قطب	pole placement method	
سطح لغزش	sliding surfac	
لایه مرزی	boundary layer	
منتهی‌الیه	end-stop	
عدم قطعیت	uncertainity	

تقدیر و تشکر

مراجع

[1] S. Neild, *Nonlinear vibration with control: for flexible and adaptive structures*. Springer Science+ Business Media BV, 2010.

[2] D. J. Inman, *Vibration with control*. John Wiley & Sons, 2017.

[3] F. J. Fahy, *Sound and structural vibration: radiation, transmission and response*. Elsevier, 2007.

[4] A. Preumont, *Vibration control of active structures: an introduction*. Springer, 2018.

[5] M. J. Balas, "Direct velocity feedback control of large space structures," *Journal of Guidance and Control*, vol. 2, no. 3, pp. 252-253, 1979. https://doi.org/10.2514/3.55869

[6] F. M. Ham, S. W. Greeley, and B. L. Henniges, "Active vibration suppression for the mast flight system," *IEEE Control Systems Magazine*, vol. 9, no. 1, pp. 85-90, 1989. https://doi.org/10.1109/37.16757

[7] N. Noormohammadi and P. Reynolds, "Experimental investigation of dynamic performance of a prototype hybrid tuned mass damper under human excitation," *Active and Passive Smart Structures and Integrated Systems*, vol. 8688, pp. 266-278, 2013. https://doi.org/10.1117/12.2010656

[8] R. Hinchliffe, I. Scott, M. Purver, and I. Stothers, "Tonal active control in production on a large turbo-prop aircraft," in *INTER-NOISE and NOISE-CON Congress and Conference Proceedings*, 2002, vol. 2002, no. 7, pp. 369-376.

[9] O. N. Baumann and S. J. Elliott, "The stability of decentralized multichannel velocity feedback controllers using inertial actuators," *The Journal of the Acoustical Society of America*, vol. 121, no. 1, pp. 188-196, 2007. https://doi.org/10.1121/1.2400674

[10] D. Inman, "Control/structure interaction-Effects of actuator dynamics," in *Dynamics Specialists Conference*, 1990, p. 1223. https://doi.org/10.2514/6.1990-1223

[11] S. Elliott, M. Serrand, and P. Gardonio, "Feedback stability limits for active isolation systems with reactive and inertial actuators," *Journal of Vibration and Acoustics*, vol. 123, no. 2, pp. 250-261, 2001.

[12] P. Gardonio and C. G. Diaz, "Downscaling of proof mass electrodynamic actuators for decentralized velocity feedback control on a panel," *Smart Materials and Structures*, vol. 19, no. 2, p. 025004, 2009. https://doi.org/10.1088/0964-1726/19/2/025004

[13] O. N. Baumann and S. J. Elliott, "Destabilization of velocity feedback controllers with stroke limited inertial actuators," *The Journal of the Acoustical Society of America*, vol. 121, no. 5, pp. EL211-EL217, 2007. https://doi.org/10.1121/1.2731018

[14] L. Wilmshurst, M. Ghandchi Tehrani, and S. Elliott, "Active control and stability analysis of flexible structures using nonlinear proof-mass actuators," 2014.

[15] H. Politansky and W. D. Pilkey, "Suboptimal feedback vibration control of a beam with a proof-mass actuator," *Journal of Guidance, Control, and Dynamics*, vol. 12, no. 5, pp. 691-697, 1989. https://doi.org/10.2514/3.20463

[16] D. Lindner, T. Celano, and E. Ide, "Vibration suppression using a proofmass actuator operating in stroke/force saturation," *Journal of Vibration and Acoustics*, vol. 113, no. 4, 1991. https://doi.org/10.1115/1.2930203

[17] E. G. Gilbert and K. T. Tan, "Linear systems with state and control constraints: The theory and application of maximal output admissible sets," *IEEE Transactions on Automatic control*, vol. 36, no. 9, pp. 1008-1020, 1991. https://doi.org/10.1109/9.83532

[18] J. Rohlfing, T. May, L. Walter, and J. Millitzer, "Self-tuning velocity feedback control for a time varying structure using a voltage driven electrodynamic inertial mass actuator," in *27th International Conference on Noise and Vibration Engineering (ISMA2016), Leuven*, 2016, pp. 19-21.

[19] M. Dal Borgo, M. Ghandchi Tehrani, and S. Elliott, "Nonlinear control and stability analysis of a stroke limited inertial actuator in velocity feedback," 2017.

[20] D. Nyawako and P. Reynolds, "Response-dependent velocity feedback control for mitigation of human-induced floor vibrations," *Smart Materials and Structures*, vol. 18, no. 7, p. 075002, 2009. https://doi.org/10.1088/0964-1726/18/7/075002

[21] M. AbdolMohammadi, H. Ahmadi, S. M. Varedi-Koulaei, and J. Ghalibafan, "Active Vibration Control of a Nonlinear System with Optimizing The Controller Coefficients Using Metaheuristic Algorithms," *AUT Journal of Mechanical Engineering*, vol. 5, no. 4, pp. 511-534, 2021. https://doi.org/10.22060/ajme.2021.19740.5962

[22] H. Sira-Ramirez, F. Beltrán-Carbajal, and A. Blanco-Ortega, "A generalized proportional integral output feedback controller for the robust perturbation rejection in a mechanical system," *STA*, vol. 5, no. 4, pp. 24-32, 2008.

[23] F. Beltrán-Carbajal and G. Silva-Navarro, "Active vibration control in Duffing mechanical systems using dynamic vibration absorbers," *Journal of Sound and Vibration*, vol. 333, no. 14, pp. 3019-3030, 2014. https://doi.org/10.1016/j.jsv.2014.03.002

[24] M. Dal Borgo, M. G. Tehrani, and S. J. Elliott, "Identification and analysis of nonlinear dynamics of inertial actuators," *Mechanical Systems and Signal Processing*, vol. 115, pp. 338-360, 2019. https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2018.05.044

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics, 37, 4, 2025. (73-94)

Ferdowsi University of Mashhad

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics

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

Society of Manufacturing Engineering of Iran

Experimental Study of the Effects of Forced and Natural Ventilation on Wood Fire Behavior with a Limited Fuel Load

Research Article

Seyed Ahmad Kebriyaee[1], Mohammad Moghiman[2], Hamid Niazmand[3], Seyedeh Mohadeseh Miri[4]

10.22067/jacsm.2025.90429.1292

***Abstract*-- Positive pressure ventilation (PPV) is a common method used to enhance smoke removal and reduce ambient temperatures during firefighting operations; however, its effectiveness depends on the ventilation conditions of the compartment. This experimental study investigated the effects of natural and forced ventilation in a metal compartment measuring 12.2 × 2.4 × 2.35 meters, using 10 kilograms of wooden pallets as fuel. Ventilation was evaluated under two modes—natural and forced (blower with an airflow rate of 18,500 m³/h)—with configurations involving one or two active openings. The results indicated that flashover did not occur in any of the tests due to the limited fuel load. Under forced ventilation with two openings, the peak temperature above the fire source decreased by 9% (from 280 °C to 255 °C), while the temperature behind the fire increased by 20% (from 176 °C to 211 °C). In contrast, with only one opening, forced ventilation led to a 30% increase in peak temperature above the fire (from 141.9 °C to 185.6 °C) and a 45% increase in the rear temperature (from 101 °C to 147 °C) compared to natural ventilation. Additionally, the time to reach peak temperature under forced ventilation with two openings was delayed by an average of 48 seconds, while in the one-opening configuration, it occurred 61 seconds earlier. These findings suggest that using PPV in compartments with only one opening may increase the risk of overheating and the accumulation of hot gases. Therefore, it is recommended that this technique be employed only when at least two openings are available.**

Keywords: **wood fire behavior, forced ventilation, natural ventilation, maximum temperature.**

1- Introduction

One effective method in firefighting is the use of positive pressure ventilation (PPV) with portable fans, which creates additional pressure to exit heat and smoke from buildings [1–3]. The PPV effectiveness and the factors influencing it have been examined in numerous studies. According to the U.S. National Institute of Standards and Technology, when properly adjusted, PPV can enhance safety by preventing smoke infiltration into stairwells [4]. Although PPV offers significant advantages, the suitable exhaust opening location can play an essential role in effective smoke removal and fire growth control [5]. Also, increasing the cross-sectional area of the exhaust outlet improves ventilation performance by increasing airflow and reducing velocity [6]. In contrast, PPV may pose risks to trapped occupants and increase the likelihood of fire spreading to adjacent rooms [7]. Firefighters' entry can alter the ventilation-to-fuel ratio, and PPV may accelerate combustion rates by increasing fuel mass loss [8]. Consequently, temperatures rise in downwind rooms and decrease in upwind rooms. Numerical studies have shown that PPV can, under certain conditions, reignite fires after flashover, jeopardizing operational safety. A review of previous research highlights the scarcity of studies evaluating PPV effectiveness in single-opening scenarios with no pathway for hot gas expulsion. Furthermore, prior studies rarely compared thermal behavior under PPV and natural ventilation in chambers with one or two openings. The difference in the number of openings can significantly impact hot gas behavior and the intensity and timing of phenomena like flashover. To address this gap, the present study, as an experimental innovation, designed and conducted a series of tests in an educational chamber with two openings.

2- Problem Theory

Figure 1 and Tables 1 and 2 show the combustion chamber specifications, the conditions of the openings in different tests, and the positions of the thermocouples.

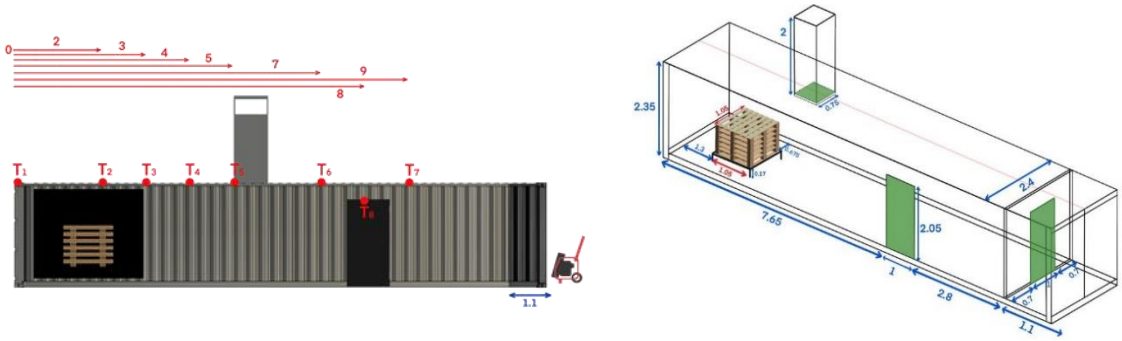
* Manuscript received 2024 October 25, Revised 2025 March 21, Accepted 2025 June 7.

[1] Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Ferdowsi University of Mashhad, Mashhad, Iran.

[2] Corresponding Author: Professor, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Ferdowsi University of Mashhad, Mashhad, Iran. **Email**: moghiman@um.ac.ir

[3] Professor, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Ferdowsi University of Mashhad, Mashhad, Iran.

[4] Assistant Professor, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, University of Zabol, Zabol, Iran.



(b) (a)

Figure 1 - Dimensions of the chamber along with the location of the fuel load and thermocouples: a) 3D view of the chamber. b) 2D view of the thermocouples and the location of the positive pressure fan.

Table 1- Specifications of the fuel load weight, the location of the openings, and the ventilation conditions

Test Number	Ambient air pressure (mbar)	Relative humidity of (/) ambient air	Ambien (°C) Temperature	Compartment Air Temperature (°C)	Ventilation Condition	Opening Situation			(Kg) Fuel Load
						Roof Opening	Input Opening	Side Opening	
1	1018	25	29	35	Natural	Closed	Open	Open	10
2	1021	23	31	37	Forced	Closed	Open	Open	10
3	1019	24	30	36	Natural	Closed	Open	Closed	10
4	1018	25	20	35	Forced	Closed	Open	Closed	10

Table 2 - Position of thermocouples installed in the test chamber

Thermocouple Number	Location X (m)	Location Y (m)	Location Z (m)
T_1	1.25	.	2.2
T_2	1.25	2	2.2
T_3	1.25	3	2.2
T_4	1.25	4	2.2
T_5	1.25	5	2.2
T_6	1.25	7	2.2
T_7	1.25	9	2.2
T_8	1.25	8	2.2

Fires progress through five stages: 1) ignition, 2) growth, 3) flashover, 4) fully developed fire, and 5) decay. Flashover is defined as the transition from a growing fire to a fully developed fire, where all combustible items in the compartment ignite. The fully developed stage exhibits the highest heat release rate, influenced by compartment conditions such as size, construction materials, opening dimensions and shape, and fuel type, quantity, and distribution. The decay stage occurs as fuel is consumed, leading to reduced heat release and compartment temperatures. In current study, 4 tests were designed according to the conditions stated in Table 1. Wooden pallets were used as fuel. Analyzing the fire thermal behaviour in each test, is the study goal, which is discussed in the results section.

3- Results and Discussion

Thermocouples placed at varying distances from the fire source recorded different temperatures across experiments. Figure (2) displays the temperature of the upper layer of hot gases inside the chamber, recorded by thermocouples during one repetition of Test 2. Notably, T_2 consistently recorded the highest temperatures due to its proximity to the fire source directly above it. These temperatures were used to analyze growth, fully developed, decay, and peak temperature stages.

Thermocouple No. 2, installed above the fire source (flame), exhibited distinct behavior compared to other thermocouples, as shown in Figure (3). In Test 2, forced ventilation with PPV reduced the air temperature above the fire source compared to Test 1 (natural ventilation). This reduction resulted from enhanced airflow and facilitated combustion product expulsion through the opposing opening. In contrast, Tests 3 and 4, with only one active opening and PPV installed at the same location, showed restricted exhaust pathways. The pressurized air encountered resistance, hindering combustion product expulsion and transforming the compartment into a high-pressure, poorly ventilated space. Hot gases accumulated in the upper compartment, reducing convective heat transfer. Under these conditions, no opposing force prevented smoke and hot gas from ascending, leading to lower temperatures recorded by Thermocouple No. 2 above the fire source.

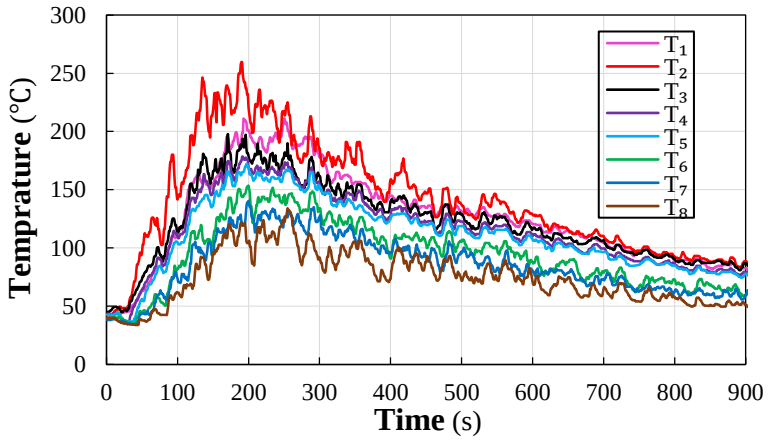


Figure 2 - Temperatures measured by thermocouples during one of the test iterations

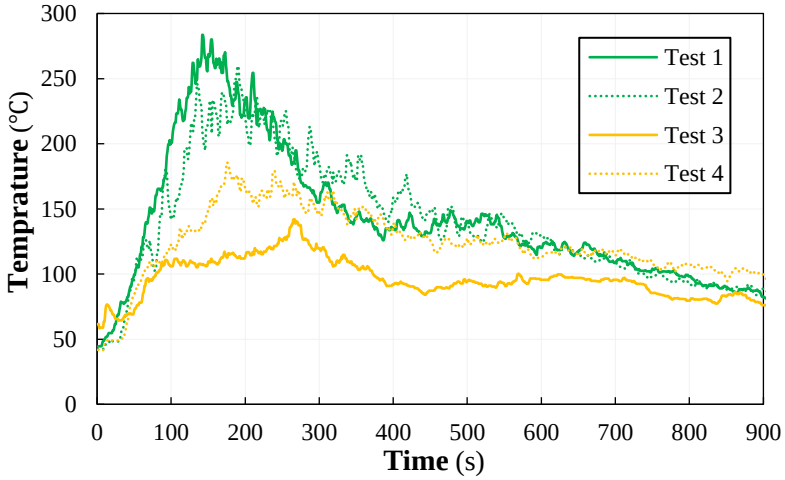


Figure 3 - Temperature measured by T_2 in tests 1-4

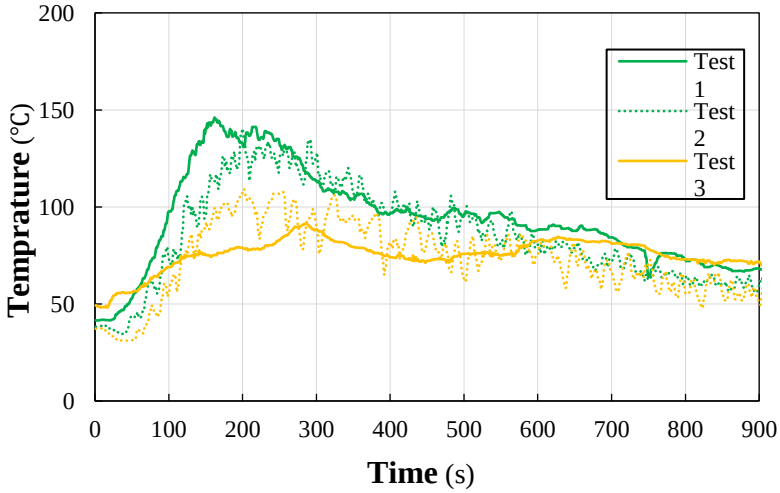


Figure 4 - Temperature measured T_7 in tests 1-4

Flashover is defined as the point when temperatures reach 600°C. Figure (3) shows that neither natural nor forced ventilation conditions led to flashover or fully developed fire stages, attributed to the limited fuel load. Notably, in Test 2, PPV delayed the decay stage by approximately 20 seconds compared to Test 1, with temperatures during this stage (from 270 to 440 seconds) averaging 9% higher. In Test 4, PPV significantly increased peak temperatures and raised the average fire source temperature by 27% from the 100th second until the

test's conclusion compared to Test 3.

Other thermocouples exhibited similar behavior. Figure (4) displays the behavior of Thermocouple No. 7 across Tests 1–4. Thermocouple No. 7, located near the side opening and closest to the inlet, recorded lower temperatures in Test 2 (forced ventilation) than in Test 1 (natural ventilation). The peak temperature in Test 2 occurred approximately 50 seconds later, attributed to increased oxygen supply but lower temperature ranges under forced ventilation. Despite its distance from the fire, temperatures in Test 4 (forced ventilation) were higher than in Test 3 (natural ventilation) from 100 to 400 seconds due to hot gas recirculation in the upper chamber layer. Beyond this point, lower temperatures in Test 4 indicated fire decay, with PPV acting as a cooling mechanism.

4- Conclusion

This experimental study examined wood fire behavior in a compartment, analyzing the effects of PPV compared to natural ventilation with a 10 kg fuel load. Key findings include:

1. **Flashover and Fully Developed Stage**: Neither occurred in any test due to the limited fuel load.
2. **Peak Temperature**: PPV increased peak temperatures behind the fire source in both opening configurations.
3. **Time to Peak Temperature**: With two openings (Test 2 vs. Test 1), PPV delayed peak temperatures by an average of 48 seconds. With one opening (Test 4 vs. Test 3), PPV accelerated peak temperatures by 61 seconds.
4. **Effect on Decay Stage**: PPV delayed decay onset by 20 seconds in Test 2 but raised average temperatures by 27% in Test 4.
5. **Operational Implications**: PPV should be used with consideration of the opening number and position. Results recommend at least two openings to mitigate hot gas accumulation risks. PPV is not advised for single-opening compartments with limited fuel loads.

Reference

[1] K. Garcia, R. Kauffmann, R. Schelble, Positive Pressure Attack for Ventilation & Firefighting, 2006.

[2] A. Tewarson, J. Steciak, Fire ventilation, 1983. https://doi.org/10.1016/0010-2180(83)90011-1.

[3] C. L. Chow, C. H. Cheng, and W. K. Chow, “Active Firefighting Systems Against Flashover Fires in Big Halls,” Fire, vol. 7, no. 12, pp. 4–7, 2024. https://doi.org/10.3390/fire7120486

[4] D. S. S. K. Daniel Madrzykowski, S. Kerber, and D. Madrzykowski, “Evaluating positive pressure ventilation in large structures: high-rise pressure experiments,” Nistir 7412, p. 72, 2007.

[5] T.Y. Yeung, W.K. Chow, H. Kong, T. Hong, K. Polytechnic, This is the Pre-Published Version . A Study on Positive Pressure Ventilation in Room Fires Using a Small Scale Model, vol. 50, pp.243–261. (2019)

[6] P. Kaczmarzyk, Ł. Warguła, and P. Janik, "Experimental studies of the influence of mobile fan positioning parameters on the ability to transport the air stream into the door opening," Scientific Reports, vol. 13, no. 1, 2023. https://doi.org/10.1038/s41598-023-42147-5

[7] W.E. Hurford, Effect of positive pressure ventilation on cardiovascular function, Curr. Opin. Anaesthesiol. vol. 2, no. 6, pp. 789–795 (1989). https://doi.org/10.1097/00001503-198912000-00019.

[8] S. Svensson, Experimental study of fire ventilation during fire fighting operations, Fire Technol. vol. 37, pp. 69–85. (2001). https://doi.org/10.1023/A:1011653603104.

انجمن مهندسی ساخت و تولید ایران

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

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

دانشگاه فردوسی مشهد

مطالعه آزمایشگاهی تأثیرات تهویه اجباری و طبیعی بر رفتار حریق چوب با بار سوختی محدود*

مقاله پژوهشی

سید احمد کبریایی[۱] محمد مقیمان[۲] حمید نیازمند[۳] سیده محدثه میری[۴]

10.22067/jacsm.2025.90429.1292

چکیده *تهویه فشار مثبت برای بهبود تخلیه دود و کاهش دما در آتش‌نشانی استفاده می‌شود، اما کارایی آن وابسته به شرایط تهویه فضا است. این مطالعه آزمایشگاهی تأثیر تهویه طبیعی و اجباری (دمنده با دبی ۱۸۵۰۰ مترمکعب بر ساعت) را در یک محفظه با سوخت ۱۰ کیلوگرم پالت چوبی و ترکیب‌های مختلف بازشوها بررسی کرد. نتایج نشان داد که به دلیل محدودیت سوخت، مرحله فلش‌اور رخ نداد. در شرایط تهویه اجباری با دو بازشو، دمای بیشینه بالای کانون حریق ۹٪ کاهش (از ۲۸۰ به ۲۵۵ درجه سانتی‌گراد) یافت. اما در حالت یک بازشو، تهویه اجباری منجر به افزایش ۳۰٪ این دما (از ۱۴۱/۹ به ۱۸۵/۶ درجه سانتی‌گراد) نسبت به تهویه طبیعی شد. همچنین، زمان وقوع دمای بیشینه در دو بازشو ۴۸ ثانیه تأخیر و در یک بازشو ۶۱ ثانیه تسریع شد. این یافته‌ها نشان می‌دهد که استفاده از تهویه فشار مثبت در فضاهای با تنها یک بازشو دما را افزایش می‌دهد، بنابراین بهینه است که فقط در فضاهایی با حداقل دو بازشو به کار رود.*

واژه‌های کلیدی رفتار حریق چوب، تهویه اجباری، تهویه طبیعی، دمای بیشینه.

مقدمه

یکی از روش‌های مؤثر در آتش نشانی، استفاده از تهویه فشار مثبت (Positive Pressure Ventilation) (PPV) با کمک دمنده‌های قابل حمل است که با ایجاد فشار اضافی، گرما و دود را از ساختمان خارج می‌کند [3]–[1]. موفقیت این تکنیک به تحلیل دقیق شرایط محلی و رعایت اصول تهویه وابسته است [4]. بر اساس نتایج مؤسسه ملی استاندارد و فناوری آمریکا، در صورت تنظیم صحیح، PPV می‌تواند با جلوگیری از نفوذ دود به راه‌پله‌ها، ایمنی را افزایش دهد [5]. زایسلر و همکاران [6] نیز به کاهش سریع دما، افزایش کیفیت هوا، بهبود دید و تغییر جهت شعله‌ها از محل آتش‌نشان‌ها به عنوان مزایای PPV اشاره کرده‌اند.

هرچند PPV مزایای قابل توجهی دارد، اما وجود دهانه تخلیه مناسب برای خروج مؤثر دود و کنترل رشد آتش ضروری است [7]. همچنین در صورت تأمین فشار کافی، PPV می‌تواند با حفظ شرایط بدون دود در راه‌پله‌ها، دود را به طور مؤثر تخلیه کند و در عین حال موجب افزایش دما و رشد آتش در ارتفاعات پایین شود [9] ,[8]. از طرفی با افزایش مقطع خروجی، دبی هوای خروجی افزایش و سرعت کاهش می‌یابد که در بهبود عملکرد تهویه مؤثر است [10].

در مطالعه‌ای که شامل ۲۰ آزمایش بود، تأثیر الگوهای مختلف عملیات تهویه و اطفا بررسی شد. یافته‌ها نشان دادند که PPV می‌تواند مفید باشد، اما کاربرد آن باید با احتیاط همراه باشد تا از

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۳/۸/۴ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۴/۳/۱۷ می باشد.

(۱) دانشجوی دکتری، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه فردوسی مشهد، مشهد.

(۲) نویسنده مسئول، استاد، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه فردوسی مشهد، مشهد. **Email:** moghiman@um.ac.ir

(۳) استاد، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه فردوسی مشهد، مشهد.

(۴) استادیار، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه زابل، زابل.

پیامدهای منفی جلوگیری شود. لازم به ذکر است که در این آزمایش‌ها، تهویه طبیعی در نظر گرفته نشده بود [11]. اگرچه PPVمی‌تواند دمای اتاق حریق را اندکی و دمای راهروها را به طور محسوسی کاهش دهد [12]، اما ممکن است خطراتی برای ساکنان گرفتار در داخل ساختمان ایجاد کند و احتمال گسترش آتش را به اتاق‌های مجاور افزایش دهد. همچنین ورود آتش‌نشانان می‌تواند نسبت تهویه و سرعت سوخت را تغییر دهد و PPV نیز با افزایش نرخ کاهش جرم سوخت، سرعت سوختن را بیشتر کند. در نتیجه دما در اتاق‌های پشت به باد افزایش و در اتاق‌های رو به باد کاهش می‌یابد [13].

اثربخشی PPV و عوامل مؤثر بر آن در مطالعات متعددی بررسی شده است. در یک مطالعه آزمایشگاهی دیگر، با انجام ۱۰۶ آزمایش در فضایی مشابه تونل، اثربخشی PPV با چهار دمنده در موقعیت‌های مختلف بررسی شد و نتایج حاکی از کارایی بالای این تکنیک در تمامی حالات بود [14]. یکی از پارامترهای مؤثر بر ارزیابی عملکرد PPV محل و عملکرد دهانه ورودی و خروجی هوا/ دود می‌باشد. در یک مطالعه عددی، تأثیر محل دهانه خروجی هوا بر شرایط اتاق حریق در طول عملیات PPV بررسی شد. نتایج نشان داد که محل خروجی، نقش مهمی در توزیع دما، غلظت گازهای سمی و کارایی تهویه دارد [15]. در مطالعه‌ای دیگر، تأثیر ارتفاع ورودی هوا بررسی شد. نتایج نشان داد که کاهش ارتفاع ورودی موجب اختلاط بهتر سوخت و هوا می‌شود و افزایش ارتفاع آن، نرخ آزادسازی گرما را تا ٪۴۰ کاهش می‌دهد [16]. همچنین نتایج یک تحقیق عددی نشان داد که استفاده از کاهنده ناحیه بازشوی درب می‌تواند مقاومت در برابر جریان خروجی را افزایش دهد و عملکرد تهویه را بهبود بخشد [17]. لی و همکاران [18] عملکرد مجرای خروج دود را در شرایط تهویه طبیعی و مکانیکی بررسی کردند. بر اساس یک تحقیق آزمایشگاهی، بستن دریچه ورودی، نرخ سوختن و مدت زمان حریق را بدون تأثیر چشمگیر بر دما یا فشار گاز، کاهش می‌دهد، اما بستن همزمان ورودی و خروجی می‌تواند موجب نوسانات فشار شود [19].

ازکی و همکاران [20] و [21] با تعریف دو ناحیه مجزا به عنوان اتاق حریق و اتاق قربانی، تأثیر تهویه فشار مثبت را به صورت عددی و تجربی بررسی کردند. آن‌ها مشاهده کردند که استفاده از دمنده باعث افزایش دمای اتاق حریق و راهرو شده و همچنین در ارتفاع بالای اتاق قربانی، دمای گاز افزایش یافته است. با این حال، مزایای تهویه مانند کاهش دما در سایر بخش‌ها و بهبود دید، از معایب آن پیشی گرفته و تهویه اتاق حریق نسبت به اتاق قربانی حرارتی مؤثرتر بوده است. پارامترهایی مانند فاصله دمنده از ورودی، اندازه و تعداد خروجی‌ها، و حجم ساختمان نیز بر فرایند احتراق و تهویه تأثیرگذار هستند؛ به عنوان مثال، با افزایش فاصله دمنده تا حدی معین، جریان ورودی افزایش و سپس کاهش می‌یابد. افزایش اندازه خروجی‌ها باعث کاهش افت جریان و افزایش کارایی تهویه می‌شود در حالی که تأثیر تعداد خروجی‌ها غیرخطی است. همچنین با افزایش حجم ساختمان، کارایی PPV به دلیل نشت هوا کاهش می‌یابد [22]. مطالعه‌ای تجربی و عددی نشان داد که نادیده گرفتن نشت هوا در شبیه‌سازی PPV منجر به پیش‌بینی‌های غیرواقعی از رفتار آتش می‌شود [23]. لامبرت و مرسی [24] تأثیر پارامترهایی مانند فاصله دمنده تا در، زاویه دمنده و استفاده از دمنده‌های موازی یا سری را بررسی کردند و نشان دادند که زاویه ۷۵ درجه برای حریق سطحی و ۹۰ درجه برای حریق طبقات، تهویه بهتری فراهم می‌کند. همچنین استفاده از چند دمنده اثربخشی تهویه را افزایش می‌دهد، هرچند شرایط تهویه محدود در این تحقیق بررسی نشده بود.

در بررسی‌های عددی، فنگ و لی [25] سه روش تهویه را با نرم‌افزار شبیه‌ساز دینامیک آتش (Fire Dynamics Simulator) (FDS) ارزیابی کردند و دریافتند که PPV می‌تواند فشار اضافی ناشی از اثر دودکش را کاهش دهد و در مقایسه با روش‌های سنتی، حفاظت بهتری ارائه کند. در ادامه، نتایج نشان دادند که با افزایش سرعت جریان هوای دمیده شده به راه‌پله‌ها، دما کاهش می‌یابد [26]. در شبیه‌سازی حریق استخری با تهویه طبیعی، افزایش دمای هوای ورودی موجب افزایش دمای بیشینه حریق شد [27]. همچنین در بررسی استفاده از دمنده‌ها در ایستگاه مترو، نتایج نشان داد که PPV موجب کاهش غلظت CO و دمای سقف می‌شود [28].

یکی از مسائل کلیدی در استفاده از PPV، ایمنی و اثربخشی آن در عملیات آتش‌نشانی است. محدودسازی جریان هوا به ناحیه حریق می‌تواند به کاهش شدت آن کمک کند. هرچند PPV در مراحل اولیه ممکن است موجب افزایش دما شود، اما با تسریع در تخلیه گازهای سمی و حرارت، به بهبود شرایط زیستی، کاهش

گسترش حریق و ارتقای ایمنی آتش‌نشانان می‌انجامد [29]. در مطالعه‌ای تجربی، اینگاسون [30] عملکرد دمنده‌های سیار را در تهویه دود دو نوع ساختمان با ابعاد متفاوت بررسی کرد. این آزمایش‌ها در شرایط سرد و بدون حضور حرارت و دود انجام شد و نتایج نشان داد که تهویه موازی نسبت به تهویه سری عملکرد بهتری دارد و نسبت بهینه سطح خروجی به ورودی بین ۱٫۵ تا ۲ است.

با این حال، بررسی‌های عددی نشان داده‌اند که PPV در برخی شرایط می‌تواند باعث شعله‌ور شدن مجدد حریق پس از وقوع فلش‌اور شود و ایمنی عملیات را به خطر اندازد [31]. در مطالعات آزمایشگاهی دیگر، تأثیر تهویه طبیعی و موقعیت و تعداد بازشوها در محفظه‌های آموزشی آتش‌نشانان بررسی شده است. نتایج نشان داد که افزایش تعداد بازشوها موجب تسریع در رسیدن به دمای بیشینه می‌شود، هرچند مقدار آن تفاوت چشمگیری ندارد؛ با این حال، تأثیر تهویه فشار مثبت در این پژوهش‌ها بررسی نشده است [32]. همچنین در پژوهشی دیگر، اثر افزایش نسبت سوخت به هوا در محفظه‌ای با تنها یک بازشو مطالعه شد و نتایج افزایش دمای بیشینه را نشان داد، اما همچنان از تأثیر PPV و مقایسه آن با تهویه طبیعی غفلت شده است [33].

شناسایی خلأهای پژوهشی در کاربرد تهویه فشار مثبت در فضاهای با تهویه محدود: ضرورت ارزیابی تجربی و تحلیل رفتار دمایی

مطالعات پیشین در زمینه کاربرد تهویه فشار مثبت با استفاده از دمنده‌های قابل حمل، عمدتا به بررسی تأثیر متغیرهایی نظیر محل و زاویه قرارگیری دمنده، ابعاد دمنده، ابعاد فضا و تعداد و موقعیت ورودی‌ها و خروجی‌ها پرداخته‌اند. این مطالعات عموما تأکید داشته‌اند که اثربخشی PPV وابسته به وجود حداقل یک مسیر خروجی برای گازهای داغ، دود و محصولات احتراق است تا تخلیه مؤثر صورت گیرد. با این حال، در شرایط واقعی عملیات آتش‌نشانی، آتش‌نشانان غالبا با فضاهایی مواجه می‌شوند که تنها یک ورودی دارند و فاقد هر گونه خروجی برای تخلیه دود و گازهای داغ هستند. در چنین شرایطی، به دلیل محدودیت‌های عملیاتی و آموزش‌های رایج، استفاده از تهویه فشار مثبت کمتر مورد توجه قرار می‌گیرد.

مرور مطالعات موجود نشان می‌دهد که پژوهش‌های اندکی به ارزیابی اثربخشی PPV در شرایطی پرداخته‌اند که تنها یک بازشو وجود دارد و هیچ مسیری برای خروج گازهای داغ فراهم نیست. علاوه بر این، تحقیقات پیشین کمتر به مقایسه رفتار دمایی در شرایط PPV و تهویه طبیعی در محفظه‌هایی با یک یا دو بازشو پرداخته‌اند. این در حالی است که تفاوت تعداد بازشوها می‌تواند تأثیر چشمگیری بر رفتار گازهای داغ، شدت و زمان وقوع پدیده‌هایی مانند فلش‌اور داشته باشد.

برای پر کردن این شکاف علمی، مطالعه حاضر به عنوان یک نوآوری تجربی، مجموعه‌ای از آزمایش‌ها را در یک محفظه آموزشی با دو بازشو طراحی و اجرا کرده است. در این آزمایش‌ها از پالت چوبی به عنوان سوخت استفاده شد و شرایط در دو سناریوی تهویه (طبیعی و فشار مثبت) و دو وضعیت بازشو (فقط یک بازشو و هر دو بازشو فعال) مورد ارزیابی قرار گرفت.

اهداف اصلی این پژوهش به شرح زیر است:

۱. بررسی اثر نظام‌های تهویه فشار مثبت و طبیعی بر رفتار حرارتی لایه بالایی گازها در حالت تک بازشو.
۲. بررسی تفاوت رفتار حرارتی گازها در حالت دو بازشو تحت تأثیر تهویه طبیعی و فشار مثبت.
۳. تحلیل مرحله کاملا توسعه یافته آتش‌سوزی و ارزیابی احتمال وقوع یا عدم وقوع فلش‌اور در سناریوهای مختلف تهویه.

برای دستیابی به این اهداف، دو پرسش کلیدی در این مطالعه مطرح شده است:

۱. آیا تفاوت معناداری میان عملکرد نظام‌های تهویه فشار مثبت و طبیعی در کنترل رفتار دمایی گازها در شرایط تک بازشو و دو بازشو وجود دارد؟
۲. کدام نظام تهویه در کاهش و کنترل دمای گازهای لایه بالایی مؤثرتر عمل می‌کند؟

همچنین، پژوهش حاضر با تحلیل داده‌های دمایی به این پرسش نیز پاسخ می‌دهد:

۱. احتمال وقوع فلش‌اور در مرحله توسعه یافته آتش‌سوزی، تحت کدام شرایط تهویه‌ای (طبیعی یا اجباری) و با توجه به الگوهای دمایی، بیشتر است؟

در این مطالعه، نوع تهویه (طبیعی یا فشار مثبت) و تعداد بازشوها (یک یا دو) به عنوان متغیرهای مستقل، و رفتار دمایی گازهای لایه بالایی و احتمال وقوع فلش‌اور به عنوان متغیرهای وابسته در نظر گرفته شده‌اند. رویکرد داده‌محور و استفاده از

اندازه‌گیری‌های دقیق دمایی، امکان تحلیل علمی و نظام‌مند تأثیر تهویه و هندسه بازشو بر ایمنی و توسعه آتش را فراهم ساخته است.

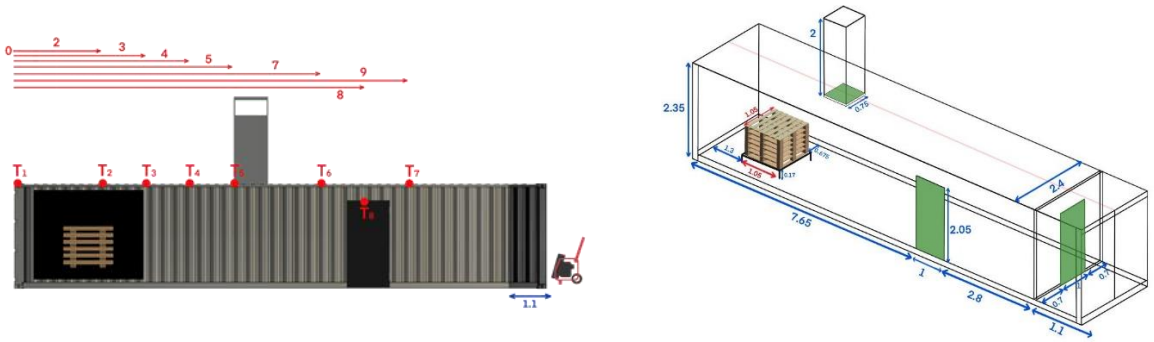
تئوری مسئله

جزئیات محفظه و روش‌شناسی آزمایش‌ها

در این بخش مشخصات محفظه احتراق، مشخصات دمنده فشار مثبت برای ایجاد تهویه اجباری و همچنین جنس و مشخصات سوخت انتخابی توضیح داده می‌شود. در ادامه شرایط حاکم بر آزمایش‌ها، شامل موقعیت بازشوها و شرایط تهویه اجباری توضیح داده خواهد شد. برای انجام آزمایش‌ها از محفظه‌ای با ابعاد نشان داده شده در شکل (۱) استفاده شده است. ابعاد این محفظه با طول، عرض و ارتفاع ۱۲/۲، ۲/۴ و ۲/۳۵ متر بوده است (شکل ۱ ـ ب). پوشش کف محفظه شامل یک ورق فولادی به ضخامت ۲ میلی‌متر بوده که با یک‌لایه بتن به ضخامت ۱۰ سانتی‌متر پوشانده شده است. جنس دیوارها و سقف محفظه نیز از ورق فولادی با ضخامت ۲ میلی‌متر بوده است. مطابق با شکل (۱ ـ الف) محفظه دارای دو درب در اضلاع جلویی و جانبی و یک روزنه روی سقف بوده است. این دریچه‌ها به صورت دستی از طریق یک ساختار مکانیکی کنترل می‌شوند و امکان باز و بسته شدن را فراهم می‌کنند. شرایط حاکم بر آزمایش‌ها به لحاظ باز یا بسته بودن این دریچه‌ها در جدول (۱) آورده شده است.

پالت‌های چوبی یکی از منابع سوخت رایج و مهم در آزمایش‌های رفتار حریق هستند که به دلیل ساختار هندسی، مواد قابل احتراق و رفتار تکرارپذیرشان، به طور گسترده‌ای در تحقیقات علمی استفاده می‌شوند. این پالت‌ها معمولا از چوب‌های نرم؛ مانند کاج یا چوب‌های سخت مانند بلوط ساخته می‌شوند و ویژگی‌های فیزیکی و شیمیایی آن‌ها تأثیر قابل توجهی بر رفتار آتش‌سوزی دارند. ساختار باز پالت‌ها و فاصله‌های بین الوارها باعث بهبود جریان هوا در اطراف آتش و افزایش شدت گسترش آتش‌سوزی می‌شود. پالت چوبی عمدتا از سه ترکیب آلی اصلی تشکیل شده است: سلولز ($C_6H_{10}O_5$)، همی سلولز و لیگنین. پالت چوبی در مطالعه حاضر به عنوان سوخت استفاده شده است. ابعاد این پالت چوبی برابر با ۱/۰۵×۱/۰۵×۰/۰۷۵ متر با وزن هر پالت چوبی به مقدار (٪۱ ± ۱۰ کیلوگرم) بود. پالت‌های چوبی در تمام آزمایش‌ها در یک مکان ثابت روی سازه فولادی قرار داده شدند. با توجه به وزن پالت چوبی، در هر آزمایش از یک پالت استفاده شد. رطوبت اولیه چوب تأثیر مستقیمی بر نرخ پیرولیز، آزادسازی گازهای فرار و رفتار احتراقی آن دارد. برای تعیین رطوبت وزنی پالت‌های چوبی، از رطوبت‌سنج دیجیتال نفوذی استفاده شد. بر اساس اندازه‌گیری‌های انجام شده با رطوبت‌سنج میانگین رطوبت اولیه پالت‌های چوبی حدود ۱۱٪ بود. تراکم متوسط پالت‌های چوبی مورد استفاده در این مطالعه برابر با حدود ۵۵۰ کیلوگرم بر مترمکعب بود.

شروع فرایند اشتعال با کمک ۲۰۰ سی‌سی بنزین که در یک ظرف فولادی با سطح مقطع مربع، به عرض ۲۰ سانتی‌متر و ارتفاع ۵ سانتی‌متر قرار گرفته، انجام می‌شود (به شکل ۱ ـ الف مراجعه کنید). هشت ترموکوپل نوع K برای اندازه‌گیری دما در نقاط مختلف داخل محفظه قرار گرفته‌اند. ترموکوپل‌ها در هر یک ثانیه داده‌ها را ثبت می‌کنند. این ترموکوپل‌ها به دقت در مجاورت منبع آتش، دقیقا ۱ متر از آن، مستقیما بالای دهانه جانبی، و در فواصل ۲ متری فراتر از دهانه سقفی قرار دارند. شکل (۱ ـ ب) محل قرارگیری ترموکوپل‌ها را نشان می‌دهد و جدول (۲) موقعیت‌های نصب هر ترموکوپل را مشخص می‌کند. آزمایش‌ها در شرایط مشابه، با دمای محفظه ۲±۳۶ درجه سانتی‌گراد، دمای محیط ۲±۲۹ درجه سانتی‌گراد، رطوبت نسبی هوای محیط ۲±۲۵٪ و فشار محیط ۱۰±۱۰۱۵ میلی‌بار انجام شد. شرایط آب و هوایی محیطی برای هر آزمایش در جدول (۱) فهرست شده است. برای ایجاد تهویه فشار مثبت از یک دمنده قابل حمل برقی آتش‌نشانی با دبی هوای ۱۸۵۰۰ مترمکعب بر ساعت که در فاصله ۱/۱ متری از بازشوی ورودی قرار داشت (شکل ۱ ـ الف) استفاده شد. وضعیت هر یک از بازشوها در جدول (۱) مشخص شده است. در آزمون ۱ هر دو بازشو جانبی و ورودی باز است و از تهویه طبیعی استفاده می‌کنیم. در آزمون ۲، همان شرایط برای بازشوها برقرار است؛ اما در این آزمون از دمنده فشار مثبت برای ایجاد تهویه اجباری استفاده می‌شود که محل قرارگیری آن در جلوی بازشو جلویی یا ورودی است. در آزمون ۳ و ۴ فقط بازشو جلویی (ورودی) باز است. در آزمون ۳ از تهویه طبیعی و در آزمون ۴ از تهویه اجباری با دمنده فشار مثبت استفاده شده است.



(ب) (الف)

شکل ۱ ابعاد محفظه همراه با موقعیت مکانی بار سوختی و ترموکوپل‌ها: (الف) نمای سه‌بعدی از محفظه، (ب) نمای دوبعدی از ترموکوپل‌ها و موقعیت دمنده فشار مثبت

جدول ۱ مشخصات وزن بار سوختی، موقعیت بازشوها و شرایط تهویه

شماره آزمون	وزن بار سوختی (kg)	وضعیت بازشوها			شرایط تهویه	دمای هوای محفظه (°C)	دمای هوای محیط (°C)	رطوبت نسبی هوای محیط (٪)	فشار هوای محیط (میلی بار)
		بازشو جانبی	بازشو ورودی	بازشو سقفی					
۱	۱۰	باز	باز	بسته	طبیعی	۳۵	۲۹	۲۵	۱۰۱۸
۲	۱۰	باز	باز	بسته	اجباری	۳۷	۳۱	۲۳	۱۰۲۱
۳	۱۰	بسته	باز	بسته	طبیعی	۳۶	۳۰	۲۴	۱۰۱۹
۴	۱۰	بسته	باز	بسته	اجباری	۳۵	۲۰	۲۵	۱۰۱۸

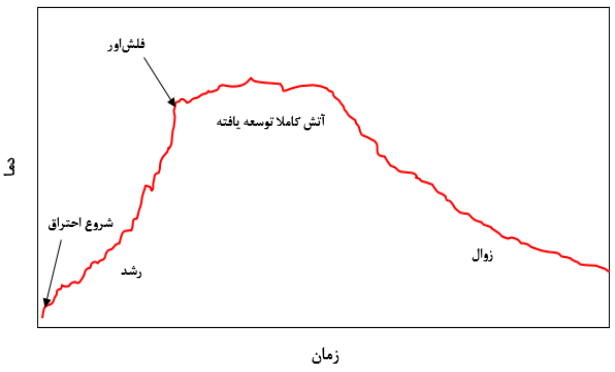
جدول ۲ موقعیت ترموکوپل‌های نصب شده در محفظه آزمایش

شماره ترموکوپل	موقعیت X (m)	موقعیت Y (m)	موقعیت Z (m)
T_1	۱/۲۵	۰	۲/۲
T_2	۱/۲۵	۲	۲/۲
T_3	۱/۲۵	۳	۲/۲
T_4	۱/۲۵	۴	۲/۲
T_5	۱/۲۵	۵	۲/۲
T_6	۱/۲۵	۷	۲/۲
T_7	۱/۲۵	۹	۲/۲
T_8	۱/۲۵	۸	۲/۲

مراحل حریق در یک محفظه

آتش‌های محفظه‌ای با عنوان آتش‌سوزی در فضاهای بسته تعریف می‌شوند که معمولا به صورت اتاق‌هایی در ساختمان‌ها در نظر گرفته می‌شوند، اما ممکن است شامل فضاهای دیگری مانند مواردی باشد که در وسایل حمل و نقل مانند کشتی‌ها، هواپیماها، قطارها و مانند آن‌ها یافت می‌شود. آتش‌سوزی در محفظه‌ها در ۵ مرحله تعریف می‌شود: ۱) اشتعال، ۲) رشد، ۳) فلش‌اور (Flashover)، ۴) توسعه‌یافتگی کامل، ۵) زوال. اگرچه بسیاری از آتش‌سوزی‌ها از این ایدئال‌سازی پیروی نمی‌کنند، اما چارچوب مفیدی برای بحث آتش‌سوزی محفظه فراهم می‌کنند.

همه آتش‌سوزی‌ها شامل یک مرحله اشتعال هستند، اما فراتر از آن، ممکن است رشد نکنند، یا ممکن است قبل از گذراندن تمام مراحل ذکر شده در بالا، تحت تأثیر فعالیت‌های آتش‌نشانی دستی یا خودکار قرار گیرند. مرحله اشتعال زمانی است که در طی آن آتش‌سوزی در یک محفظه شروع می‌شود. مرحله رشد مرحله‌ایست که پس از اشتعال، آتش در ابتدا به عنوان تابعی از خود سوخت، با تأثیر کم یا بدون تأثیر شرایط محفظه، رشد می‌کند. فلش‌اور به طور کلی به عنوان یک آتش فزاینده به یک آتش کاملا توسعه یافته تعریف می‌شود که در آن تمام اقلام قابل احتراق در محفظه درگیر آتش می‌شوند. در طی این انتقال تغییرات سریعی در محیط محفظه رخ می‌دهد. دمای گاز ۳۰۰ ـ ۶۵۰ درجه سانتی‌گراد با شروع فلش‌اور همراه بوده است، اگرچه دمای ۵۰۰ ـ ۶۰۰ درجه سانتی‌گراد بیشتر مورد استفاده قرار می‌گیرد. مرحله توسعه‌یافتگی کامل مرحله‌ایست که سرعت انتشار گرمای آتش بیشترین میزان را دارد. رفتار آتش‌سوزی در این مرحله تحت تأثیر شرایط محفظه مانند اندازه و مصالح ساختمانی، اندازه و شکل دهانه‌ها، نوع مقدار و توزیع سوخت در محفظه است. مرحله زوال حریق زمانی رخ می‌دهد که سوخت مصرف می‌شود و سرعت انتشار گرما و دمای داخل محفظه کاهش می‌یابد. شکل (۲) مراحل حریق را نمایش می‌دهد [34].



شکل ۲ مراحل مختلف حریق در اتاق

تحلیل تکرارپذیری و عدم قطعیت آزمایش‌ها

در مطالعه پیشرو از روش مراجع [32]، [35]، [36] برای ارزیابی تغییرپذیری در تکرار آزمایش‌ها استفاده می‌شود که در ادامه به تفصیل شرح داده خواهد شد. معادله (۱) بیانگر عدم قطعیت کل است که با استفاده از عدم قطعیت تکرار(δu_{rep}) و تجهیزات (δu_{eqp}) محاسبه می‌شود و به شکل زیر بیان می‌شود:

$$\delta u = \sqrt{(\delta u_{eqp})^2 + (\delta u_{rep})^2} \qquad (۱)$$

برای محاسبه مقادیر عدم قطعیت تکرار (δu_{rep}) و عدم قطعیت تجهیزات (δu_{eqp}) از روابط زیر استفاده می‌شود:

$$\delta u_{eqp} = a/\sqrt{3} \qquad (۲)$$

$$\delta u_{rep} = \sigma/\sqrt{N} \qquad (۳)$$

در معادله (۲)، a بیانگر نصف دقت دستگاه اندازه‌گیری و در معادله (۳)، σ بیانگر انحراف استاندارد و N بیانگر تعداد تکرار است. دقت ترموکوپل نوع K توسط کارخانه سازنده برابر با (۰/۵ درجه سانتی‌گراد + ۰/۴٪)± تعیین شده است. لازم به ذکر است که هر آزمایش در سه تکرار انجام شده تا از صحت نتایج اطمینان حاصل شود.

جدول (۳) محاسبه عدم قطعیت را به عنوان مثال برای آزمون ۱ با استفاده از معادلات (۱) تا (۳) ارائه می‌دهد. بر اساس تجزیه و تحلیل عدم قطعیت‌ها، عدم قطعیت تجهیزات به طور قابل ملاحظه‌ای کمتر از مقدار آن برای نوع تکرار است که می‌تواند به حداقل بودن عدم قطعیت کل کمک کند. این تجزیه و تحلیل قابلیت اطمینان بالای نتایج تجربی را نشان می‌دهد؛ چرا که میانگین عدم قطعیت کل از ۶/۹۷ درجه سانتی‌گراد کمتر است.

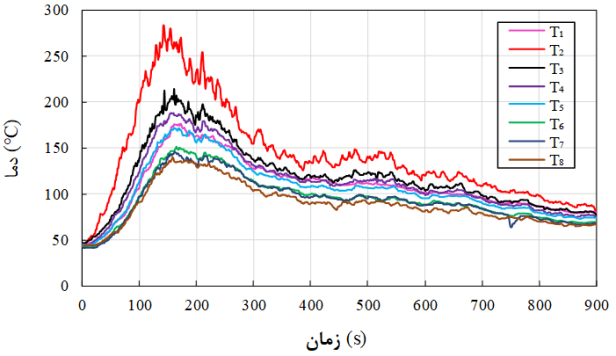
جدول ۳ مشخصات عدم قطعیت در اندازه‌گیری دما

شماره ترموکوپل	u_{eqp} °C	u_{rep} °C	u_{tot} °C
T_1	۰/۳۱	۶/۸۹	۶/۸۹
T_2	۰/۳۷	۸/۰۵	۸/۰۵
T_3	۰/۳۴	۷/۴۳	۷/۴۳
T_4	۰/۳۸	۵/۹۵	۵/۹۶
T_5	۰/۴۱	۶/۴۳	۶/۴۴
T_6	۰/۳۶	۷/۲۱	۷/۲۱
T_7	۰/۳۹	۵/۹۸	۵/۹۹
T_8	۰/۳۷	۷/۸۶	۷/۸۶

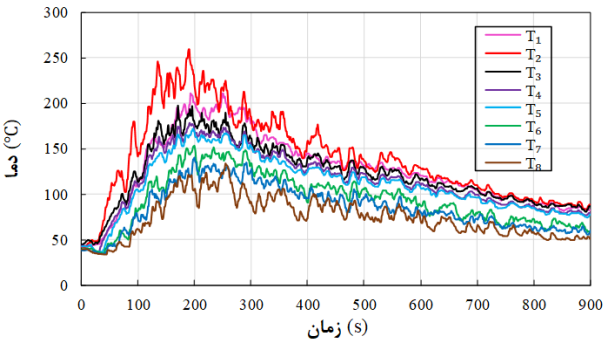
نتایج و بحث

بخش نتایج به بررسی تأثیر تهویه فشار مثبت بر رفتار حریق با سوخت پالت چوب می‌پردازد. شکل‌های (۳) و (۴) دمای لایه

بالایی گازهای داغ درون محفظه را نمایش می‌دهد که توسط ترموکوپل‌ها در طی یکی از تکرارهای آزمون‌های ۱ و ۲ ثبت شده است. دما با استفاده از روش‌شناسی یکسان در همه آزمایش‌ها به طور یکنواخت اندازه‌گیری شد. قابل ذکر است که T_2 به طور مداوم بالاترین دما را در هر آزمایش ثبت کرد. این به دلیل نزدیکی آن به منبع آتش است که مستقیما بالای آن قرار دارد. این دمای ثبت شده برای تجزیه و تحلیل مراحل رشد، رشد کامل، زوال و دمای بیشینه مورد استفاده قرار گرفته است.



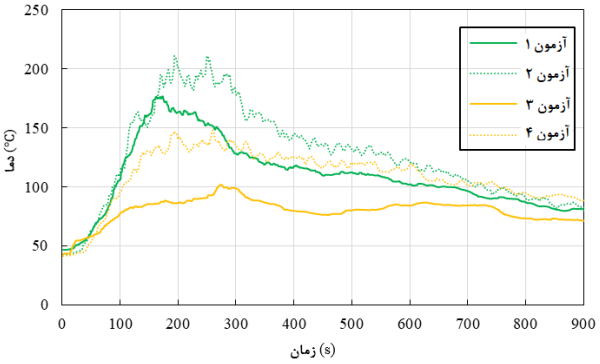
شکل ۳ دماهای اندازه‌گیری شده توسط ترموکوپل‌ها در طول یکی از تکرارهای آزمون ۱



شکل ۴ دماهای اندازه‌گیری شده توسط ترموکوپل‌ها در طول یکی از تکرارهای آزمون ۲

تحلیل توزیع دما در نقاط مختلف محفظه

ترموکوپل ۱ در پشت منبع حریق جانمایی شده است. در شکل (۵) دماهای ثبت شده توسط این ترموکوپل را در طی آزمون‌های ۴ ـ ۱ نشان می‌دهد. همان طور که قابل مشاهده است در حالت باز بودن هر دو بازشو (آزمون‌های ۱ و ۲) و باز بودن تنها یک بازشو (آزمون‌های ۳ و ۴)، دمای ثبت شده توسط ترموکوپل ۱ در حالت وجود تهویه اجباری بیشتر است؛ یعنی هوای حاصل از احتراق در آزمون‌های ۲ و ۴ دارای دماهای بالاتری در محل ترموکوپل ۱ هستند. علت این پدیده نقش دمنده در عقب راندن جریان هوا به سمت انتهای محفظه احتراق است. در انتهای محفظه هیچ دریچه بازشویی نداریم و به نوعی جریان هوا محبوس می‌شود و دما در آن منطقه بالا می‌رود. پس در هر دو حالت یک و دو بازشو برای تهویه اجباری منطقی است که ترموکوپل ۱ دمای بالاتری را برای تهویه اجباری نسبت به تهویه طبیعی نشان می‌دهد؛ بنابراین در عملیات آتش‌نشانی با استفاده از تهویه فشار مثبت توجه به این نکته حائز اهمیت است که دمای محفظه تحت هر شرایطی (وجود و نبود خروجی هوا) در فضای قرار گرفته پشت کانون حریق بیشتر از شرایط تهویه طبیعی است و این برای افراد محبوس و آتش‌نشانان یک تهدید به شمار می‌آید. افزایش دما در آزمون ۲ نسبت به ۱ و افزایش دما در آزمون ۴ نسبت به ۳ که شکل (۵) آن را نمایش می‌دهد این موضوع را تصدیق می‌کند.



شکل ۵ دمای اندازه‌گیری شده توسط T_1 در آزمون‌های ۱ ـ ۴

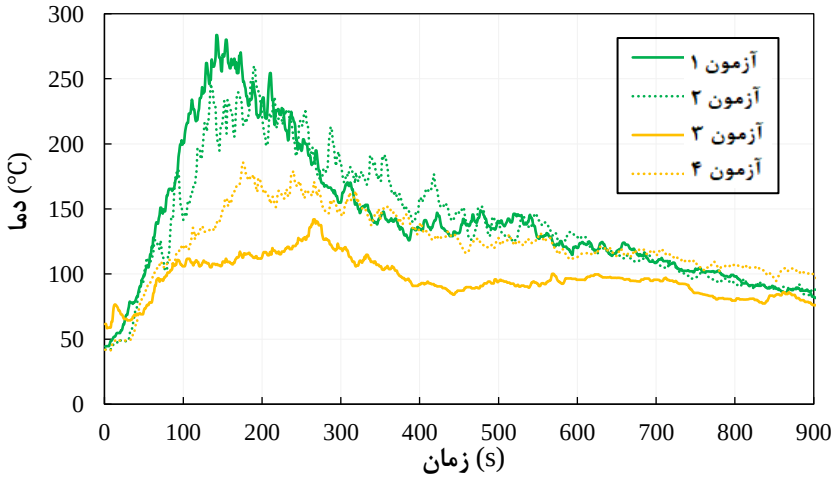
ترموکوپل شماره ۲ در بالای کانون حریق (شعله) نصب شده است. مطابق شکل (۶) دمای ثبت شده توسط این ترموکوپل رفتار متفاوتی نسبت به ترموکوپل ۱ نشان می‌دهد که با توجه به موقعیت قرارگیری آن و شرایط تهویه، منطقی به نظر می‌رسد. در آزمون ۲ نسبت به آزمون ۱ استفاده از تهویه اجباری با دمنده فشار مثبت موجب کاهش دمای هوای بالای کانون حریق شده است. این کاهش دما ناشی از تقویت جریان هوای ورودی و تسهیل خروج محصولات احتراق از بازشوی مقابل است. در این وضعیت، جریان همرفتی گرمایی به دلیل وجود یک مسیر مشخص برای ورود و خروج هوا منظم‌تر شده و گرمای تولید شده به سرعت از محفظه خارج می‌گردد. به عبارتی، دمنده فشار

مثبت موجب افزایش سرعت جریان هوا در داخل محفظه می‌شود و لایه داغ بالای شعله را با هوای تازه جایگزین می‌کند که این خود باعث کاهش دمای ثبت شده توسط ترموکوپل ۲ می‌شود.

در مقابل، در آزمون‌های ۳ و ۴ که تنها یک بازشوی ورودی باز است و دمنده فشار مثبت نیز در همان محل نصب شده، به دلیل نبود مسیر خروج مشخص، هوای پرفشار وارد شده به محفظه با مقاومت روبه‌رو می‌شود و امکان خروج آسان محصولات احتراق فراهم نمی‌شود. این موضوع باعث می‌شود که داخل محفظه به ناحیه‌ای با فشار بالا و تهویه محدود تبدیل شود. در چنین شرایطی، گازهای داغ حاصل از احتراق در قسمت فوقانی محفظه تجمع پیدا می‌کنند و انتقال حرارت همرفتی کاهش می‌یابد، چرا که جریان‌های طبیعی بالارونده ناشی از گرمایش، توسط جریان هوای فشار مثبت مختل شده‌اند. همچنین، در نبود یک جریان مؤثر برای تخلیه گازهای گرم، اختلاط و توربولانس نیز کاهش می‌یابد و این به افزایش دمای نقطه بالای شعله منجر می‌گردد. در حالت تهویه طبیعی، با وجود یک بازشوی باز و نبود جریان فشار مثبت، محصولات احتراق با استفاده از جریان طبیعی همرفت از محفظه خارج می‌شوند. در این شرایط، هیچ نیروی مخالفی برای جلوگیری از صعود و خروج دود و گازهای داغ وجود ندارد و در نتیجه، دمای ثبت شده توسط ترموکوپل ۲ در بالای کانون حریق کاهش می‌یابد.

نکته دیگری که می‌توان به آن اشاره کرد اثر مخرب تهویه اجباری در صورت وجود یک بازشو در افزایش دما و ایجاد مشکلات برای فرایند آتش‌نشانی توسط آتش‌نشانان است. به دلیل تزریق هوای تازه به داخل محفظه احتراق و اکسیژن‌رسانی بیشتر به شعله و عدم تخلیه راحت هوای حاصل از احتراق از محل بازشویی که دمنده در آن تعبیه شده است باعث می‌شود این اکسیژن مازاد به کمک فرایند احتراق بیاید و دمای شعله را بالاتر ببرد. این افزایش دما در کانون حریق در آزمون ۴ نسبت به آزمون ۳ در شکل (۶) نمایش داده شده است.

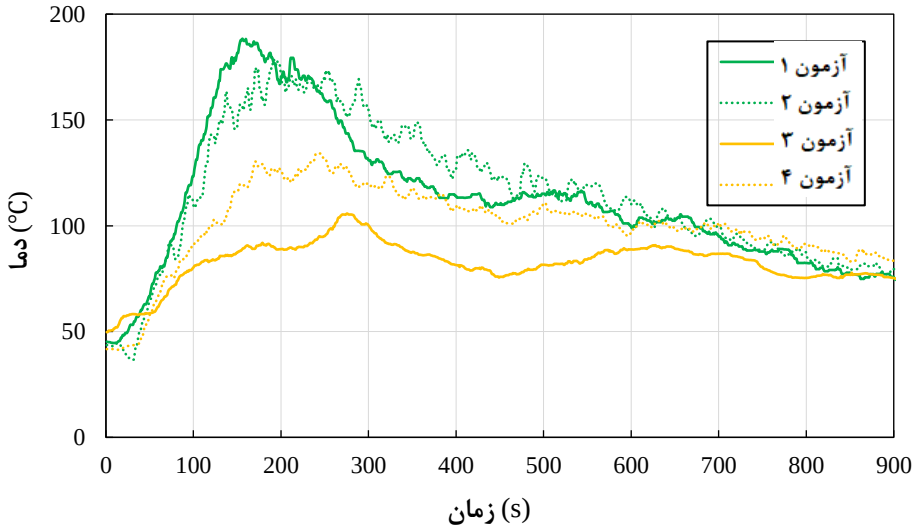
ورود به محفظه به مرحله فلش‌اور زمانی تعریف می‌شود که دما به ۶۰۰ درجه سانتی‌گراد برسد [32]. شکل (۶) نشان می‌دهد که در هیچ یک از شرایط تهویه طبیعی و اجباری، از پنج مرحله حریق (شروع حریق، رشد، فلش‌اور، توسعه‌یافتگی و مرحله زوال)، مرحله فلش‌اور و توسعه‌یافتگی کامل اتفاق نیفتاده است. فلش‌اور مخرب‌ترین مرحله حریق است که هم برای اعضای گرفتار در حریق و هم برای آتش‌نشانان بسیار خطرناک است. از آنجا که در دو حالت تهویه طبیعی و اجباری در حریق مراحل فلش‌اور و توسعه‌یافتگی کامل رخ نداده است می‌توان نتیجه گرفت دلیل آن استفاده از بار سوخت کم و محدود بوده است. همچنین نکته حائز اهمیت این است که وجود تهویه فشار مثبت در آزمون ۲ نسبت به آزمون ۱ باعث شد که مرحله زوال با تأخیر حدود ۲۰ ثانیه شروع شود و دمای این مرحله را از ثانیه ۲۷۰ام تا ثانیه ۴۴۰ام به طور میانگین ۹٪ بالاتر باشد. اما در آزمون ۴ نسبت به آزمون ۳ تأثیر تهویه فشار مثبت بسیار قابل توجه بود به طوری که نه تنها به طور قابل توجهی دمای بیشینه را افزایش داده، بلکه دمای میانگین کانون حریق را از ثانیه ۱۰۰ام تا ثانیه پایان آزمایش به طور میانگین ۲۷٪ بالاتر برد.



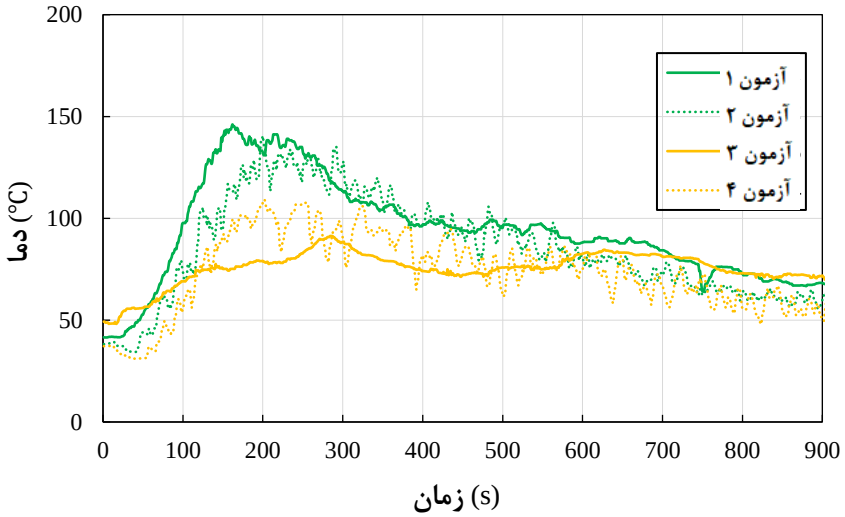
شکل ۶ دمای اندازه‌گیری شده توسط T_2 در آزمون‌های ۱ ـ ۴

رفتار حریق در محل ترموکوپل ۴ در شکل (۷) نشان داده شده است. این ترموکوپل در فاصله ۲ متری از کانون حریق تعبیه شده است. همان طور که از شکل نیز مشاهده می‌شود، همان فرایند ثبت شده توسط ترموکوپل ۲، در اینجا نیز مشاهده می‌گردد با این تفاوت که به دلیل فاصله گرفتن از کانون حریق، دما در این نقطه به طور کلی کاهش یافته است. تنها لازم است به این نکته اشاره گردد که در آزمون ۲ (تهویه اجباری با دو بازشو) نسبت به آزمون ۱ (تهویه طبیعی با دو بازشو) دیگر کاهش دمای قابل توجه اتفاق نمی‌افتد که دلیل آن وجود تهویه اجباری است. از ثانیه ۲۵۰ به بعد دمای بیشتری داریم که علت آن جریان هوای برگشتی یا اغتشاش ایجاد شده توسط تهویه اجباری است، از آنجایی که ترموکوپل ۴ قبل از محل خروجی است، تجمع این گازهای داغ در محل ترموکوپل ۴ باعث افزایش دمای هوای حاصل از احتراق شده است. در آزمون ۴ نسبت به آزمون ۳ این مسئله به شکل ملموس‌تری قابل مشاهده است که این موضوع به علت وجود یک بازشو است که این موضوع باعث بالاتر بودن دمای هوا در تمام طول آزمون ۴ برای تهویه اجباری نسبت به تهویه طبیعی در آزمون ۳ شده است؛ لذا می‌توان نتیجه گرفت استفاده از تهویه فشار مثبت در شرایط وجود یک بازشو در محفظه، رشد دمایی در نقاط نزدیک به کانون حریق اتفاق می‌افتد که می‌تواند فرایند آتش‌نشانی را برای آتش‌نشانان دچار مشکل کند و لذا وجود دو بازشو در صورت تعبیه دمنده فشار مثبت مؤثرتر است.

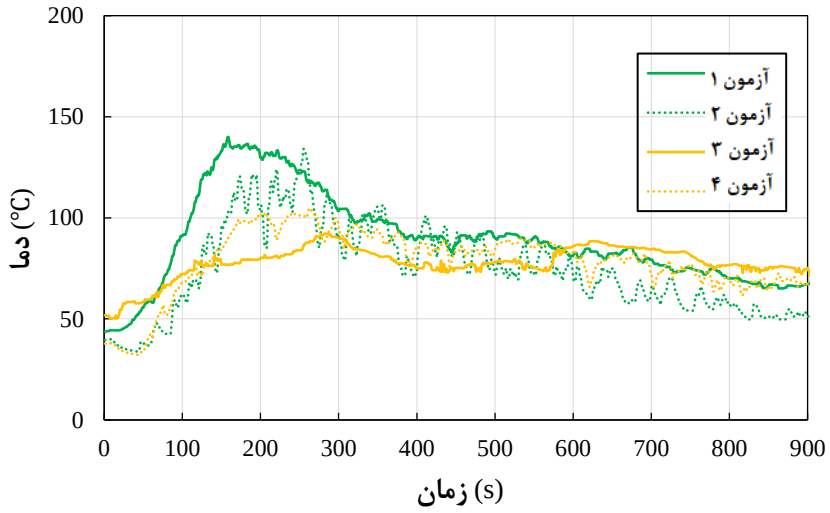
محل قرارگیری ترموکوپل شماره ۷ بعد از بازشوی جانبی و همچنین نزدیک‌ترین ترموکوپل به بازشوی ورودی است. در آزمون‌های ۱ و ۲ با دو بازشو دمای ثبت شده توسط این ترموکوپل در آزمون ۲ با تهویه اجباری پایین‌تر از آزمون ۱ با تهویه طبیعی است (شکل ۸) زیرا هوای خروجی از محفظه از بازشوی جانبی بدون وجود مقاومت خارج می‌شود و دمیده شدن هوا در این شرایط اثر خنک‌کنندگی دارد. حتی نکته قابل توجه اینجاست که دمای بیشینه اتفاق افتاده در آزمون ۲ با تأخیر زمانی در حدود ۵۰ ثانیه اتفاق افتاده است به این دلیل که علی‌رغم اینکه اکسیژن بیشتری تأمین می‌شود اما گستره دمایی به دلیل تهویه اجباری در محفظه احتراق، پایین‌تر است. در ضمن میزان دما بین ثانیه‌های ۵۰۰ ـ ۲۰۰ در دو آزمون ۱ و ۲ مشابه است و بعد از آن به دلیل اینکه حریق رو به زوال رفته است اثر خنک‌کنندگی تهویه اجباری محسوس‌تر است. اما در آزمون ۳ و ۴ با یک بازشو نتایج کمی متفاوت است. شکل (۸) نشان می‌دهد که در اینجا نیز با وجود اینکه ترموکوپل ۷ در دورترین نقطه از حریق قرار دارد، دما از ثانیه ۴۰۰ ـ ۱۰۰ در آزمون ۴ با تهویه اجباری نسبت به آزمون ۳ با تهویه طبیعی بالاتر است. دلیل این موضوع بازگشت گازهای داغ در لایه بالای محفظه است. از آن به بعد در آزمون ۴ دماهای پایین‌تری مشاهده می‌شود که حریق رو به زوال است و وجود دمنده فشار مثبت در نقش خنک‌کننده عمل می‌کند.



شکل ۷ دمای اندازه‌گیری شده توسط T_4 در آزمون‌های ۱ ـ ۴



شکل ۸ دمای اندازه‌گیری شده توسط T_7 در آزمون‌های ۱ ـ ۴



شکل ۹ دمای اندازه‌گیری شده توسط T_8 در آزمون‌های ۱ ـ ۴

ترموکوپل ۸ روی بازشوی جانبی نصب شده است (شکل ۹). مقادیر دمایی ثبت شده توسط این ترموکوپل در آزمون‌های ۳ و ۴ تقریبا مشابه است و علت این است که بازشوی جانبی در این دو آزمون بسته بوده است. در آزمون ۴ در برخی زمان‌ها دما اندکی بالاتر ثبت شده است که علت آن مشابه موارد تحلیل شده برای ترموکوپل ۷ است. جهت تأکید ذکر می‌گردد که وجود جریان هوای اجباری باعث مغشوش شدن جریان هوای داخل محفظه می‌شود و از طرفی اکسیژن‌رسانی نیز بیشتر است و لذا دمای بیشینه حریق در حالت تهویه اجباری بیشتر از تهویه طبیعی است. اما نتایج در شکل (۹) نشان می‌دهد که در حالت دو بازشو، دمای این ترموکوپل در آزمون ۲ با تهویه اجباری کمی پایین‌تر از آزمون ۱ با تهویه طبیعی است که دلیل آن اثر خنک‌کنندگی تهویه اجباری در دریچه‌های خروجی را نشان می‌دهد. همین طور در اینجا نیز به دلیل وجود تهویه اجباری، وقوع دمای بیشینه اندکی با تأخیر اتفاق افتاده است. دمای ثبت شده توسط ترموکوپل ۸ که در محل بازشو قرار دارد در تهویه اجباری بسیار کمتر است که این موضوع برای آتش‌نشانان در طی فرایند آتش‌نشانی بسیار حائز اهمیت است و شرایط برای انجام عملیات آتش‌نشانی را بیشتر مهیا می‌کند و دمای پایین در میزان توانمندی آتش‌نشانان در عملیات امداد و نجات بسیار تعیین کننده است.

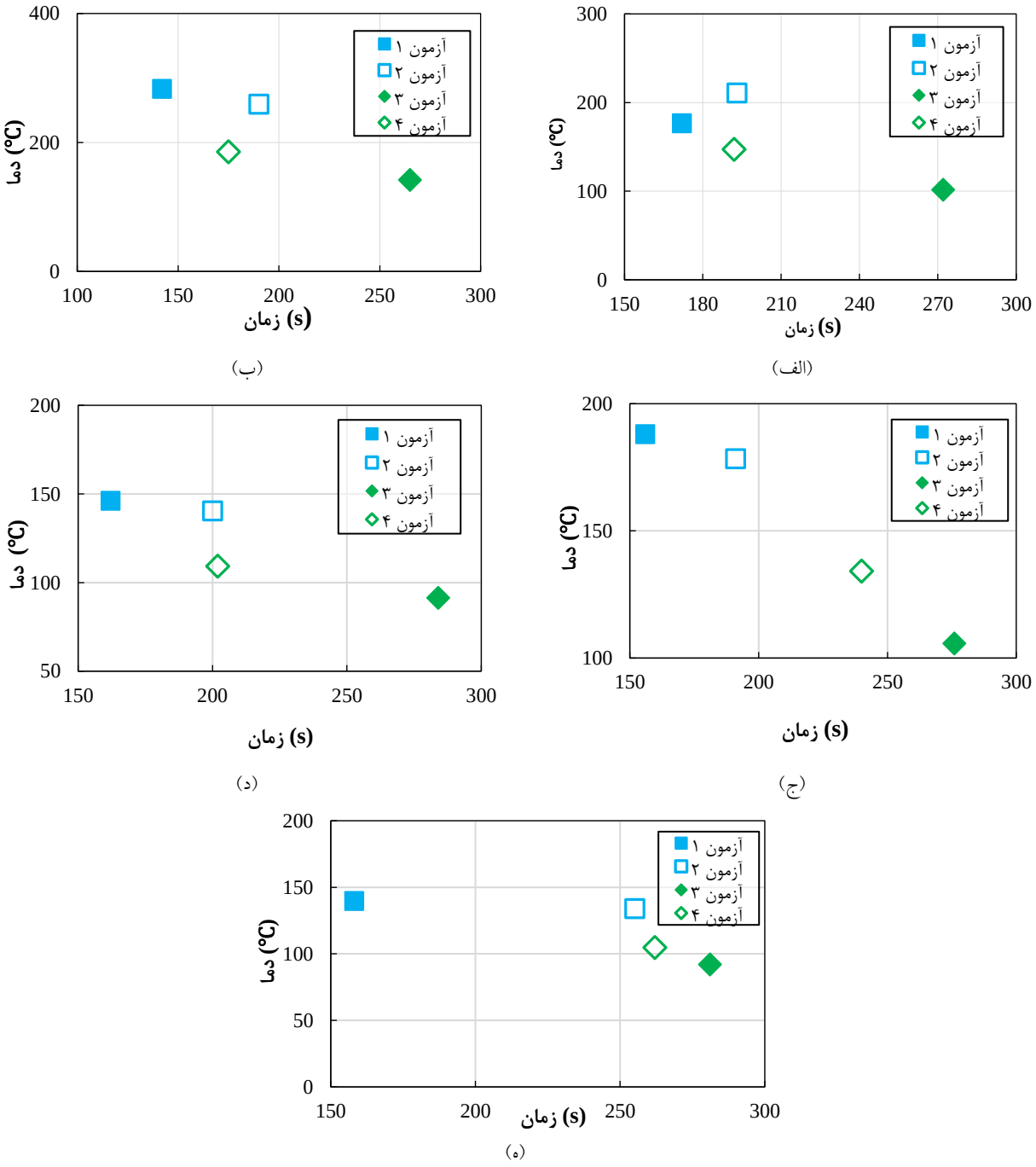
تحلیل دمای بیشینه در محفظه

شکل (۱۰) به مقایسه دمای بیشینه در ۵ نقطه از محفظه می‌پردازد. این مقایسه شامل زمان وقوع و مقدار دمای بیشینه می‌شود. در شکل (۱۰ ـ الف) دمای بیشینه آزمون‌های ۴ ـ ۱ را در ترموکوپل ۱ نشان داده است. در مقایسه بین آزمون‌های ۲ و ۱، مشاهده می‌شود که وجود تهویه اجباری دمای بیشینه حین فرایند حریق در موقعیت پشت حریق از حدود ۱۷۶ سانتی‌گراد در تهویه طبیعی به مقادیر حدودی ۲۱۱ درجه سانتی‌گراد رسیده است. دلیل آن هم جهت رو به جلوی جریان اجباری و تجمع و محبوس شدن هوای حاصل از احتراق در انتهای محفظه است. اگرچه وقوع این دمای بیشینه با تأخیر اتفاق افتاده است اما این نقطه به دلیل تجربه کردن بیشینه دمای بالاتر نقطه آسیب‌پذیرتری است که آتش‌نشانان باید به لزوم امدادرسانی سریع‌تر نسبت به افراد گرفتار در این نقاط، واقف باشند. شکل (۱۰ ـ الف) همچنین نشان می‌دهد که در آزمون‌های ۳ و ۴ با یک بازشو نکته قابل توجه اینجاست که برای تهویه اجباری دمای بیشینه هم به لحاظ زمان وقوع زودتر است هم دمای بالاتری داشته است. این امر، مسئله قابل توجهی در شناسایی مناطق با ریسک بالا به لحاظ سرایت حریق به سایر نقاط و آسیب‌پذیری افراد گرفتار در این نقاط است.

در شکل (۱۰ ـ ب) دمای بیشینه روی کانون حریق نشان داده شده است. در آزمون ۲ نسبت به ۱، استفاده از دمنده اولا باعث تأخیر ۴۸ ثانیه‌ای در زمان وقوع دمای بیشینه شده و ثانیا مقدار این دما از ۲۸۰ درجه سانتی‌گراد به ۲۵۵ درجه نیز کاهش یافته است که این کاهش ۹ درصدی نکته مثبتی است و یافته‌های قبلی را تأیید می‌کنند. اما در آزمون ۳ و ۴ با یک بازشو، استفاده از تهویه اجباری و نبود خروجی اضافی باعث گردید که دمای بیشینه ۸۰ ثانیه زودتر در حالت تهویه فشار مثبت رخ دهد و هم مقدار آن حدود ۳۰ درصد افزایش یابد و به مقدار ۱۸۵/۶ سانتی‌گراد برسد. نتایج دمای ثبت شده در کانون حریق که در شکل (۱۰ ـ ب) بیان شده است این نکته را مشخص می‌کند که استفاده از تهویه فشار مثبت در شرایطی که بار حریق محدود است نه تنها تأثیر مثبتی بر فرایند آتش‌نشانی ندارد، بلکه باعث افزایش دمای بیشینه کانون حریق و همچنین وقوع زودتر آن می‌گردد. همچنین نکته قابل توجه این است که در آزمون‌های ۳ و ۴ که محفظه فقط یک بازشوی باز داشت حتی با وجود تهویه، فشار مثبت دمای بیشینه به طرز قابل توجهی از آزمون‌های ۱ و ۲ کمتر بود و این نشان دهنده اهمیت شرایط تهویه در حریق محفظه است (شکل ۱۰ ـ ب).

دمای بیشینه ثبت شده توسط ترموکوپل ۴ طی چهار آزمون در شکل (۱۰ ـ ج) نشان داده شده است. در آزمون ۲ نسبت به آزمون ۱، دمنده اثر خنک‌کنندگی داشته که دمای بیشینه را هم کاهش ۵٪ داده و هم به لحاظ زمانی ۳۵ ثانیه به تأخیر افتاده است. اما در خصوص شرایط محفظه با یک بازشو در آزمون‌های ۳ و ۴، دمنده نقش افزاینده دما را بازی کرده که در تهویه اجباری به دلایلی که پیش از این نیز ذکر شد هم افزایش ۲۷٪ داشته و به ۱۳۴/۲ درجه سانتی‌گراد رسیده است و هم زمان وقوع آن ۳۶ ثانیه زودتر بوده است. در شکل (۱۰ ـ د) دماهای ثبت شده توسط ترموکوپل ۷ که بیشترین فاصله را تا منبع حریق و کمترین فاصله را تا بازشوی ورودی دارد، نشان داده شده است. در اینجا در هر دو حالت دو بازشو (آزمون‌های ۱ و ۲) و تک بازشو (آزمون‌های ۳ و ۴) مقادیر دما به یکدیگر نزدیک هستند اما به لحاظ تأخیر زمانی اتفاق افتاده مشاهده می‌شود در حالتی که دو بازشو داریم وجود تهویه اجباری وقوع دمای حداکثر را ۳۸ ثانیه به تعویق انداخته که ناشی از همان اثر خنک‌کنندگی است. اما در حالت تک بازشو وجود تهویه اجباری وقوع دمای حداکثر را ۸۲ ثانیه به جلو انداخته که ناشی از اثر گردابه‌ها و محبوس شدن هوا و اکسیژن‌رسانی بیشتر به فرایند حریق و نیز بازگشت جریان هوای گاز داغ است.

دماهای ثبت شده در ترموکوپل ۸ در شکل (۱۰ ـ ه) نشان داده شده است. این ترموکوپل بر روی دهانه بازشوی جانبی متصل شده است. در آزمون‌های ۳ و ۴ (یک بازشو) این دریچه بسته بوده و لذا ترموکوپل دمایی که در هر دو حالت تهویه اجباری و طبیعی ثبت کرده به لحاظ مقداری و زمان وقوع به هم نزدیک بوده که با توجه به دوری این نقطه از منبع آتش این نتیجه منطقی و قابل درک است، اما در آزمون‌های ۱ و ۲ (وجود دو بازشو) پدیده دمای حداکثر مقادیر نزدیک به هم داشته که با توجه به دور بودن از منبع آتش قابل درک است، اما به لحاظ زمانی تهویه اجباری باعث تأخیر ۹۷ ثانیه‌ای در وقوع دمای بیشینه شده که با توجه به جریان تخلیه هوا از بازشو دوم و اثر خنک‌کنندگی دمنده، این تأخیر زمانی نیز قابل توجیه است.

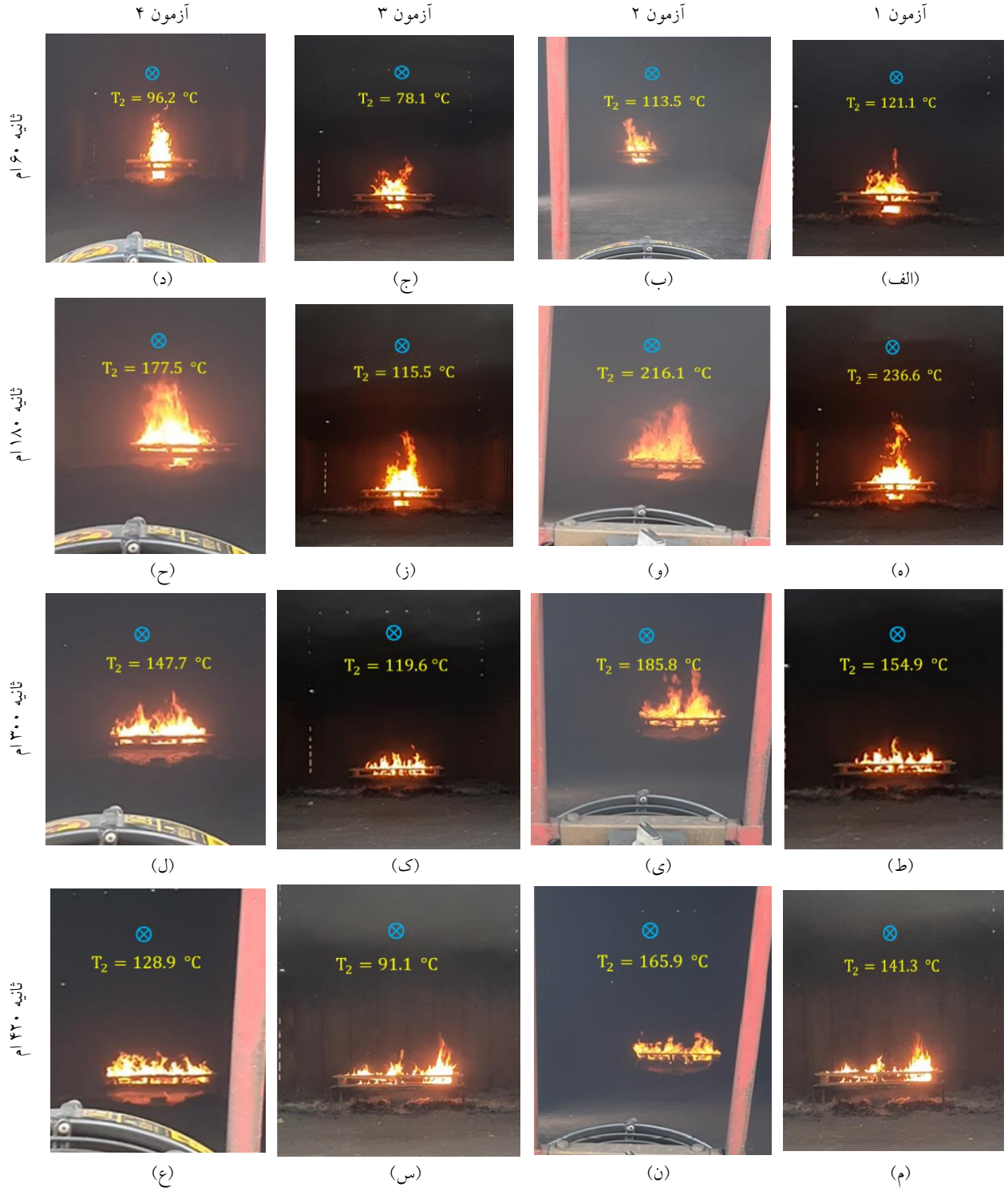


شکل ۱۰ مقایسه دمای بیشینه اندازه‌گیری شده توسط ترموکوپل‌های (الف) T_1، (ب) T_2، (ج) T_4، (د) T_7، (ه) T_8

مقایسه شکل ظاهری شعله بر اثر تهویه فشار مثبت و تهویه طبیعی

شکل (۱۱) وضعیت ظاهری شعله را در دقایق ۱، ۳، ۵ و ۷ در آزمون‌های ۱ تا ۴ نمایش می‌دهد. نتایج شکل‌های (۱۱ ـ الف ـ ب ـ ه ـ و ـ ط ـ ی) نشان می‌دهد که در آزمون ۲ که تهویه فشار مثبت فعال شده و محفظه دارای دو بازشوی باز بوده است نسبت به آزمون ۱ که فقط دارای تهویه بوده، است در مراحل شروع، رشد حریق و دمای بیشینه کانون حریق دارای دمای کمتری بوده و ظاهر شعله نیز ضعیف‌تر شده است. اما در مرحله زوال وجود تهویه فشار مثبت باعث افزایش دما و تقویت شعله گردیده است (شکل ۱۱ ـ م ـ ن) که این نتایج بیان می‌کند در استفاده از تکنیک تهویه فشار مثبت زمان‌بندی بسیار اهمیت دارد و باید با احتیاط از آن استفاده شود. شکل‌های (۱۱ ـ ج ـ د ـ ز ـ ح ـ ک ـ ل ـ س ـ ع) این نتیجه را نمایش می‌دهد که نبود خروجی دوم در

محفظه باعث شده است در تمامی مراحل حریق استفاده از تهویه فشار مثبت باعث تقویت شعله و بالا رفتن دما شود که در عملیات آتش‌نشانی یک تهدید محسوب می‌شود.



شکل ۱۱ مقایسه تغییرات ظاهر شعله: (الف) ثانیه ۱۲۰ آزمایش ۱، (ب) ثانیه ۱۲۰ آزمایش ۲، (ج) ثانیه ۱۲۰ آزمایش ۳، (د) ثانیه ۱۲۰ آزمایش ۴، (ه) ثانیه ۱۸۰ آزمایش ۱، (و) ثانیه ۱۸۰ آزمون ۲، (ز) ثانیه ۱۸۰ آزمون ۳، (ح) ثانیه ۱۸۰ آزمون ۴، (ط) ثانیه ۳۰۰ آزمون ۱، (ی) ثانیه ۳۰۰ آزمون ۲، (ک) ثانیه ۳۰۰ آزمون ۳، (ل) ثانیه ۳۰۰ آزمون ۴، (م) ثانیه ۴۲۰ آزمون ۱، (ن) ثانیه ۴۲۰ آزمون ۲، (س) ثانیه ۴۲۰ آزمون ۳، (ع) ثانیه ۴۲۰ آزمون ۴

نتیجه‌گیری

این مطالعه به طور آزمایشگاهی رفتار آتش‌سوزی چوب را در یک محفظه بررسی کرد و به طور دقیق اثر استفاده از تهویه فشار مثبت و مقایسه آن را با تهویه طبیعی با بار سوختی ۱۰ کیلوگرم تجزیه و تحلیل کرد. محیط آزمایشی شامل یک محفظه با ابعاد ۱۲/۲ × ۲/۴ × ۲/۳۵ متر بود. نتایج این تحقیق بینش‌های مهمی را در مورد پویایی آتش نشان می‌دهد که به دانش عملی کمک می‌کند که پیامدهای مستقیمی برای بهینه‌سازی راهبردهای آتش‌نشانی دارد. نتیجه‌گیری اصلی به شرح زیر است:

فلش‌اور و مرحله توسعه‌یافتگی کامل. در هیچ کدام از آزمون‌ها، مراحل فلش‌اور و توسعه‌یافتگی کامل رخ نداد که دلیل آن بار سوخت کم و محدود بود. این نتیجه نشان دهنده اهمیت بار سوخت در وقوع مراحل خطرناک حریق است.

مقدار دمای بیشینه. دمای بیشینه در پشت کانون حریق بر اثر تهویه فشار مثبت در هر دو شرایط بازشوهای محفظه افزایش یافت. در شرایط دو بازشوی باز از حدود ۱۷۶ درجه سانتی‌گراد به ۲۱۱ درجه سانتی‌گراد افزایش و در شرایط یک بازشوی باز از ۱۰۱/۵ به ۱۴۷/۲ سانتی‌گراد افزایش یافت. در بالای کانون حریق در شرایط دوبازشوی باز (آزمون‌های ۱ و ۲، دمای بیشینه با استفاده از تهویه فشار مثبت حدود ۹٪ کاهش یافت (از ۲۸۰ به ۲۵۵ درجه سانتی‌گراد) و در شرایط یک بازشوی باز دمای بیشینه در بالای کانون حریق بر اثر تهویه فشار مثبت در آزمون ۴ نسبت به آزمون ۳ حدود ۳۰٪ افزایش یافت. همچنین به طور کلی دمای بیشینه در اثر استفاده از تهویه فشار مثبت در تمامی نقاط محفظه در حالت دو بازشوی باز به طور میانگین به استثنای پشت کانون حریق، ۵/۴٪ کاهش و در حالت یک بازشوی باز در تمامی نقاط محفظه حدود ۲۷٪ افزایش داشت.

زمان وقوع دمای بیشینه. در حالتی که محفظه دارای دو بازشوی باز بود (آزمون ۲ نسبت به آزمون ۱) استفاده از تهویه فشار مثبت منجر شد که دمای بیشینه در تمامی نقاط محفظه به طور میانگین ۴۸ ثانیه به تأخیر بیفتد. اما در آزمون ۴ نسبت به آزمون ۳ که تنها یک بازشوی باز بود استفاده از تهویه فشار مثبت باعث شد دمای بیشینه در محفظه به طور میانگین ۶۱ ثانیه زودتر رخ دهد.

اثر تهویه فشار مثبت بر مرحله زوال. وجود تهویه فشار مثبت در آزمون ۲ نسبت به آزمون ۱ باعث شد که مرحله زوال با تأخیر حدود ۲۰ ثانیه شروع شود و دمای این مرحله از ثانیه ۲۷۰ام تا ثانیه ۴۴۰ام به طور میانگین ۹ درصد بالاتر باشد. اما در آزمون ۴ نسبت به آزمون ۳ تأثیر تهویه فشار مثبت بسیار قابل توجه بود به طوری که نه تنها به طور قابل توجهی دمای بیشینه را افزایش داد، بلکه دمای میانگین کانون حریق را از ثانیه ۱۰۰ام تا ثانیه پایان آزمایش به طور میانگین ۲۷٪ بالاتر برد.

اثر استفاده از تهویه فشار مثبت بر عملیات آتش‌نشانی. استفاده از تهویه فشار مثبت باید با توجه به تعداد و موقعیت بازشوها انجام شود. مطابق با داده‌های ارائه شده در شکل‌های (۸) و (۹) مشاهده می‌شود که در سناریوهای دارای دو بازشو، دمای تجمعی لایه‌های بالایی کاهش می‌یابد و گازهای داغ سریع‌تر تخلیه می‌شوند؛ بنابراین، استفاده از حداقل دو بازشو در تهویه فشار مثبت توصیه می‌شود. وجود دو بازشو باعث شکل‌گیری مسیر جریان پایدارتر برای ورود و خروج هوا می‌شود و در نتیجه، گازهای داغ انباشته شده در لایه بالایی سریع‌تر خارج می‌شوند. این مسئله در نمودار تغییرات دما در سناریوهای دارای یک و دو بازشو مشهود است. همچنین نتایج نشان دهنده این نکته مهم بود که حتی در شرایطی که محفظه داری دو بازشوی باز باشد، نقاطی که در پشت کانون حریق قرار دارند با استفاده از تهویه فشار مثبت دمای بالاتری را تجربه می‌کنند.

واژه‌نامه

پیشنهادی نویسنده	واژه لاتین	پیشنهادی ویراستار
اشتعال	ignition	
اغتشاش	turbulency	آشوب
اطفای حریق	Firefighting	آتش نشانی
پالت چوبی	wooden pallet	
ترموکوپل	thermocouple	دماجفت
تهویه اجباری	forced ventilation	هواپیرایی اجباری

تهویه فشار مثبت	positive pressure ventilation	هواپیرایی فشار مثبت
تهویه طبیعی	natural ventilation	هواپیرایی طبیعی
جریان همرفتی	convection stream	جریان جابجایی
جریان هوای برگشتی	return air flow	
رشد	growth	
رفتار حریق	fire behaviour	رفتار آتش
زوال	decay	

شعله	flame	
عدم قطعیت	uncertainty	
فلش‌اور	flashover	آتشگیری، آتش‌گستری
محفظه احتراق	combustion chamber	سوختارگاه، سوختاره

تقدیر و تشکر

نویسندگان نهایت تشکر خود را از سازمان آتش‌نشانی مشهد برای همکاری‌های صمیمانه‌شان ابراز می‌دارند.

مراجع

[1] K. Garcia, R. Kauffmann, and R. Schelble, *Positive Pressure Attack for Ventilation & Firefighting* . 2006.

[2] A. Tewarson and J. Steciak, “Fire Ventilation,” vol. 53, no. 1–3, p. 123-134, 1983. https://doi.org/10.1016/0010-2180(83)90011-1

[3] C. L. Chow, C. H. Cheng, and W. K. Chow, “Active Firefighting Systems Against Flashover Fires in Big Halls,” *Fire*, vol. 7, no. 12, pp. 4–7, 2024. https://doi.org/10.3390/fire7120486

[4] A. Warrier, “EFFECTIVENESS OF POSITIVE PRESSURE,” in *International Conference on Safety and Fire Engineering*, 2017.

[5] D. S. S. K. Daniel Madrzykowski, S. Kerber, and D. Madrzykowski, “Evaluating positive pressure ventilation in large structures: high-rise pressure experiments,” *Nistir 7412*, p. 72, 2007.

[6] P. S. Ziesler, F. S. Gunnerson, and S. K. Williams, “Advances in positive pressure ventilation: Live fire tests and laboratory simulation,” *Fire Technol.*, vol. 30, no. 2, pp. 269–277, 1994. https://doi.org/10.1007/BF01040006

[7] T. Y. Yeung, W. K. Chow, H. Kong, T. Hong, and K. Polytechnic, “This is the Pre-Published Version . A Study on Positive Pressure Ventilation in Room Fires Using a Small Scale Model,” *Heat Transfer Research*, vol. 50, no. 2018, pp. 243–261, 2019. https://doi.org/10.1615/HeatTransRes.2018025564

[8] W. D. Walton and S. Kerber, “Full-Scale Evaluation of Positive Pressure Ventilation In a Fire Fighter Training Building,” *National Institute of Standards and Technology*, 2006.

[9] S. Kerber, “Evaluation of fire service positive pressure ventilation tactics on high-rise buildings,” *Interflam2007*, pp. 1289-1300, 2005.

[10] P. Kaczmarzyk, Ł. Warguła, and P. Janik, "Experimental studies of the influence of mobile fan positioning parameters on the ability to transport the air stream into the door opening," *Scientific Reports*, vol. 13, no. 1, 2023. https://doi.org/10.1038/s41598-023-42147-5

[11] S. Svensson, “A study of tactical patterns during fire fighting operations.PDF,” *Fire Safety Journal*, vol. 37, no. 7, pp. 673–695, 2002. https://doi.org/10.1016/S0379-7112(02)00027-9

[12] W. E. Hurford, "Effect of positive pressure ventilation on cardiovascular function," *Current Opinion in Anesthesiology*, vol. 2, no. 6, pp. 789–795, 1989.

[13] S. Svensson, "Experimental study of fire ventilation during fire fighting operations," *Fire Technology*, vol. 37, no. 1, pp. 69–85, 2001. https://doi.org/10.1023/A:1011653603104

[14] K. Lambert, S. Welch, and B. Merci, "The Use of Positive Pressure Ventilation Fans During Firefighting Operations in Underground Stations: An Experimental Study," *Fire Technology*, vol. 54, no. 3, pp. 625–647, 2018. https://doi.org/10.1007/s10694-018-0700-8

[15] C. M. Beal and O. A. Ezekoye, "EFFECTS OF EXIT VENT LOCATION ON FIRE ROOM CONDITIONS DURING PPV," in *Proceedings of the ASME 2008 Summer Heat Transfer Conference*, 2017, pp. 1–11. https://doi.org/10.1115/HT2008-56456

[16] L. Acherar, H. Y. Wang, J. P. Garo, and B. Coudour, "Impact of air intake position on fire dynamics in mechanically ventilated compartment," *Fire Safety Journal*, vol. 118, no. July, p. 103210, 2020. https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2020.103210

[17] P. Panindre, N. S. S. Mousavi, and S. Kumar, "Improvement of Positive Pressure Ventilation by optimizing stairwell door opening area," *Fire Safety Journal*, vol. 92, no. May, pp. 195–198, 2017. https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2017.06.007

[18] E. J. Lee, C. B. Oh, K. C. Oh, Y. H. Yoo, and H. J. Shin, "Performance of the smoke extraction system for fires in the Busan-Geoje immersed tunnel," *Tunnelling and Underground Space Technology*, vol. 25, no. 5, pp. 600–606, 2010. https://doi.org/10.1016/j.tust.2010.04.005

[19] H. Prétrel and J. M. Such, "Effect of ventilation procedures on the behaviour of a fire compartment scenario," *Nuclear Engineering and Design*, vol. 235, no. 20, pp. 2155–2169, 2005. https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2005.03.003

[20] O. A. Ezekoye, K. Lakshminarasimhan, P. Seers, and R. Nicks, "Effects of PPV attack on thermal conditions in a compartment downstream of a fire," *Fire Technology*, vol. 41, no. 3, pp. 193–208, 2005. https://doi.org/10.1007/s10694-005-1270-0

[21] O. A. Ezekoye, C. H. Lan, and R. Nicks, "Positive Pressure Ventilation Attack for Heat Transport in a House Fire," *6th ASME-JSME Thermal Engineering Joint Conference*, no. C, 2003.

[22] O. A. Ezekoye and S. Svensson, "Investigating Positive Pressure Ventilation," *ResearchGate*, no. January 2007, p. 12, 2007.

[23] C. M. Beal, M. Fakhreddine, and O. A. Ezekoye, "Effects of leakage in simulations of positive pressure ventilation," *Fire Technology*, vol. 45, no. 3, pp. 257–286, 2009. https://doi.org/10.1007/s10694-008-0055-7

[24] K. Lambert and B. Merci, "Experimental Study on the Use of Positive Pressure Ventilation for Fire Service Interventions in Buildings with Staircases," *Fire Technology*, vol. 50, no. 6, pp. 1517–1534, 2014. https://doi.org/10.1007/s10694-013-0359-0

[25] X. Feng and Y. Li, "Evaluation of positive pressure ventilation for high-rise buildings in compartment fire situation," *Advanced Materials Research*, vol. 446–449, pp. 2908–2913, 2012. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.446-449.2908

[26] M. M. Fatemeh Behbahani , Mahdi Hamzei , Zahra Mehrdoost, "Numerical Verification of the Effect of Side Wind

on the Staircase of a Tall Building with," *Journal of Applied and Computational Mechanics*, vol. 36, no. 4, pp. 21–34, 2024. https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.81802.1178

[27] H. N. Seyed Ahmad Kebriyaee, Mohammad Moghiman, "Numerical study of the effect of ambient air temperature and relative humidity on diesel pool fire," *Fuel and Combustion*, vol. 17, no. 2, pp. 57–76, 2024.

[28] J. Zhao, Z. Wang, Z. Hu, X. Cui, X. Peng, and J. Zhang, "Effects of Fire Location and Forced Air Volume on Fire Development for Single-Ended Tunnel Fire with Forced Ventilation," *Fire*, vol. 6, no. 3, 2023. https://doi.org/10.3390/fire6030111

[29] M. Łapicz, R. Makowski, and J. Jędrzejas, "Increased effectiveness of firefighting during internal fires with the use of positive pressure attack," in *MATEC Web of Conferences*, 2018. https://doi.org/10.1051/matecconf/201824700036

[30] H. Ingason and R. Fallberg, "Positive pressure ventilation in single medium-sized premises," *Fire Technology*, vol. 38, no. 3, pp. 213–230, 2002. https://doi.org/10.1023/A:1019825931076

[31] W. K. Chow, H. Kong, C. L. Chow, and H. Kong, "About Air Pumping through Openings in a Room Fire," no. June, 2023. https://doi.org/10.31224/3041

[32] S. A. Kebriyaee, M. Moghiman, and H. Niazmand, "Empirical study on the influence of initial relative humidity on wood crib fire behavior in compartment under varied natural ventilation conditions," *Fire Safety Journal*, vol. 148, no. April, p. 104229, 2024. https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2024.104229

[33] S. A. Kebriyaee, M. Moghiman, and H. Niazmand, S. M. Miri "Investigating Wood Crib Fire Behavior in Firefighting Training Compartment: An Experimental Analysis of Fuel-Air Ratios," *Fire and Materials*, 2025. https://doi.org/10.1002/fam.3298

[34] W. D. Walton, P. H. Thomas, and Y. Ohmiya, "Estimating temperatures in compartment fires," in *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Fifth Edition*, Springer New York, 2016, pp. 996–1023. https://doi.org/10.1007/978-1-4939-2565-0_30

[35] R. J. Moffat, "Describing the uncertainties in experimental results," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 1, no. 1, pp. 3–17, 1988. https://doi.org/10.1016/0894-1777(88)90043-X

[36] R. J. Moffat, "Using uncertainty analysis in the planning of an experiment," *Journal of Fluids Engineering*, vol. 107, no. 2, pp. 173–178, 1985. https://doi.org/10.1115/1.3242452

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics, 37, 4, 2025. (95-114)

Ferdowsi University of Mashhad

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics

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

Society of Manufacturing Engineering of Iran

Investigating the Effect of Structural Heterogeneity Model on the Buckling Capacity of Thin-Walled Porous Functionally Graded I-Beams and Channel Beams

Research Article

Reza Jahangiri[1], Rasoul Ghanbari[2], Mikaeil Naseri[3], Akbar Allahverdizadeh[4], Iraj Shakeri[5]

10.22067/jacsm.2025.92494.1322

Abstract **-- The modeling and prediction of the structural characteristics of thin-walled beams and columns are of significant importance due to the potential occurrence of lateral buckling under eccentric, concentrated, and distributed lateral loads. In the present study, by incorporating the effects of warping, heterogeneity, porosity, and based on Vlasov's assumptions and the application of Hamilton's principle, the governing characteristic equations for the lateral buckling of multi-layered thin-walled porous functionally graded I-beams and channel beams were introduced. Using the finite element method and describing the displacement components of points within the elements in terms of Lagrangian and Hermitian interpolation functions, the governing eigenvalue equation was solved numerically. To validate the results of this study, they were compared with other references. The effect of various parameters, particularly porosity index, mixing index, material modulus ratio, end-moment ratio, and cross-sectional strength parameter, on the load-bearing capacity of multilayer thin-walled beams under multiple boundary conditions was investigated. It was demonstrated that various parameters have an important role in determining the range of buckling instability.**

Key Words: **Vlasov assumptions, Functionally Graded Beam, Lateral Buckling, Volume Fraction Index, Porosity Index**

1. Introduction

Functionally Graded Materials (FGMs) exhibit continuous composition variation, especially along the thickness direction. This study analyzes ceramic-metal FGMs, incorporating porosity and structural heterogeneity effects, with material properties modeled via a power-law mixture rule. Using Hamilton's principle, we derive governing equations for the static equilibrium of beams under diverse lateral loads. The critical buckling load of thin-walled FGM sandwich beams is examined for concentrated/distributed forces and moments, considering multiple thickness-wise gradation profiles. Numerical solutions for static instability are validated against prior literature. The equilibrium equations account for axial/lateral centroid displacements, shear-center effects, sectional rotation, and in-plane displacements under varying heterogeneity and loading conditions. A finite element approach solves the eigenvalue problem for lateral buckling (implemented in MATLAB), with results presented as characteristic curves. Parametric studies assess the impact of aspect ratio, porosity, and gradation indices on: (a) Channel section beams, and (b) mono-symmetric I-section beams.

Avcar conducted a comprehensive investigation on the free vibration behavior of functionally graded material (FGM) beams containing sigmoid and power-law defects. His findings revealed that such defects can significantly influence the vibrational response of FGM beams, highlighting the necessity of more precise design approaches to compensate for imperfections [1]. In 2020, AlSaid-Alwan and Avcar performed a comparative free vibration analysis of FGM beams using various beam theories. Their study demonstrated that the choice of an appropriate theoretical model plays a crucial role in achieving accurate predictions of the vibration characteristics [2]. Babayi and colleagues examined the thermal buckling of FGM plates and showed that thermal loads may induce instability in functionally graded plates, thereby underscoring the need for structural reinforcement under such loading conditions [3]. Youzera et al.

* Manuscript received 2025 February 4, Revised 2025 April 7, Accepted 2025 June 9.

[1] Corresponding author. Assistant professor, Department of Mechanical Engineering, Islamic Azad University, Salmas Branch.
Email: R_Jahangiri2004@tabrizu.ac.ir.

[2] M.S Graduate, Faculty of Mechanical Engineering, University of Tabriz, Tabriz, Iran.

[3] Aassistant Professor, Department of Civil Engineering, Islamic Azad University, Salmas Branch, Salmas, Iran.

[4] Associate Professor, Faculty of Mechanical Engineering, University of Tabriz, Tabriz, Iran.

[5] M.S Graduate, Department of Civil Engineering, Islamic Azad University, Salmas Branch, Salmas, Iran.

investigated the influence of axial–bending coupling effects on the free vibration response of FGM beams in thermally varying environments. Their results indicated that these coupling effects substantially alter the dynamic behavior of the beams, implying the need for more accurate thermal–mechanical design strategies [4]. Using the finite element method, Wang and collaborators analyzed the vibration and buckling behavior of FGM beams while explicitly modeling internal structural defects. Their findings confirmed that internal imperfections have a pronounced impact on the dynamic response and buckling resistance, necessitating greater attention during the design of FGM structures [5]. Most recently, Xie and co-workers examined the buckling behavior and stability of thin-walled FGM beams under axial loading. They reported that proper material selection and optimized structural design can effectively enhance the stability and buckling resistance of these beams, while simultaneously reducing structural weight [6].

2. Methods

This study considers three classifications of porous functionally graded materials (FGMs) with unidirectional property distributions along the thickness:

Type A: Material properties follow a power-law distribution, transitioning from pure metal (bottom surface) to pure ceramic (top surface), as depicted in Figure 1. The ceramic phase volume fraction can be defined by Equation (1).

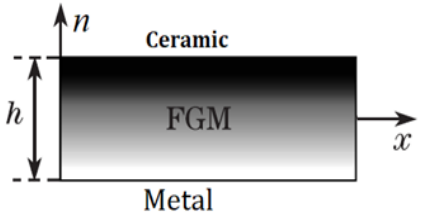


Fig 1: Type A Functionally Graded Structure

$$V_c=\left(\frac{1}{2}+\frac{n}{h}\right)^{P},-\frac{h}{2}\le n\le+\frac{h}{2} \qquad (1)$$

Type B: As illustrated in Figure 2, it is assumed that the thickness of the upper layer of the cross-section is equal to αh and is composed of pure ceramic material. In contrast, at the top surface of the lower layer, the material properties vary from pure metallic at $n=-h/2$ to pure ceramic at $n=(0.5-\alpha)h$ accordingly, the ceramic phase volume fraction within the layers of Type B model can be defined by Equations (2).

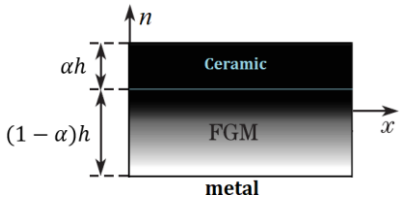


Figure 2: Type B Functionally Graded Structure

$$V_c=\begin{cases}\left(\frac{1}{2}+\frac{n}{h}\right)^{p}, & -0.5h\le n\le(0.5-\alpha)h\\ 1 & (0.5-\alpha)h\le n\le 0.5h\end{cases} \qquad (2)$$

Type C: According to this model, illustrated in Figure 3, it is assumed that the middle layer (core) of the cross-section is made of pure ceramic material, with a thickness of αh. The top and bottom layers are considered functionally graded, where the material properties vary from pure metal at their respective outer surfaces toward pure ceramic at the interface with the core.

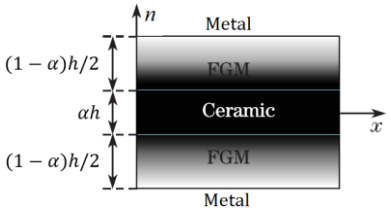


Figure 3: Type C Functionally Graded Structure

3. Validation

For validation purposes, Figure 4 presents the variation of the characteristic parameter of lateral-torsional buckling resistance of an I-section beam—which depends on both bending and torsional rigidities—as a function of the power-law index, for three different values of the dimensionless slenderness parameter. These results are quantitatively compared with those reported in Ref. [7]. As depicted in Figure 4, there is a strong and consistent agreement between the results obtained from the present model and those from Ref. [7].

$$V_c=\begin{cases}\left(\frac{-|n|+0.5h}{0.5(1-\alpha)h}\right)^{p}, & +0.5\alpha h\le n\le+0.5h\\ 1 & -0.5\alpha h\le n\le 0.5h\\ \left(\frac{-|n|+0.5h}{0.5(1-\alpha)h}\right)^{p}, & -0.5h\le n\le-0.5\alpha h\end{cases} \qquad (3)$$

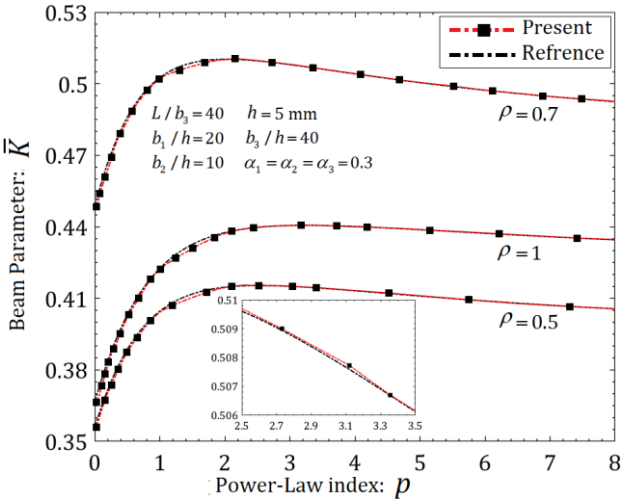


Figure 4: Buckling index versus Power Index.

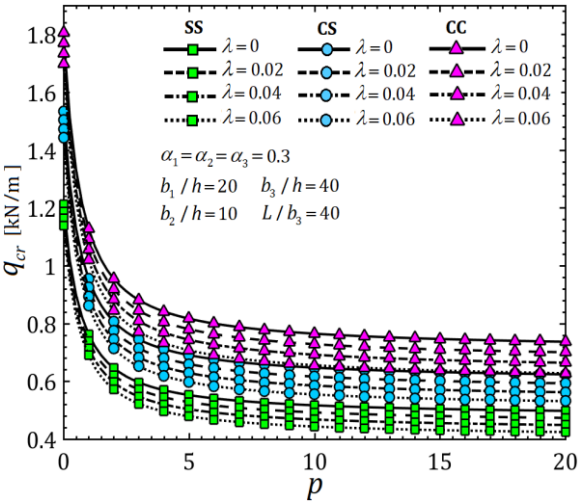


Figure 6: Variations of the critical bending moment versus the power-law.

4. Results and Discussion

4.1. Effect of p Index on Buckling Capacity

As shown in Figure 5, the lateral buckling capacities of the cross-sections modeled with types A, B, and C decrease as the total ceramic volume fraction is reduced. This decline is attributed to the consequent reduction in overall sectional stiffness.

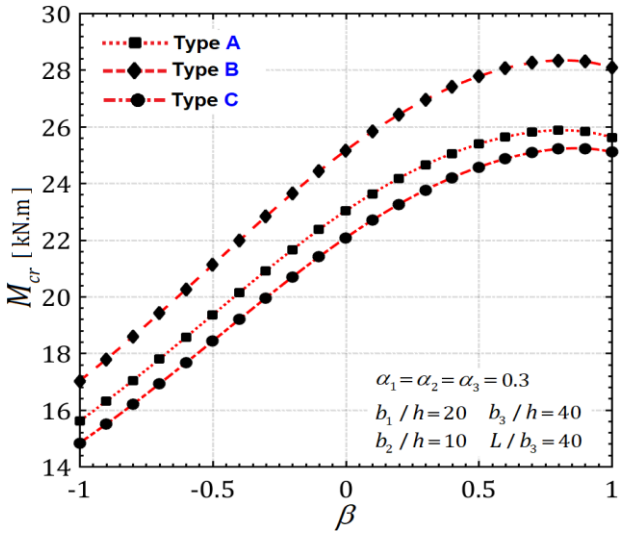


Figure 5: buckling moment versus end moments ratio.

4.2. Effect of Porosity Parameter on Buckling

Figure 6 shows that with the increase in the degree of boundary constraints from Condition SS to Condition CC, and as a result of the enhanced flexural stiffness of the beam, the lateral buckling capacity of the cross-section improves significantly. For any value of p index, the buckling capacity of the beam under CC B.C.s is higher than in the other two configurations. Furthermore, the buckling resistance of the beam under Condition CS is also greater than that of Condition SS.

5. Conclusion

This study employed a finite element approach to investigate the axial-lateral-torsional buckling behavior of thin-walled functionally graded I-beams and channel-section beams under three boundary conditions: simply supported-simply supported, clamped-simply supported, and clamped-clamped. The comprehensive parametric investigation revealed how variations in material composition and structural constraints influence the buckling performance of these advanced material systems**.**

Reference

[1] M. Avcar, "Free vibration of imperfect sigmoid and power law functionally graded beams," *Steel and Composite Structures*, vol. 30, pp. 603-615, 2019.

[2] H. Alsaid Alwan and M. Avcar, "Analytical solution of free vibration of FG beam utilizing different types of beam theories: A comparative study," *Computers and Concrete*, vol. 26, pp. 285-292, 2020.

[3] H. Babaei, Y. Kiani, and M. Reza Eslami, "Thermal buckling and post-buckling analysis of geometrically imperfect FGM clamped tubes on nonlinear elastic foundation," *Applied Mathematical Modelling*, vol. 71, pp. 12-30, 2019. https://doi.org/10.1016/j.apm.2019.02.009

[4] H. Youzera, S. A. Meftah, M. M. Selim, and A. Tounsi, "Finite element method for axial and bending coupling effect on free vibration response of functionally graded beams under thermal environment," *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, vol. 29, pp. 6436-6450, 2022.

[5] M. Wang, M. He, Z. Liang, D. Wu, Y. Wang, X. Qing, *et al.*, "Fatigue damage monitoring of composite laminates based on acoustic emission and digital image correlation techniques," *Composite Structures*, vol. 321, p. 117239, 2023. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2023.117239

[6] X. Xie, J. Bai, and W. Zuo, "Topology optimization of fiber-reinforced concrete structures using membrane-embedded model," *Engineering Structures*, vol. 314, p. 118299, 2024. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2023.117239

[7] T. T. Nguyen, P. T. Thang, and J. Lee, "Lateral buckling analysis of thin-walled functionally graded open-section beams," *Composite Structures*, vol. 160, pp. 952-963, 2017. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2016.10.017

انجمن مهندسی ساخت و تولید ایران

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

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

دانشگاه فردوسی مشهد

بررسی اثر مدل ناهمگنی ساختاری بر ظرفیت کمانشی تیرهای مدرج تابعی متخلخل جدار نازک I شکل و ناودانی*

مقاله پژوهشی

رضا جهانگیری[۱] رسول قنبری[۲] میکائیل ناصری[۳] اکبر اللهوردی زاده[۴] ایرج شاکری[۵]

10.22067/jacsm.2025.92494.1322

چکیده *مدل‌سازی و پیش‌بینی مشخصات سازه‌ای تیر و ستون‌های جدار نازک به علت احتمال بروز کمانش جانبی در آن‌ها تحت بارهای جانبی خارج مرکز، متمرکز و توزیع شده از اهمیت زیادی برخوردار است. در مقاله حاضر، با لحاظ کردن اثرات اعوجاج، ناهمگنی، تخلخل و بر اساس فرضیات ولاسوف و به‌کارگیری اصل همیلتون، معادلات مشخصه حاکم بر کمانش جانبی تیرهای مدرج تابعی متخلخل جدار نازک I شکل و ناودانی چندلایه معرفی شدند. با اعمال روش المان محدود و توصیف مؤلفه‌های جابجایی نقاط داخل المان‌ها برحسب توابع درون‌یابی لاگرانژی و هرمیتی معادله مقدار ویژه حاکم به صورت عددی حل شد. برای اعتبارسنجی نتایج تحقیق حاضر با مرجع دیگر مقایسه گردید. تأثیر پارامترهای مختلف به ویژه شاخص‌های تخلخل، اختلاط، نسبت مدول مواد، نسبت لنگرهای انتهایی و پارامتر مقاومت مقطع روی ظرفیت باربری تیرهای جدار نازک چندلایه تحت شرایط مرزی چندگانه بررسی گردید. نشان داده شد که پارامترهای مختلف نقش مهمی در تعیین محدوده ناپایداری کمانش دارند.*

واژه‌های کلیدی فرضیات ولاسوف، تیر مدرج تابعی متخلخل، کمانش جانبی، شاخص تخلخل، شاخص اختلاط.

مقدمه

مواد مدرج تابعی (FGM) در سال ۱۹۸۴ توسط آزمایشگاه ملی هوافضای ژاپن معرفی شدند. این مواد به گونه‌ای طراحی شده‌اند که ترکیب آن‌ها به صورت پیوسته به ویژه در امتداد ضخامت، تغییر کند [1]. این مواد که معمولا از ترکیب سرامیک و فلز ساخته می‌شوند، خواصی پیوسته و متغیر در امتداد ضخامت دارند که سبب افزایش مقاومت در برابر تنش‌های مکانیکی و حرارتی و لرزش می‌شود [2]. تحقیقات نشان می‌دهد که این تیرها عملکرد بهتری در کنترل تغییر شکل و توزیع تنش دارند. در صنایع هوافضا و مهندسی عمران این مواد به عنوان جایگزین‌های بهتری نسبت به مواد همگن شناخته شده‌اند. علاوه بر این‌ها هنگامی که تیرها، ستون‌ها یا تیر ـ ستون‌های چندلایه‌ای به کار رفته در کوره‌های گرمایی یا حرارتی و یا اجزای پوشش بدنه سازه‌ای شاتل‌های فضاپیماها، اجزای سازه‌ای به کار رونده در صنایع نورد فولادی، وقتی در مواجهه با شارهای حرارتی با دماهای بالای عملکردی واقع می‌گردند، به علت تفاوت ویژگی‌های ترموفیزیکی موجود در آن‌ها دچار گسیختگی، تورق و جدایش می‌شوند. حال آنکه می‌توان با استفاده از تکنولوژی مواد نوظهور FGM بر این مشکل‌ها غلبه کرد. از مزایای برجسته FGM می‌توان به عملکرد آن‌ها به عنوان عایق حرارتی در برابر دماهای بالا اشاره کرد. این مواد با افزایش استحکام کششی و کاهش تمرکز تنش‌ها، کارایی بیشتری از خود نشان می‌دهند و در نتیجه احتمال شکست

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۳/۱۲/۱۶ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۴/۳/۱۹ می باشد.

(۱) نویسنده مسئول، استادیار، گروه مهندسی مکانیگ، دانشگاه آزاد اسلامی، واحد سلماس.

Email: R_Jahangiri2004@tabrizu.ac.ir.

(۲) کارشناسی ارشد، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه تبریز، تبریز.

(۳) استادیار، گروه مهندسی عمران، دانشگاه آزاد اسلامی، واحد سلماس.

(۴) دانشیار، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه تبریز، تبریز.

(۵) کارشناسی ارشد، گروه مهندسی عمران، دانشگاه آزاد اسلامی، واحد سلماس.

مواد کاهش می‌یابد [3]. تفاوت اصلی FGM با کامپوزیت‌های سنتی در این است که این مواد از بروز ترک، لایه‌لایه شدن و تمرکز تنش جلوگیری می‌کنند زیرا فاقد مرز داخلی هستند. چندین روش برای ساخت این مواد وجود دارد از جمله متالورژی پودری [4]، رسوب بخار، نفوذ چندمرحله‌ای، یکپارچه‌سازی بدون فشار و سنتز خودتکثیری در دماهای بالا [5]. با این حال، در فرایند تولید مواد مدرج تابعی ممکن است به دلیل چالش‌های فنی، تخلخل و ریزمنفذها درون ماده ایجاد شود. در روش نفوذ چندمرحله‌ای، نفوذ مواد ثانویه به لایه‌های میانی دشوارتر است در حالی که نفوذ به لایه‌های بالایی و پایینی آسان‌تر انجام می‌شود. در نتیجه، تخلخل عمدتا در نواحی میانی مواد FGM شکل می‌گیرد. سایر روش‌های تولید این مواد شامل شکل‌دهی با لیزر [6]، روش پودر مخلوط شده با گریز از مرکز [7] و روش‌های نمونه‌سازی سریع و تولید تطبیقی هستند [8].

Kahya و Turan در سال ۲۰۱۷ مدلی از المان محدود برای تحلیل ارتعاش و کمانش تیرهای FGM بر اساس نظریه تغییر شکل برشی مرتبه اول ارائه دادند. آن‌ها به بررسی ارتعاش و پایداری تیرهای FGM با استفاده از روش المان محدود پرداختند و نتایج نشان داد که افزایش نسبت طول به ضخامت تیر تأثیر زیادی بر رفتار ارتعاشی و کمانش تیر دارد. این مطالعه راهکارهای مفیدی برای طراحی این نوع تیرها ارائه داد [9]. تونسی و همکارانش در سال ۲۰۱۷ پاسخ کمانش حرارتی تیرهای FGM در محیط حرارتی را تحلیل کردند. آن‌ها با استفاده از روش عددی نشان دادند که رفتار حرارتی مواد مدرج تابعی در دماهای بالا می‌تواند بر پایداری تیرها تأثیر بگذارد. افزایش دمای محیط منجر به کاهش بار بحرانی کمانش می‌شود [10]. Kahya و Turan در سال ۲۰۱۸ تحلیل ارتعاش و پایداری تیرهای ساندویچی FGM را با استفاده از روش المان محدود چندلایه ادامه دادند. این مطالعه بر روی تیرهای ساندویچی FGM تحت بارگذاری‌های مختلف و شرایط مرزی گوناگون تمرکز داشت و نشان داد که استفاده از مواد مدرج تابعی در لایه‌های مختلف می‌تواند منجر به بهبود رفتار مکانیکی تیرها شود [11]. Avcar در سال ۲۰۱۸ به بررسی ارتعاش آزاد تیرهای FGM بر روی پایه‌های الاستیک وینکلر ـ پاسترناک پرداخت. او نشان داد که پایه‌های الاستیک نقش مهمی در کنترل ارتعاشات تیرها دارند و استفاده از پایه‌های مناسب می‌تواند بهبود قابل توجهی در عملکرد مکانیکی تیرهای FGM ایجاد کند [12]. Vo-Duy و همکارانش در سال ۲۰۱۹ به تحلیل ارتعاش آزاد تیرهای تقویت شده با نانولوله‌های کربنی FGM پرداختند. آن‌ها به بررسی رفتار دینامیکی این تیرها پرداختند و نشان دادند که تقویت نانولوله‌های کربنی می‌تواند به شکل قابل توجهی خواص مکانیکی تیرها را بهبود بخشد، به ویژه در شرایطی که بارگذاری‌های دینامیکی سنگین اعمال می‌شود [13]. Avcar در سال ۲۰۱۹ مطالعه‌ای بر روی ارتعاش آزاد تیرهای FGM با نقص‌های سیگموید و قانون توانی انجام داد. او نشان داد که نقص‌ها در مواد تابعی می‌تواند تأثیر زیادی بر رفتار ارتعاشی تیرها داشته باشد و نیاز به طراحی دقیق‌تر برای جبران این نقص‌ها وجود دارد [14]. AlSaid-Alwan و Avcar در سال ۲۰۲۰ تحلیل مقایسه‌ای ارتعاش آزاد تیرهای FGM را با استفاده از نظریه‌های مختلف تیر انجام دادند. این مقاله به بررسی و مقایسه نظریه‌های مختلف برای تحلیل ارتعاش آزاد تیرها پرداخت و نتایج آن نشان داد که انتخاب مدل مناسب می‌تواند به شکل قابل توجهی بر دقت تحلیل‌ها تأثیر بگذارد [15]. بابایی و همکاران کمانش حرارتی صفحات FGM را بررسی کرند. آن‌ها نشان دادند که بارهای حرارتی می‌توانند منجر به ناپایداری در صفحات مدرج تابعی شوند و نیاز به تقویت ساختاری برای مقابله با این نوع بارگذاری‌ها وجود دارد [16]. در سال ۲۰۲۱، Youzera و همکارانش به بررسی اثرات کوپلینگ محوری و خمشی بر پاسخ ارتعاش آزاد تیرهای FGM در محیط‌های حرارتی پرداختند. آن‌ها نشان دادند که این اثرات می‌تواند به طور قابل توجهی بر پاسخ دینامیکی تیرها در شرایط حرارتی تأثیر بگذارد و طراحی دقیق‌تری برای این تیرها نیاز است [17]. با به کارگیری روش المان محدود، Wang و همکارانش در سال ۲۰۲۳ در تحقیقات خود روی رفتارشناسی مواد مدرج تابعی با مدل‌سازی دقیق عیوب ساختاری داخلی به بررسی ارتعاشات و رفتار کمانش تیرهای FGM پرداختند. نتایج آن‌ها نشان داد که نقص‌های داخلی تأثیر قابل توجهی بر روی پاسخ دینامیکی و کمانش این تیرها دارد و نیاز به توجه بیشتری در طراحی سازه‌های FGM وجود دارد [18]. در سال ۲۰۲۴ Xie و همکاران به بررسی رفتار کمانش و پایداری تیرهای جدار نازک ساخته شده از مواد مدرج تابعی FGM تحت بارگذاری محوری پرداختند. نتایج نشان داد که انتخاب صحیح مواد و طراحی ساختاری می‌تواند مقاومت تیرها را در برابر ناپایداری و کمانش

بهبود بخشد و در عین حال وزن سازه را کاهش دهد [19].

در این مقاله، با در نظر گرفتن اثر تخلخل و اثر ناهمگنی ساختاری خواص مواد با اعمال قانون اختلاط خطی توانی و با به کارگیری اصل همیلتون، معادلات مشخصه توصیف کننده تعادل استاتیکی تیر در معرض بارهای جانبی، با توزیع‌های متفاوت نیرویی استخراج گردید و بار بحرانی کمانش مربوط به تیر ساندویچی‌شکل (چندلایه) هدفمند تابعی جدار نازک در مواجهه با بارگذاری‌های متمرکز/ گسترده نیرویی و لنگری برای چند حالت متنوع از نحوه توزیع مواد در راستای ضخامت استخراج گردید. در ادامه نتایج عددی حاصل از حل معادله مشخصه حاکم بر ناپایداری استاتیکی مسئله، با نتایج سایر مراجع مورد مقایسه و تحلیل قرار گرفته است. نخست متناظر با انعکاس اثرات مؤلفه‌های تغییر مکان محوری و جانبی مرکز جرم، مرکز برش مقطع عرضی، زاویه چرخش مقطع و مؤلفه‌های تغییر مکان درون صفحه‌ای نقاط داخل تیر و برای چند حالت مختلف از ناهمگنی ساختاری چندلایه‌ای و نحوه بارگذاری جانبی تیر، معادلات حاکم بر تعادل استاتیکی تیر معرفی گردید. سپس با اعمال متد المان محدود و بهره‌گیری از نرم‌افزار متلب مسئله مقدار ویژه مشخصه مربوط به کمانش جانبی تیر با دقت کافی حل گردید. نمودارها و منحنی‌های مشخصه مد نظر ترسیم شد و تجزیه و تحلیل روی نتایج حاصل به صورت کامل انجام شد و تأثیر تغییرات پارامترهای مختلف اعم از نسبت ابعاد تیر، شاخص تخلخل، شاخص اختلاط مواد تابعی متناظر با الف) مقطع ناودانی شکل و ب) مقطع I شکل با بال‌های نامساوی، مورد بررسی قرار گرفت.

مواد و روش‌ها

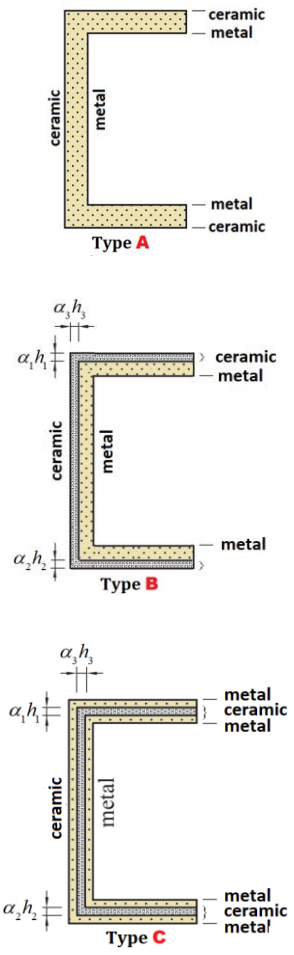
مدل‌سازی

تیری به طول L با ساختار ناهمگن دو فازه مدرج تابعی FG دربرگیرنده دو هندسه متفاوت عرضی نشان داده شده در شکل‌های (۱) و (۲) را که بخش‌های بال و جان آن‌ها از اختلاط دو جزء فلزی و سرامیکی ساخته شده است را در نظر می‌گیریم. شکل (۱) نشان دهنده نحوه تغییرات خواص مصالح داخل لایه تابعی متخلخل نوع A است. فرض می‌شود که توزیع خواص ماده در امتداد اعضای مقطع از قانون ترکیب خطی کسر حجمی مواد پیروی می‌کند و از رابطه (۱) به دست می‌آید:

$$P_{FG}=P_c V_c(n)+P_m V_m(n) \qquad (۱)$$

که اینجا P_c و P_m به ترتیب خواص خالص فلزی و سرامیکی می‌باشند. V_c و V_m نیز نشان دهنده کسر حجمی جزءهای سرامیکی و فلزی می‌باشند، به طوری که داریم:

$$V_c(n)+V_m(n)=1 \qquad (۲)$$



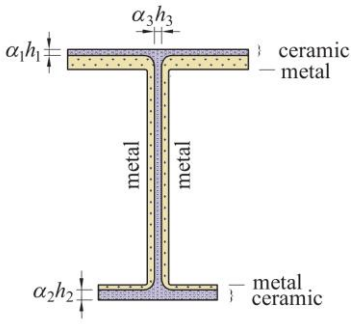
شکل ۱ مقطع عرضی تیر ناودانی

در نتیجه می‌توان وابستگی مدول یانگ و نسبت پواسون لایه‌های متخلخل مقطع را در راستای ضخامت بر حسب کسر حجمی اجزا به صورت زیر توصیف کرد:

$$E(n)=E_m+(E_c-E_m)V_c(n)-\lambda(E_c+E_m)/2 \qquad (۳)$$

$$\nu(n)=\nu_m+(\nu_c-\nu_m)V_c(n)-\lambda(\nu_c+\nu_m)/2 \quad (۴)$$

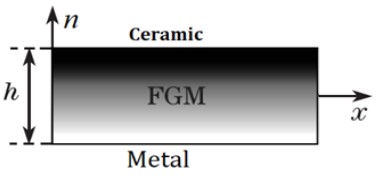
که در روابط (۳) و (۴)، λ پارامتر تخلخل متناظر با مدل تخلخل زوج است. در این مقاله توزیع تک‌جهته خواص ماده در امتداد ضخامت لایه‌ها را به صورت سه مدل زیر تقسیم‌بندی می‌کنیم:



شکل ۲ مقطع عرضی تیر I شکل با بال‌های نامساوی

نوع A

بر اساس این مدل فرض می‌شود که مطابق شکل (۳) خواص مصالح در راستای ضخامت از خواص خالص فلزی در $n=-h/2$ به خواص خالص سرامیکی در $n=+h/2$ بر اساس توزیع توانی تغییر می‌کند.



شکل ۳ ساختار ناهمگن نوع A

می‌توان کسر حجمی فاز سرامیکی را به صورت رابطه (۵) تعریف کرد:

$$V_c=\left(\frac{1}{2}+\frac{n}{h}\right)^P,\ -\frac{h}{2}\le n\le+\frac{h}{2} \quad (۵)$$

اینجا، شاخص توانی P یک عدد غیرمنفی است که توصیف کننده نحوه توزیع کسر حجمی ترکیب مواد در امتداد ضخامت لایه تابعی را توصیف می‌کند. بر این اساس می‌توان مؤلفه‌های سختی کششی A_{11}، سختی پیوندی کششی ـ خمشی B_{11} و سختی خمشی D_{11} را با انتگرال‌گیری از رابطه تنش ـ کرنش در راستای ضخامت، به صورت زیر به دست آورد:

$$A_{11}=\left(\frac{E_c-E_m}{p+1}+E_m\right)h$$
$$B_{11}=\frac{p(E_c-E_m)}{2(p+1)(p+2)}h^2$$
$$D_{11}=\left[\frac{1}{4(p+1)}-\frac{1}{p+2}+\frac{1}{p+3}\right](E_c-E_m)h^3+\frac{E_m}{12}h^3 \quad (۶)$$

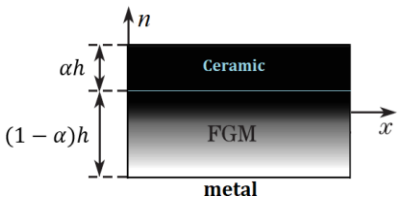
نوع B

با توجه به شکل (۴) فرض می‌کنیم که لایه بالایی مقطع از جنس خالص سرامیکی است و ضخامت آن αh است؛ اما در سطح رویین لایه تحتانی، خواص ماده از خالص فلزی در $n=-h/2$ به خالص سرامیکی در $n=(0.5-\alpha)h$ تغییر می‌کند. که بر این اساس $V_c(n)$ داخل لایه‌های مدل نوع B به صورت زیر بیان می‌شود:

$$V_c=\begin{cases}\left(\frac{1}{2}+\frac{n}{h}\right)^p, & -0/5h\le n\le(0/5-\alpha)h\\ 1 & (0/5-\alpha)h\le n\le 0/5h\end{cases} \quad (۷)$$

که با انتگرال‌گیری از رابطه تنش ـ کرنش حاکم در راستای ضخامت می‌توان مؤلفه‌های سختی کششی، سختی پیوندی کششی ـ خمشی و سختی خمشی متناظر با مدل B را از روابط (۸) تعیین کرد:

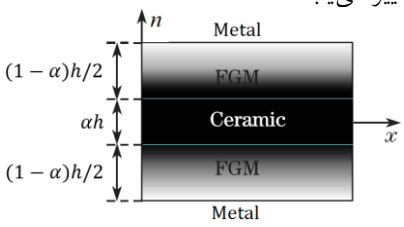
$$A_{11}=\alpha hE_c+\frac{E_c+pE_m}{p+1}(1-\alpha)h$$
$$B_{11}=\left[\frac{\alpha}{2}-\frac{1}{2(p+1)}+\frac{1-\alpha}{(p+2)}\right]\times(E_c-E_m)(1-\alpha)h^2$$
$$D_{11}=\left[\frac{1}{24}+\frac{(1-\alpha-0.5)^3}{3}\right]E_ch^3-\frac{1}{12}(4\alpha^3-6\alpha^2+3\alpha-1)E_mh^3+\left[\frac{1}{4(p+1)}-\frac{1-\alpha}{p+2}+\frac{(1-\alpha)^3}{p+3}\right]\times(E_c-E_m)(1-\alpha)h^3 \quad (۸)$$



شکل ۴ ساختار ناهمگن نوع B

نوع C

مطابق این مدل که در شکل (۵) نشان داده شده است فرض می‌شود که لایه میانی یا هسته مقطع از جنس خالص سرامیکی است که ضخامت آن برابر αh در نظر گرفته می‌شود، حال آنکه لایه‌های تحتانی و فوقانی ماهیت مدرج تابعی دارد و خواص مصالح در این لایه‌ها به ترتیب از سطوح زیرین و رویین مربوط به سمت هسته از خواص خالص فلزی به خواص خالص سرامیکی تغییر می‌یابد.



شکل ۵ ساختار ناهمگن نوع C

بر این اساس این مدل نیز می‌توان کسر حجمی جزء سرامیکی داخل لایه‌های این مقطع را به صورت روابط (۹) توصیف کرد:

$$V_c=\begin{cases}\left(\dfrac{-|n|+0.5h}{0.5(1-\alpha)h}\right)^p & +0.5\alpha h \le n \le +0.5h \\ 1 & -0.5\alpha h \le n \le 0.5h \\ \left(\dfrac{-|n|+0.5h}{0.5(1-\alpha)h}\right)^p & -0.5h \le n \le -0.5\alpha h\end{cases} \qquad (۹)$$

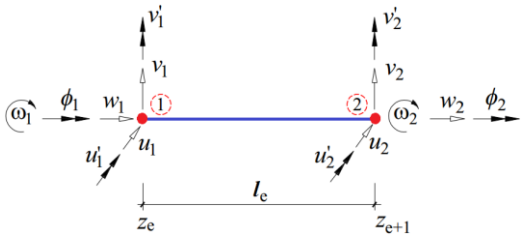
که با استفاده از روابط (۹) و انتگرال‌گیری از رابطه تنش ـ کرنش حاکم در راستای ضخامت، می‌توان مؤلفه‌های سختی کششی، سختی کششی ـ خمشی و سختی خمشی متناظر با مدل C را نیز از روابط (۱۰) به دست آورد:

$$\begin{aligned}D_{11}=&\frac{1}{12}E_c h^3+\frac{1}{12}(1-\alpha^3)E_m h^3\\&+\left[\frac{1}{4(p+1)}-\frac{1-\alpha}{2(p+2)}+\frac{(1-\alpha)^3}{4(p+3)}\right]\\&\times(E_c-E_m)(1-\alpha)h^3\end{aligned} \qquad (۱۰)$$

در مدل C، به علت توزیع متقارن خواص در راستای ضخامت، کوپلینگ بین منتجه‌های کششی و خمشی از بین رفته و منتجه تنش B_{11} صفر می‌گردد. علاوه بر این به علت ایزوتروپیک بودن خواص مصالح در لایه‌های همگن و تابعی در هر سه مدل مفروض، $D_{66}=D_{11}/2(1+\nu)$ نشان دهنده منتجه خمش است.

روابط حاکم

از آنجایی که ارائه یک راه حل صریح و تحلیلی برای معادلات حاکم بر کمانش از پیچیدگی خاصی برخوردار است، از این رو روش عددی المان محدود برای حل معادلات حاکم بر مسئله کمانش تیر مفروض به کار گرفته شد. لذا برای دستیابی به این هدف تیر مفروض در امتداد طولی و در فواصل یکسان گره‌گذاری و به المان‌های یکسان تقسیم شد. به نحوی که با دخالت دادن اثر وارپینگ یا اعوجاج مطابق شکل (۶) هر کدام از این المان‌ها دارای هفت درجه آزادی می‌باشند.



شکل ۶ مختصات نقاط تعمیم یافته هر المان

لذا با توجه به شکل (۶) و با استفاده از عبارات درون‌یابی خطی لاگرانژی Ψ_j و چندجمله‌ای‌های درون‌یابی هرمیتی مکعبی Ψ_j می‌توان فرم تعمیم یافته مؤلفه‌های جابه‌جایی نقاط داخل هر کدام از المان‌ها را بر حسب مؤلفه‌های جابه‌جایی گرهی ابتدایی و انتهایی المان‌ها به شکل روابط (۱۳ ـ ۱۱) توصیف کرد:

$$\begin{aligned}W(z)&=W_1\Psi_1(z)+W_2\Psi_2(z)\\U(z)&=u_1\Psi_1(z)+u_{1,z}\Psi_2(z)+u_2\Psi_3(z)+u_{2,z}\Psi_4(z)\\V(z)&=v_1\Psi_1(z)+v_{1,z}\Psi_2(z)+v_2\Psi_3(z)+v_{2,z}\Psi_4(z)\\\Phi(z)&=\phi_1\Psi_1(z)+\phi_{1,z}\Psi_2(z)+\phi_2\Psi_3(z)\\&\quad+\phi_{2,z}\Psi_4(z)\end{aligned} \qquad (۱۱)$$

$$\begin{aligned}\Psi_1(z)&=1-z/l_e\\\Psi_2(z)&=z/l_e\end{aligned} \qquad (۱۲)$$

$$\begin{aligned}\psi_1(z)&=2z^3/l_e^3-3z^2/l_e^2+1\\\psi_2(z)&=z^3/l_e^2-2z^2/l_e+z\\\psi_3(z)&=-2z^3/l_e^3+3z^2/l_e^2\\\psi_4(z)&=z^3/l_e^2-z^2/l_e\end{aligned} \qquad (۱۳)$$

در ادامه این تحقیق با پرهیز از پرداختن به جزئیات نحوه استخراج معادله انتگرالی مستخرج از اصل همیلتون، می‌توان با استفاده از عبارات (۱۲) و (۱۳) این معادله انتگرالی را به صورت زیر بازنویسی کرد:

$$\sum_{i,j=1}^{4}\sum_{I,J}^{2}\int_{0}^{L}\Big\{\Big[E_{11}\Psi_I'\Psi_J'w_J-E_{12}\Psi_I'\psi_j u_j -E_{13}\Psi_I'\psi_j'v_j-E_{14}\Psi_I'\psi_j'\phi_j\Big]\delta w_I +\Big[E_{12}\psi_i'\Psi_J'w_J+E_{22}\psi_i''\psi_j''u_j +E_{23}\psi_i''\psi_j''v_j+E_{24}\psi_i''\psi_j''\phi_j -\lambda f(z)\psi_i''\psi_j\phi_j\Big]\delta u_i +\Big[-E_{13}\psi_i'\Psi_J'w_J+E_{23}\psi_i''\psi_j''u_j +E_{33}\psi_i''\psi_j''v_j+E_{34}\psi_i''\psi_j''\phi_j\Big]\delta v_i +\Big[-E_{14}\psi_i'\Psi_J'w_J+E_{24}\psi_i''\psi_j''u_j +E_{34}\psi_i''\psi_j''v_j+E_{44}\psi_i''\psi_j''\phi_j +4E_{55}\psi_i'\psi_j'\phi_j -\lambda\xi g(z)\psi_i\psi_j\phi_i\Big]\delta\phi_i\Big\}dz=0 \quad (۱۴)$$

در ادامه با متحد صفر قرار دادن ضرایب کمیت‌های مستقل δu_i ، δv_i، δw_i و $\delta\phi_i$ می‌توان فرم تعمیم یافته حاکم بر مسئله کمانش هر کدام از المان‌های مدل‌سازی شده بروش المان محدود را در فرم ماتریسی خود به صورت رابطه (۱۵) بازنویسی کرد:

$$(K-\lambda^* G)\times\Delta=0 \quad (۱۵)$$

که در آن:

$$\Delta=\{w_1,w_2,u_1,u_1',u_2,u_2',v_1,v_1' \; v_2,v_2',\phi_1,\phi_1',\phi_2,\phi_2'\}^T \quad (۱۶)$$

Δ بردار ویژه در برگیرنده جابه‌جایی‌های گرهی متناظر با مقدار ویژه (پارامتر بار کمانشی) برای λ^* می‌باشند. K و G نیز به ترتیب ماتریس سختی المان و ماتریس سختی هندسی هستند که به صورت روابط (۱۷) و (۱۸) نشان داده می‌شوند:

$$K=\begin{bmatrix}[K_{IJ}^{11}]_{[2\times2]} & [K_{Ij}^{12}]_{[2\times4]} & [K_{Ij}^{13}]_{[2\times4]} & [K_{Ij}^{14}]_{[2\times4]}\\ \vdots & [K_{ij}^{22}]_{[2\times4]} & [K_{ij}^{23}]_{[2\times4]} & [K_{ij}^{24}]_{[2\times4]}\\ \vdots & \dots & [K_{ij}^{33}]_{[2\times4]} & [K_{ij}^{34}]_{[2\times4]}\\ \text{sym.} & \dots & \dots & [K_{ij}^{44}]_{[2\times4]}\end{bmatrix} \quad (۱۷)$$

$$G=\begin{bmatrix}[0]_{[2\times2]} & [0]_{[2\times4]} & [0]_{[2\times4]} & [0]_{[2\times4]}\\ \vdots & [G_{ij}^{22}]_{[2\times4]} & [0]_{[2\times4]} & [G_{ij}^{24}]_{[2\times4]}\\ \vdots & \dots & [G_{ij}^{33}]_{[2\times4]} & [G_{ij}^{34}]_{[2\times4]}\\ \text{sym.} & \dots & \dots & [G_{ij}^{44}]_{[2\times4]}\end{bmatrix} \quad (۱۸)$$

در پژوهش حاضر با توجه به این نکته که تغییرات خواص مصالح فقط در راستای ضخامت اتفاق می‌افتد می‌توان اجزای ماتریس سختی المان و ماتریس سختی هندسی متناظر با هر کدام از روابط (۱۹) و (۲۰) را به دست آورد:

$$K_{IJ}^{11}=\int_{z_e}^{z_{e+1}}E_{11}\Psi_I'\Psi_J'dAdz,\ K_{IJ}^{12}=-\int_{z_e}^{z_{e+1}}E_{12}\Psi_I'\psi_j''dAdz$$
$$K_{IJ}^{13}=\int_{z_e}^{z_{e+1}}E_{13}\Psi_I'\psi_j''dAdz,\ K_{IJ}^{14}=\int_{z_e}^{z_{e+1}}E_{14}\Psi_I'\psi_j''dAdz$$
$$K_{IJ}^{22}=-\int_{z_e}^{z_{e+1}}E_{22}\psi_i''\psi_j''dAdz,\ K_{IJ}^{23}=-\int_{z_e}^{z_{e+1}}E_{23}\psi_i''\psi_j''dAdz$$
$$K_{IJ}^{24}=\int_{z_e}^{z_{e+1}}E_{24}\psi_i''\psi_j''dAdz,\ K_{IJ}^{33}=\int_{z_e}^{z_{e+1}}E_{33}\psi_i''\psi_j''dAdz$$
$$K_{IJ}^{34}=\int_{z_e}^{z_{e+1}}E_{34}\psi_i''\psi_j''dAdz$$
$$K_{IJ}^{44}=\int_{z_e}^{z_{e+1}}(E_{44}\psi_i''\psi_j''+4E_{55}\psi_i'\psi_j')dAdz \quad (۱۹)$$

$$G_{IJ}^{24}=\int_{z_e}^{z_{e+1}}f(z)\psi_i\psi_j''dz$$
$$G_{IJ}^{44}=\int_{z_e}^{z_{e+1}}g(z)\xi\psi_i\psi_j''dz \quad (۲۰)$$

و تمامی زیرماتریس‌های دیگر، برابر ماتریس صفر می‌باشند. شایان ذکر است که در روابط (۲۰) توابع $f(z)$ و $g(z)$ توابعی هستند که به چگونگی و الگوی بارگذاری تیر وابسته هستند و به صورت زیر داده می‌شوند:

(الف) برای تیر تحت گرادیان لنگری:

$$f(z)=\frac{1-\beta}{2}-\frac{(1+\beta)z}{L}$$
$$g(z)=0 \quad (۲۱)$$

که در آن β نشان دهنده نسبت لنگر انتهای راست می‌باشد.

(ب) برای تیر تحت بار گسترده با توزیع یکنواخت:

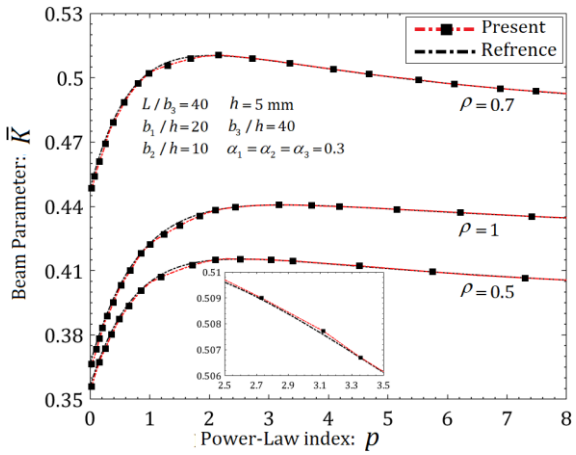
$$f(z)=L^2/8-z^2/2$$
$$g(z)=1 \quad (۲۲)$$

(ج) برای تیر تحت بارگذاری متمرکز مرکزی:

$$f(z) = (L/4 - |z|/2)$$
$$g(z) = \begin{cases} 0, & z \neq L/2 \\ 1, & z = L/2 \end{cases} \quad (۲۳)$$

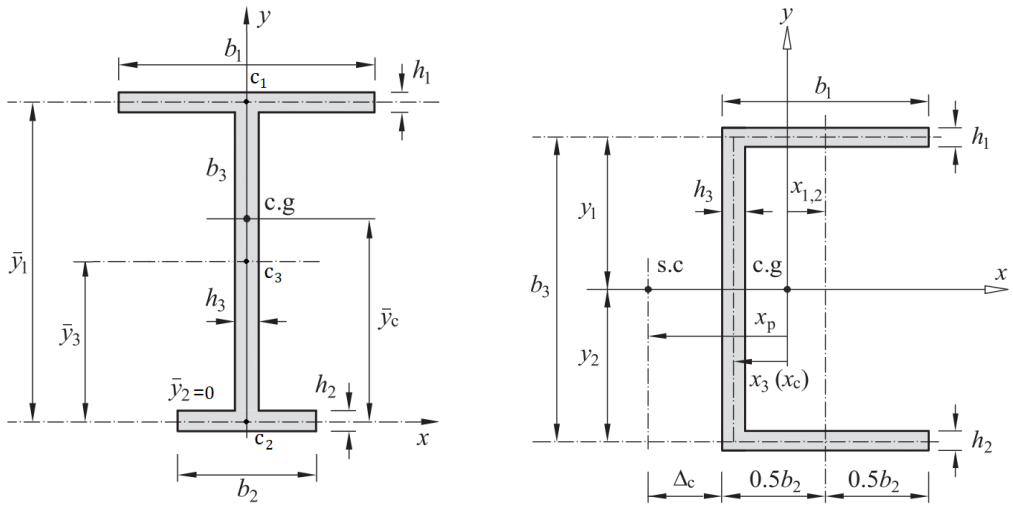
اعتبارسنجی مدل عددی

به منظور بررسی صحت و اعتبار نتایج عددی مستخرج از فرمول‌بندی ارائه شده در این تحقیق، نتایج به دست آمده با نتایج حاصل از تحقیق نگوین و همکارانش [20] مورد مقایسه کمی قرار گرفت. برای این منظور همانند این مرجع و تحت شرایط خاصی مسئله کمانش تیرهای دارای دو محور تقارن با خواص ایزوتروپیک و متناظر با مقادیر E_c=۱۷,۲۲۵ GPa و $\nu = ۰.۳$ مورد آنالیز عددی قرار گرفت. برای صحت‌سنجی نتایج حاصل از پژوهش اخیر، در شکل (۷) منحنی تغییرات پارامتر مشخصه مقاومت کمانش جانبی ـ پیچشی تیر Iشکل که تابعی از صلبیت خمشی و صلبیت پیچشی است در برابر شاخص توانی، برای سه مقدار مختلف از پارامتر بدون بعد درجه تیر $\rho = b_1/b_1 + b_2$ ارائه شد و به صورت کمی با نتایج مستخرج از مرجع [20] مورد مقایسه قرار گرفته است. همانند این مرجع، مشاهده می‌شود که خواص تیر در راستای ضخامت لایه‌ها از مدل توزیع خواص نوع B تبعیت می‌کند. مطابق این شکل مشاهده می‌شود که شکل سازگاری بسیار مطلوبی بین نتایج حاصل از مدل حاضر و مرجع [20] وجود دارد. پیداست که با افزایش شاخص توانی (کاهش جزء سرامیکی)، پارامتر مشخص به صورت پیوسته تا رسیدن به مقدار اکسترمم مربوط با شیب قابل ملاحظه‌ای افزایش و سپس با ادامه افزایش شاخص توانی پارامتر تا تثبیت شدن روی مقادیر ثابت با شیب بسیار ملایمی تغییر می‌کند. از طرف دیگر مطابق این شکل ظرفیت کمانش جانبی تیر علاوه بر وابستگی به مدل توزیع خواص، به شکل هندسی مقطع عرضی نیز شدیدا وابسته است، به نحوی که با افزایش درجه تیر از $\rho = ۰.۵$ به $\rho = ۱$ (متناظر با T شکل شدن مقطع)، افزایش سختی سبب افزایش ظرفیت باربری جانبی می‌گردد.



شکل ۷ تغییرات پارامتر مقاومت کمانشی جانبی ـ پیچشی در برابر شاخص توانی، برای سه مقدار مختلف از پارامتر بدون بعد درجه تیر

به عنوان مثال اول، دو تیر جدار نازک با مقاطع عرضی Iشکل با یک محور تقارن و ناودانی با شرایط مرزی چندگانه و هندسه‌های مقطع عرضی آورده شده در شکل (۸) را در نظر می‌گیریم.



شکل ۸ هندسه مقطع عرضی تیر I و ناودانی

مشخصات هندسی سطح با مقطع I شکل به صورت $b_3=2b_1=4b_2=40h$ و $h_1=h_2=h_3=h=5$ و مشخصات هندسی سطح مقطع ناودانی شکل $b_3=2b_1=2b_2=40h$ و $h_1=h_2=h_3=h=5$ است. علاوه بر این فرض می‌شود که مقاطع عرضی اعضاء مقطع به صورت تک‌لایه، دولایه و یا سه‌لایه می‌باشند به نحوی که در لایه تابعی آن‌ها، خواص ماده به صورت تدریجی از جزء سرامیکی با $E_c = 380$ GPa به جزء فلزی با $E_m = 70$ GPa متغیر است. علاوه بر این برای پرهیز از پیچیدگی‌های مفرط در محاسبات انتگرالی، نسبت پواسن اجزای فلزی و سرامیکی را برابر $v = 0.3$ در نظر می‌گیریم. همچنین، فرض می‌کنیم که α_1 و α_2 به ترتیب بیانگر نسبت ضخامت لایه‌های خالص سرامیکی فوقانی و تحتانی به ضخامت لایه تابعی روی اعضای بال مقاطع I شکل و ناودانی می‌باشند. ضمنا مطابق این شکل‌ها فرض می‌کنیم که α_3 نشان دهنده نسبت ضخامت لایه خالص سرامیکی به ضخامت لایه تابعی این مقاطع می‌باشد. علاوه بر این مگر اینکه در جایی اشاره شود، پارامتر نسبت ابعاد طول به ارتفاع تیر را نیز برابر $L/b_3=40$ در نظر می‌گیریم. مطابق شکل (۸) ساختار ظاهری مقطع عرضی تیر هدفمند تابعی با هندسه Iشکل است که نشان دهنده ساختار هندسی و نحوه چینش لایه‌های همگن و تابعی است.

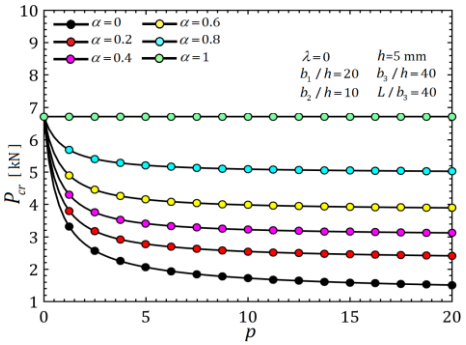
نتایج عددی

بررسی تأثیر نسبت ضخامت سرامیکی روی ظرفیت کمانش تیر I شکل

ابتدا مسئله کمانش تیرهای جدار نازک باز با مقاطع عرضی I شکل دارای یک محور تقارن، در معرض لنگر انتهایی را تجزیه و تحلیل می‌کنیم. ضمنا مگر اینکه در جایی ذکر شود، فرض می‌کنیم که پارامترهای نسبت ضخامت سرامیکی بال‌ها و پارامتر نسبت ضخامت سرامیکی هسته جان روی مقاطع عرضی برابر می‌باشند ($\alpha_1=\alpha_2=\alpha_3=\alpha$).

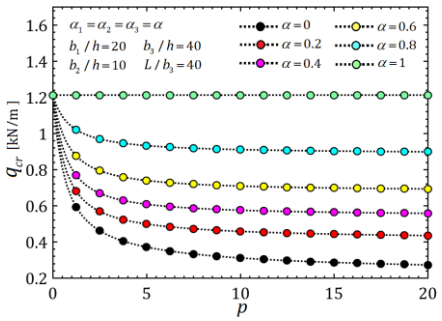
در شکل (۹) تغییرات نیروی محوری بحرانی متناظر با بروز کمانش در برابر تغییرات شاخص اختلاط توانی p، متناظر با شش مقدار صعودی از پارامتر نسبت ضخامت لایه سرامیکی α به تصویر کشیده شده است. مطابق این شکل، پر واضح است که به ازای تمام مقادیر داده شده از ا

ین نسبت، با افزایش شاخص p، ظرفیت باربری کمانش نیرویی محوری به سبب کاهش سختی متأثر از کاهش سهم اشتراک جزء سرامیکی در ماده تابعی، کاهش پیدا می‌کند. به نحوی که برای تمامی مقادیر داده شده از نسبت ضخامت سرامیکی، با ادامه افزایش شاخص توانی، ظرفیت کمانش محوری روی مقادیر حدی خاص (وابسته به α) تثبیت می‌گردند. علاوه بر این مشاهده می‌شود که افزایش پارامتر نسبت ضخامت تأثیر پایدارساز دارد زیرا سختی تیر نیز در نتیجه افزایش هر چه بیشتر این نسبت افزایش می‌یابد و سبب می‌شود که کمانش محوری در مقادیر بالاتری از نیروی محوری متمرکز وارد شده رخ بدهد.



شکل ۹ تغییرات بار کمانشی متمرکز مرکزی بحرانی در برابر شاخص توانی اختلاط برایα های مختلف

در شکل (۱۰) تغییرات ظرفیت کمانش جانبی تحت بارگذاری گسترده در برابر شاخص توانی اختلاط p، متناظر با شش مقدار صعودی از پارامتر نسبت ضخامت لایه سرامیکی α، نمایش داده شده است. مطابق این شکل نیز به خوبی مشاهده می‌شود که برای هر مقدار خاصی از نسبت ضخامت سرامیکی α، با افزایش شاخص p، ظرفیت بار کمانشی گسترده نیز در نتیجه کاهش سختی (ناشی از کاهش سهم اشتراک جزء سرامیکی)، تنزل پیدا می‌کند. علاوه بر این مطابق این شکل مشاهده می‌شود که با افزایش نسبت ضخامت، ظرفیت کمانشی تحت اعمال بار گسترده نیز ارتقا می‌یابد زیرا به واسطه افزایش این نسبت سختی تیر نیز ارتقا می‌یابد.



شکل ۱۰ تغییرات بار گسترده یکنواخت بحرانی در برابر شاخص توانی اختلاط

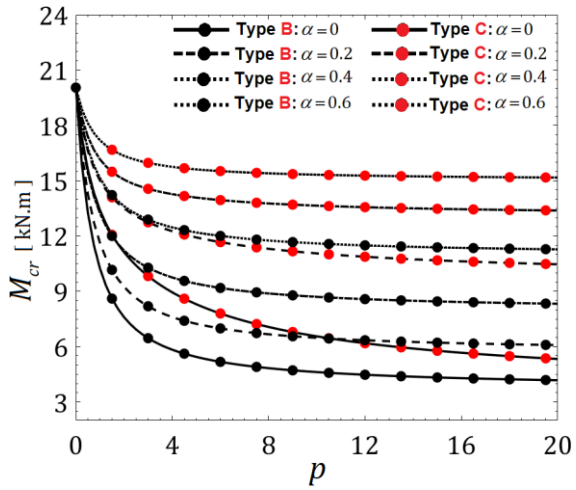
تأثیر نسبت ضخامت سرامیکی روی کمانش عرضی تیر ناودانی

برای این منظور در شکل (۱۱) تغییرات لنگر بحرانی کمانش تیر با مقاطع عرضی ناودانی دولایه (مدل B) و سه‌لایه (مدل C) در برابر تغییرات شاخص p، متناظر با چهار مقدار مختلف از نسبت ضخامت α برای $\alpha_1=\alpha_2=\alpha_3=\alpha$ و $\beta=-1$)، مورد مقایسه کمی واقع شده است. مطابق شکل (۱۱) برای تمامی مقادیر α با افزایش شاخص توانی و به تبع آن کاهش اشتراک سهم جزء سرامیکی در جان و بال مقاطع، کمانش عرضی تیر ناودانی در مقادیر پایین‌تری از بارگذاری لنگری رخ می‌دهد. از طرف دیگر افزایش α در اعضای مقطع، سبب ارتقای سهم مشارکت فاز سرامیکی در تحمل بار لنگری وارد بر مقطع و متعاقبا سبب افزایش سختی کل تیر می‌گردد. بدین معنی که کمانش در بارهای لنگری بزرگ‌تر رخ می‌دهد. علاوه بر این با مقایسه آن منحنی‌های مشخصه در شکل (۱۱) می‌توان دریافت که برای تمامی مقادیر داده شده از p و α، ظرفیت کمانشی تیر با مقطع سه‌لایه (مدل C) در مقایسه با مقطع دولایه (مدل B) بیشتر است.

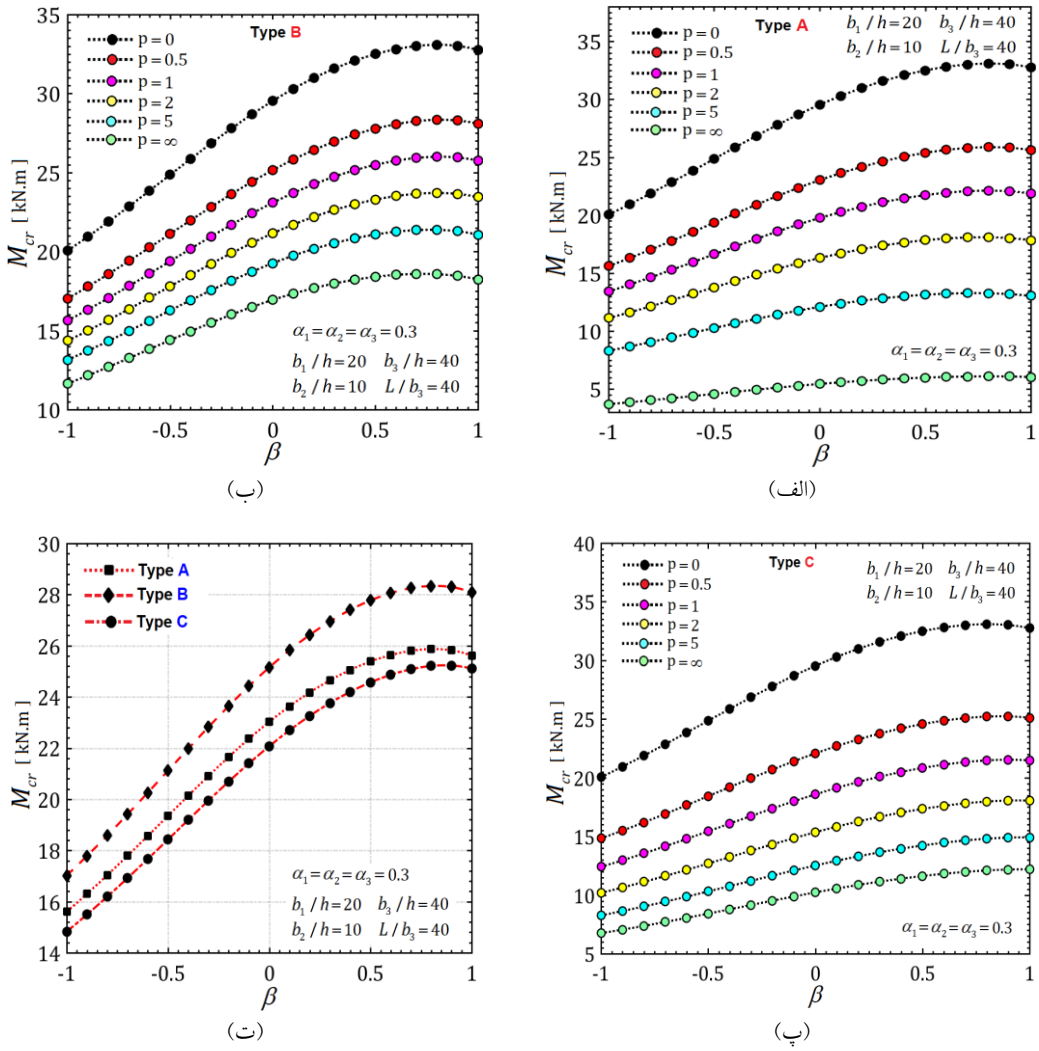
تأثیر شاخص کسر حجمی اختلاط روی ظرفیت کمانش عرضی

در شکل‌های (۱۲) نیز منحنی‌های مشخصه تغییرات ظرفیت کمانش لنگری تیر ناودانی با مقاطع (الف) نوع A، (ب) نوع B و (ج) نوع C در برابر پارامتر نسبت لنگرهای انتهایی برای شش مقدار مختلف از شاخص اختلاط توانی نشان داده شده است. با توجه به این شکل‌ها به ازای تمامی مقادیر از p، با افزایش نسبت لنگرهای انتهایی ظرفیت کمانشی لنگری در محدوده $-1 \leq \beta \leq 1$ ابتدا ظرفیت باربری کمانش جانبی لنگری با شیب زیادی افزایش می‌یابد و در محدوده $0 \leq \beta \leq 1$ بعد از گذر از نقطه اکسترمم منحنی‌های مربوط در $\beta \cong 0.8$ با شیب ملایمی کاهش می‌یابد. شایان ذکر است که در محدوده‌های $0 \leq \beta$ و $\beta \leq 0$ به ترتیب تیر با یک انحنا و دو انحنا خمیده می‌شود. مطابق این شکل در محدوده تغییرات نسبت لنگرهای انتهایی ($-1 \leq \beta \leq 1$)، با ارتقای شاخص توانی از p=0 (مربوط به منحنی سیاه‌رنگ متناظر با سرامیکی شدن جنس کل مقطع) به p=∞ (مربوط به منحنی سبز کم‌رنگ متناظر با بزرگ‌تر شدن سهم فلزی)، ظرفیت کمانشی مقاطع عرضی با مدل‌های نوع A، B و C به علت کاهش سختی مقطع به سبب کاهش کسر حجمی سرامیکی کل کاهش می‌یابد.

برای مقایسه کمی اثر چگونگی توزیع ساختاری خواص لایه‌های همگن و تابعی مقطع عرضی روی ظرفیت کمانشی، در شکل (۱۲ـ ت) نیز منحنی‌های مشخصه ظرفیت کمانش جانبی ـ لنگری تیر ناودانی با مقطع عرضی، نوع A، نوع B و نوع C در برابر نسبت لنگرهای انتهایی برای مقدار خاص از شاخص توانی p=0.5 به تصویر کشیده شده است. با توجه به این شکل به ازای تمامی مقادیر از نسبت لنگر انتهایی، تیر ناودانی با مقطع سه‌لایه‌ای نوع B دارای بیشترین ظرفیت کمانش جانبی و مقطع عرضی نوع C دارای کمترین ظرفیت می‌باشد.



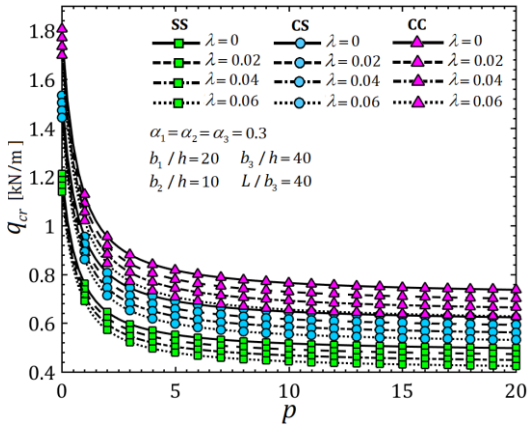
شکل ۱۱ مقایسه تغییرات لنگر بحرانی کمانش مدل‌های دولایه (مدلB) و سه‌لایه (مدلC) در برابر شاخص توانی



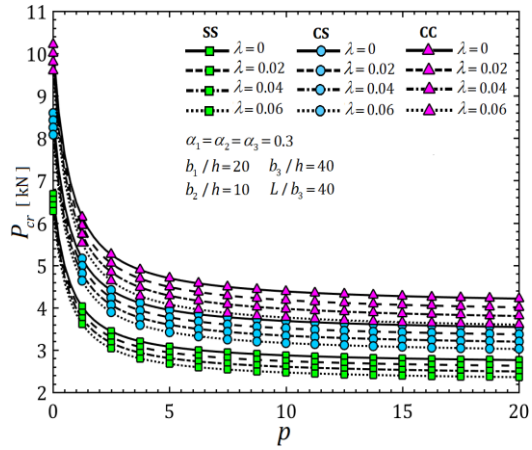
شکل ۱۲ تغییرات بار لنگری کمانش عرضی در برابر نسبت لنگرهای انتهایی برای شش مقدار مختلف از شاخص توانی

آنالیز اثرگذاری تغییرات پارامتر تخلخل روی ظرفیت کمانشی

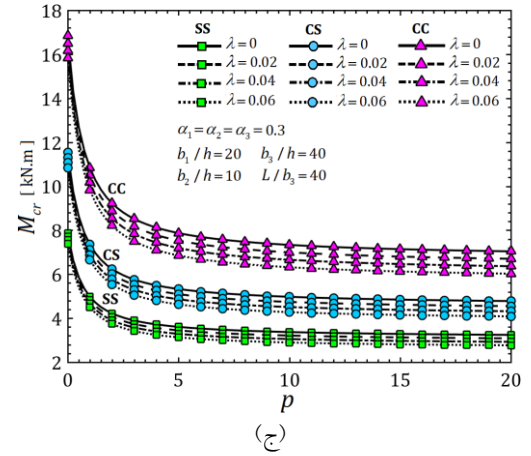
در شکل‌های (۱۳) منحنی‌های مشخصه کمانش جانبی تیر I شکل در برابر شاخص توانی، به ترتیب تحت بارگذاری‌های گسترده، متمرکز و لنگری و متناظر با سه حالت مختلف از شرایط مرزی تکیه‌گاهی (الف) دو سر ساده SS، (ب) یکسر ساده ـ یکسر گیردارCS، (ج) دو سر گیردار CC برای چهار مقدار مختلف از پارامتر تخلخل از $\lambda = ۰$، $\lambda = ۰.۰۲$، $\lambda = ۰.۰۴$ و $\lambda = ۰.۰۶$آورده شده است. در تمامی این شکل‌ها مشاهده می‌شود که با افزایش شاخص توانی از خواص سرامیکی (متناظر با $p = ۰$) به خواص فلزی (متناظر با $p \to \infty$) بار کمانش گسترده، متمرکز و لنگری تا تثبیت شدن روی مقادیر خاص مربوط کاهش می‌یابند. مقایسه این شکل‌ها نشان دهنده آن است که از مقایسه نتایج به دست آمده پیداست که با افزایش درجه قیود تکیه‌گاهی حاکم بر تیر از حالت SS به CC و به دنبال افزایش سختی خمشی تیر، ظرفیت کمانشی جانبی مقطع به طرز قابل ملاحظه‌ای بهبود می‌یابد. به بیان دیگر برای هر مقدار از شاخص توانی، ظرفیت کمانشی تیرCC بیشتر از دو حالت دیگر است و ظرفیت باربری کمانشی تیر CS نیز در مقایسه با تیر SS بیشتر است. از طرف دیگر مطابق این شکل‌ها و همچنان که انتظار می‌رود در تمامی حالات افزایش پارامتر تخلخل از $\lambda = ۰$ به $\lambda = ۰.۰۶$ سبب کاهش ظرفیت کمانش جانبی می‌گردد.



(الف)



(ب)

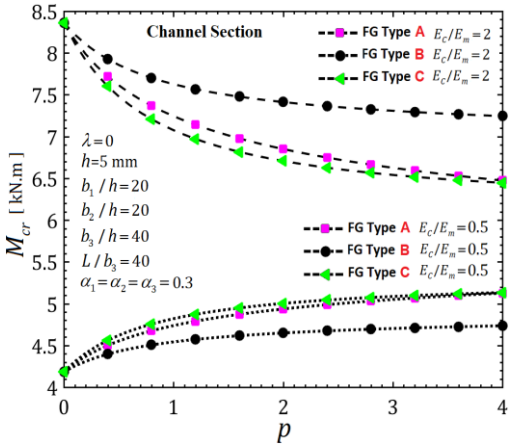


(ج)

شکل ۱۳ تغییرات لنگر بحرانی در برابر شاخص توانی

بررسی تأثیر نسبت مدول مواد متشکله روی ظرفیت کمانش تحت بارگذاری‌های متمرکز و لنگری

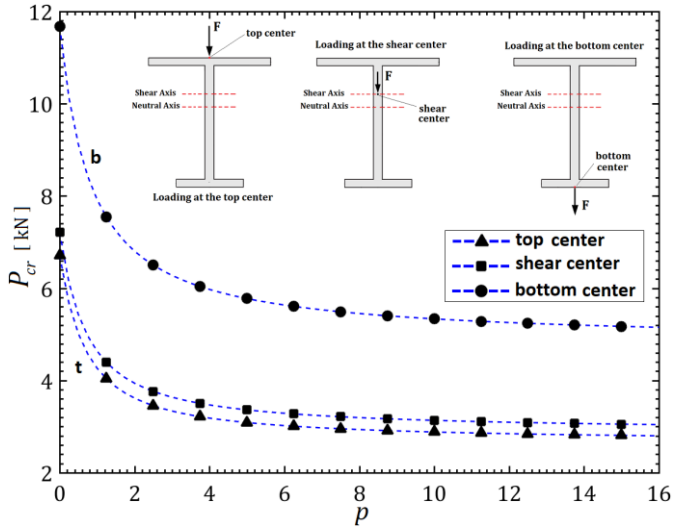
در شکل (۱۴) منحنی‌های کمانش تیر ناودانی دو سر ساده در برابر p، برای سه مدل مختلف از توزیع ناهمگنی ساختاری: (الف) مدل A، (ب) مدل B، (ج) مدل C متناظر با $E_c/E_m =$ ۰.۵ و $E_c/E_m =$ ۲ ارائه شده است و نشان می‌دهد که برای $E_c/E_m =$ ۰.۵ ظرفیت کمانشی مدل سه لایه‌ای C، بیشتر از ظرفیت کمانشی دو مدل دیگر است. دلیل آن نیز به کمتر بودن کسر حجمی جزء سرامیکی (جنس ضعیف در حالت $E_c/E_m <$ ۱) و بیشتر بودن جزء فلزی (جنس قوی در حالت۱ $(E_c/E_m <$ با مدول بزرگ‌تر است. اما برای حالت۲ $E_c/E_m =$، چون مدل دولایه‌ای B از ضخامت لایه همگن سرامیکی (جنس قوی‌تر۱ $(E_c/E_m >$ بزرگ‌تری در مقایسه با دو مدل دیگر برخوردار است، بنابراین ظرفیت کمانش لنگری این مدل در مقایسه با دو مدل دیگر (به سبب بالا بودن سختی خمشی) بزرگ‌تر است.



شکل ۱۴ ظرفیت کمانشی تیر ناودانی با: (الف) مدل A، (ب) مدل B، (ج) مدل C

آنالیز اثرگذاری نقطه اثر بارگذاری نیرویی روی ظرفیت کمانش

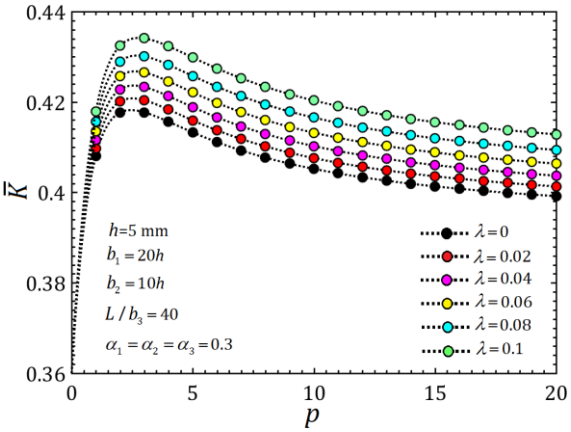
در شکل (۱۵) منحنی‌های مشخصه کمانش نسبت به تغییرات p، متناظر با بارگذاری نیرویی متمرکز در سه نقطه مختلف واقع بر مقطع عرضی (الف) اعمال نیروی متمرکز در مرکز تار فوقانی بال بالایی، (ب) اعمال نیرو در مرکز برش مقطع، (ج) اعمال نیروی متمرکز در مرکز تار تحتانی بال پایینی، متناظر با حالت خاص $b_1 = 3b_2$ ارائه شده است. مطابق این شکل به وضوح مشاهده می‌شود که در حالت (ج) که در آن نیروی متمرکز عرضی در مرکز تار تحتانی بال پایینی اعمال شده است در مقایسه با دو حالت دیگر (حالت الف و ب) از بیشترین ظرفیت کمانشی برخوردار است.



شکل ۱۵ تغییرات بار کمانش در برابر شاخص توانی، برای بارگذاری متمرکز در سه نقطه از مقطع عرضی

بررسی تغییرات پارامتر تیر I شکل روی ظرفیت کمانش جانبی-پیچشی

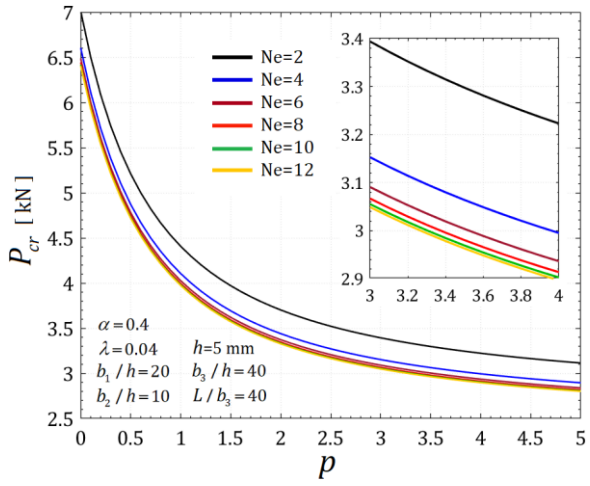
در شکل (۱۶) نیز منحنی تغییرات پارامتر مشخصه مقاومت $\bar{K} = \sqrt{\frac{\pi^2 (EI)_y b_3^2}{4(GJ)_{com} L^2}}$ تیر I شکل (با مدل توزیع خواص نوع B) که تابعی صلبیت‌های خمشی $(EI_y)_{com}$ و پیچشی $(GJ)_{com}$ است در برابر شاخص توانی p، برای شش مقدار از ثابت تخلخل نشان داده شده است. پیداست که به ازاء جمیع مقادیر داده از ثابت تخلخل، ابتدا با افزایش شاخص توانی (کاهش سهم جزء سرامیکی)، مقدار پارامتر $\bar{K}$ تارسیدن به مقادیر اکسترمم مربوطه افزایش یافته و سپس با ادامه افزایش p، مقدار $\bar{K}$ نیز رو به کاهش می‌گذارد. علاوه بر این در محدوده داده شده از شاخص توانی، با افزایش ثابت تخلخل پارامتر مشخصه $\bar{K}$ بترتیب افزایش می‌یابد.



شکل ۱۶ تغییرات پارامتر مشخصه $\bar{K}$ در برابر شاخص توانی

آنالیز همگرایی (استقلال شبکه محاسباتی)

برای مطالعه اثرگذاری تعداد المان‌های طولی انتخابی تیر یعنی Ne روی ظرفیت کمانش جانبی، در شکل (۱۷) تغییرات بار متمرکز نیرویی در برابر شاخص توانی p، برای شش انتخاب مختلف از تعداد المان‌های طولی انتخابی در امتداد تیر به تصویر کشیده شده است. با مقایسه رفتار این منحنی‌ها پیداست که با افزایش تعداد المان‌ها در طول تیر منحنی‌های مشخصه به سمت منحنی مشخصه یکتای متناظر با حل دقیق همگرا می‌شود به طوری که برای Ne ≥ ۱۰ نتایج مستخرج از استقلال محاسباتی نسبت به تعداد المان‌های انتخابی برخوردار خواهند شد.



شکل ۱۷ تغییرات بار کمانش جانبی متمرکز در برابر تغییرات p، برای شش تعداد از المان‌های انتخابی روی تیر Ne

آنالیز اثرگذاری مدل‌های تخلخل درجه‌بندی شده روی ظرفیت کمانش جانبی گسترده

برای مطالعه و مقایسه اثرگذاری نحوه توزیع درجه‌بندی شده تخلخل ساختاری روی ظرفیت کمانش جانبی تیر I شکل، می‌توان برای چهار مدل مختلف از تخلخل نشان داده شده در شکل (۱۸) به صورت (الف) نامتخلخل (سالم)، (ب) تخلخل even، (ج) تخلخل un-even، (د) تخلخل لگاریتمیک Log-un-even مدول الاستیسیته تیر در راستای ضخامت اعضای جان و بال مقطع به صورت زیر توصیف کرد:

(الف) برای تیر سالم:

$$E(n)=E_m+(E_c-E_m)V_c(n) \qquad (۲۴)$$

(ب) برای تیر با مدل تخلخل even:

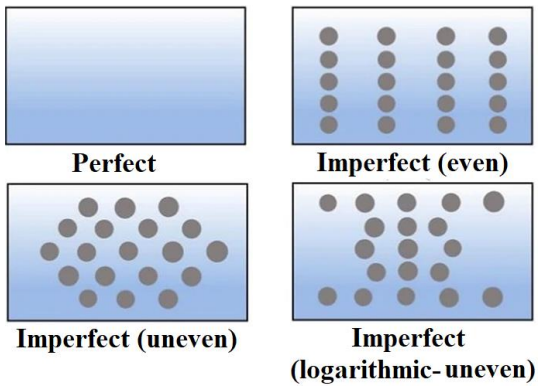
$$E(n)=E_m+(E_c-E_m)V_c(n)-\lambda(E_c+E_m)/2 \qquad (۲۵)$$

(ج) برای تیر با مدل تخلخل un-even:

$$E(n)=E_m+(E_c-E_m)V_c(n) -\lambda(E_c+E_m)(1/2-|n|/h) \qquad (۲۶)$$

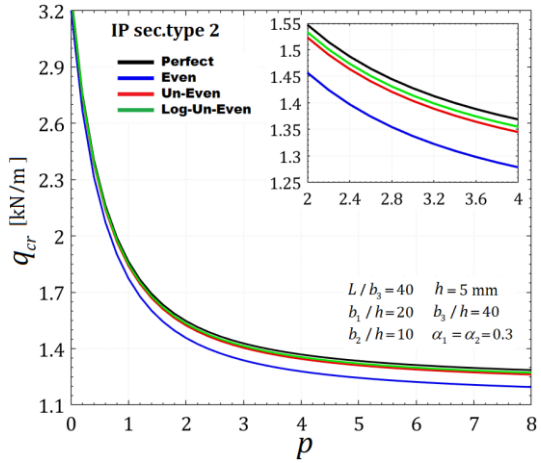
(د) برای تیر با مدل تخلخل Log-un-even:

$$E(n)=E_m+(E_c-E_m)V_c(n) -\log_{10}(1+\frac{\lambda}{2})(E_c+E_m)\left(\frac{1-2|n|}{h}\right) \qquad (۲۷)$$



شکل ۱۸ مدل‌های مختلف از تخلخل درجه‌بندی شده در راستای ضخامت

در شکل (۱۹) تغییرات ظرفیت کمانش جانبی تحت بارگذاری گسترده در برابر شاخص توانی p، برای چهار مدل مختلف از تخلخل به تصویر کشیده شده است. با مقایسه رفتار این منحنی‌ها به ازای جمیع مقادیر از شاخص توانی روی محور افقی تیر سالم (نامتخلخل) و تیر با مدل تخلخل even یکنواخت به ترتیب از بیشترین و کمترین مقاومت کمانشی تحت اثر بار گسترده برخوردار می‌باشند.



شکل ۱۹ تغییرات بار کمانش گسترده یکنواخت در برابر p برای چهار مدل از تخلخل تیر I شکل

نتیجه‌گیری

در این مقاله با به کارگیری روش عددی مبتنی بر روش المان محدود، ظرفیت کمانش محوری ـ جانبی ـ خمشی تیرهای تابعی جدار نازک Iشکل و ناودانی متناظر با شرایط مرزی سه‌گانه: الف) دوسر ساده، ب) یکسر گیردار ـ یکسر ساده و ج) دو سر گیردار به دست آمد و تأثیر درجه گیرداری تکیه‌گاهی روی ناپایداری استاتیکی مسئله آنالیز شد. برای این منظور با بهره‌گیری از اصل کار مجازی، انرژی پتانسیل کلی سیستم توام با منعکس کردن اثر کارهای انجام شده بارگذاری‌های جانبی به دست آمد و معادلات دیفرانسیل جزئی حاکم بر ناپایداری استاتیکی با دخالت دادن اثر عامل کوپلینگ (تاب‌خوردگی اعضای مقطع) حاصل شد. در ادامه با اعمال روش المان محدود و متناظر با شرایط مرزی مفروض ماتریس‌های سختی، خمشی و سختی هندسی حاصل گردید و با حل عددی مسئله مقدار ویژه حاکم، ریشه‌های معادله مشخصه به عنوان ظرفیت‌های بحرانی کمانشی محوری و جانبی محاسبه شد و نشان داده شد که پارامترهای گوناگون مسئله اعم از نسبت ابعاد هندسی تیر، شاخص اختلاط، درجه گیرداری تیر، هندسه مقطع عرضی تیر و نوع بار گذاری محوری/ جانبی نقش به‌سزایی در تعیین محدوده کمانش خمشی ـ جانبی ایفا می‌کنند.

واژه‌نامه

پیشنهادی نویسنده	واژه لاتین	پیشنهادی ویراستار
غیر یکنواخت به صورت لگاریتمی	log-un-even	نایکنواختی لگاریتمی

غیر یکنواخت	un-even	نایکنواخت
یکنواخت	even	

تقدیر و تشکر

مراجع

[1] N. D. Duc and T. Q. Quan, "Nonlinear stability analysis of double-curved shallow FGM panels on elastic foundations in thermal environments," *Mechanics of Composite Materials*, vol. 48, pp. 435-448, 2012. https://doi.org/10.1007/s11029-012-9289-z

[2] T. M. Tu, T. H. Quoc, and N. Van Long, "Vibration analysis of functionally graded plates using the eight-unknown higher order shear deformation theory in thermal environments," *Aerospace Science and Technology*, vol. 84, pp. 698-711, 2019. https://doi.org/10.1016/j.ast.2018.11.010

[3] T.-T. Nguyen, P. Thắng, and J. Lee, "Flexural-torsional stability of thin-walled functionally graded open-section beams," *Thin-Walled Structures*, vol. 110, 2017. https://doi.org/10.1016/j.tws.2016.09.021

[4] B. Kieback, A. Neubrand, and H. Riedel, "Processing techniques for functionally graded materials," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 362, no. 1-2, pp. 81-106, 2003. https://doi.org/10.1016/S0921-5093(03)00578-1

[5] Y. Q. Wang and J. W. Zu, "Vibration characteristics of moving sigmoid functionally graded plates containing porosities," *International Journal of Mechanics and Materials in Design*, vol. 14, pp. 473-489, 2018. https://doi.org/10.1007/s10999-017-9385-2

[6] W. Liu and J. N. DuPont, "Fabrication of functionally graded TiC/Ti composites by Laser Engineered Net Shaping," *Scripta Materialia*, vol. 48, no. 9, pp. 1337-1342, 2003. https://doi.org/10.1016/S1359-6462(03)00020-4

[7] W. Yoshimi, I. Yoshifumi, H. Sato, and E. Miura-Fujiwara, "A Novel Fabrication Method for Functionally Graded Materials under Centrifugal Force: The Centrifugal Mixed-Powder Method," *Materials*, vol. 2, no. 4, pp. 2510-2525, 2009. https://doi.org/10.3390/ma2042510

[8] G. Q. Jin and W. D. Li, "Adaptive rapid prototyping/manufacturing for functionally graded material-based biomedical models," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 65, pp. 97-113, 2013. https://doi.org/10.1007/s00170-012-4153-9

[9] V. Kahya and M. Turan, "Finite element model for vibration and buckling of functionally graded beams based on the first-order shear deformation theory," *Composites Part B: Engineering*, vol. 109, pp. 108-115, 2017. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2016.10.039

[10] P. Phung-Van, Q. X. Lieu, H. Nguyen-Xuan, and M. Abdel Wahab, "Size-dependent isogeometric analysis of functionally graded carbon nanotube-reinforced composite nanoplates," *Composite Structures*, vol. 166, pp. 120-135, 2017. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2017.01.049

[11] V. Kahya and M. Turan, "Vibration and stability analysis of functionally graded sandwich beams by a multi-layer finite element," *Composites Part B: Engineering*, vol. 146, pp. 198-212, 2018.

https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2018.04.011

[12] M. Avcar and W. K. M. Mohammed, "Free vibration of functionally graded beams resting on Winkler-Pasternak foundation," *Arabian Journal of Geosciences*, vol. 11, no. 232, 2018. https://doi.org/10.1007/s12517-018-3579-2

[13] T. Vo-Duy, V. Ho-Huu, and T. Nguyen-Thoi, "Free vibration analysis of laminated FG-CNT reinforced composite beams using finite element method," *Frontiers of Structural and Civil Engineering*, vol. 13, pp. 324-336, 2019. https://doi.org/10.1007/s11709-018-0466-6

[14] M. Avcar, "Free vibration of imperfect sigmoid and power law functionally graded beams," *Steel and Composite Structures*, vol. 30, pp. 603-615, 2019.

[15] H. Alsaid Alwan and M. Avcar, "Analytical solution of free vibration of FG beam utilizing different types of beam theories: A comparative study," *Computers and Concrete*, vol. 26, pp. 285-292, 2020.

[16] H. Babaei, Y. Kiani, and M. Reza Eslami, "Thermal buckling and post-buckling analysis of geometrically imperfect FGM clamped tubes on nonlinear elastic foundation," *Applied Mathematical Modelling*, vol. 71, pp. 12-30, 2019. https://doi.org/10.1016/j.apm.2019.02.009

[17] H. Youzera, S. A. Meftah, M. M. Selim, and A. Tounsi, "Finite element method for axial and bending coupling effect on free vibration response of functionally graded beams under thermal environment," *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, vol. 29, pp. 6436-6450, 2022.

[18] M. Wang, M. He, Z. Liang, D. Wu, Y. Wang, X. Qing, *et al.*, "Fatigue damage monitoring of composite laminates based on acoustic emission and digital image correlation techniques," *Composite Structures*, vol. 321, p. 117239, 2023. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2023.117239

[19] X. Xie, J. Bai, and W. Zuo, "Topology optimization of fiber-reinforced concrete structures using membrane-embedded model," *Engineering Structures*, vol. 314, p. 118299, 2024. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2023.117239

[20] T. T. Nguyen, P. T. Thang, and J. Lee, "Lateral buckling analysis of thin-walled functionally graded open-section beams," *Composite Structures*, vol. 160, pp. 952-963, 2017. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2016.10.017

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics, 37, 4, 2025. (115-132)

Ferdowsi University of Mashhad

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics

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

Society of Manufacturing Engineering of Iran

Effect of Geometric Defects and Vacancy in Graphene-Carbon Nitride Hybrid by Molecular Dynamics Simulation Method

Research Article

Mehdi Beynaghi[1], Ali Dadrasi[2], Mohsen Taghi Zadeh[3]

10.22067/jacsm.2025.92540.1323

***Abstract* -- In this paper, we investigate the mechanical properties of graphene-carbon nitride hybrid using molecular dynamics simulations. We studied the impact of vacancies and circular defects of various diameters on these properties. We analyzed circular defects with diameters of 1.8, 10.6, 16.4, and 2.24 Å in both armchair and zigzag directions using the Tersoff potential. The results indicate that the mechanical properties of the hybrid structure are inferior to those of graphene and carbon nitride individually. Additionally, the removal of nitrogen atoms had a more significant impact on mechanical properties. Increasing the diameter of the circular defect reduced the Young's modulus from 802.23 GPa to 681.34 GPa in the armchair direction. Furthermore, fracture stress decreased by 31.19% and 45.15% in the zigzag and armchair directions, respectively.**

***Keywords:* Graphene, Carbon nitride, Molecular dynamics, Mechanical properties, Nanostructure.**

1. Introduction

Nanostructures are essential and integral components of science and technology, widely utilized across various industries [1]. Due to its unique properties, graphene has garnered significant attention from researchers [2]. Similarly, other materials such as boron carbide and carbon nitride exhibit remarkable characteristics comparable to those of graphene [3].

Building on existing research on the mechanical properties of composite structures, this article examines Young's modulus, failure stress, and strain in two-dimensional (2D) graphene and carbon nitride structures—both individually and in hybrid forms—along armchair and zigzag directions. Additionally, the impact of removing carbon and nitrogen atoms on the mechanical properties is explored. Furthermore, the study investigates how a circular geometric defect influences the mechanical behavior of graphene-carbon nitride composite structures in both armchair and zigzag orientations.

2. Computational method

The molecular dynamics simulation method has been employed to model and analyze the mechanical properties of 2D nanosheets [4]. The Tersoff potential has been utilized to calculate the interactions between carbon-carbon and carbon-nitrogen atoms [5]. The relationship between energy and displacement is defined by the following equation:

$$U_{ij} = f_c(r_{ij})[f_R(r_{ij}) + b_{ij} f_A(r_{ij})] \quad (1)$$

To establish system equilibrium, the NPT process was implemented with a time step of 1 fs and a duration of 50 ps. The graphene and carbon nitride structures have dimensions of 10×10 nm². The X and Y directions correspond to the zigzag and armchair loading orientations, respectively. To regulate temperature within the simulation box, equilibrium was maintained for 50 ps using the Nose-Hoover algorithm under constant temperature and pressure. Following equilibrium, the system was subjected to tensile loading at a strain rate of 0.001 ps^{1} to determine stress at each strain and time step. Fig. 1 illustrates the graphene-carbon nitride hybrid structure.

* Manuscript received 2025 March 9, Revised 2025April 26, Accepted 2025 June 16.

[1] PhD student in Mechanical Engineering, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Hakim Sabzevari University, Sabzevar, Iran.

[2] Corresponding Author: Assistant Professor, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Hakim Sabzevari University, Sabzevar, Iran. **Email:** Ali.Dadrasi@hsu.ac.ir

[3] Assistant Professor, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Hakim Sabzevari University, Sabzevar, Iran.

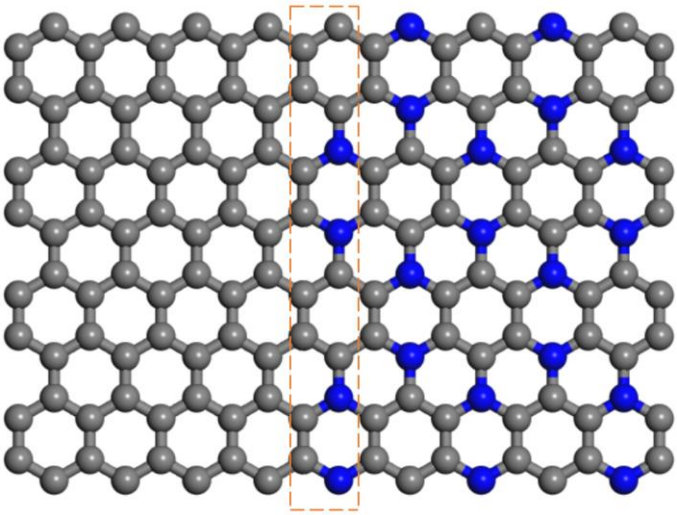


Fig. 1. Scheme of graphene-Carbon nitride hybrid structure.

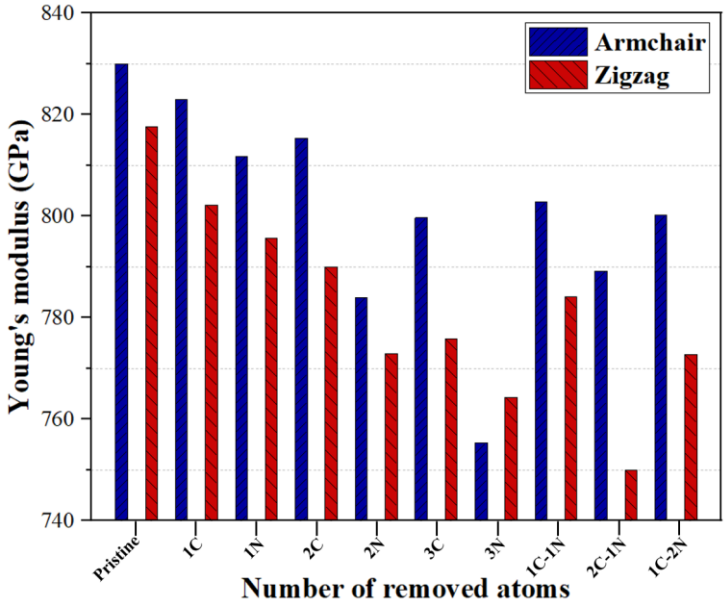


Fig. 2. Variation of Young's modulus in hybrid structure of graphene-Carbon nitride.

3. Results and discussion

3.1 Mechanical properties of defective nanosheets

The results obtained from the study on the removal of carbon and nitrogen atoms in the graphene–carbon nitride hybrid structure are presented in Fig. 2. Notably, most atoms were removed from the interface between the two structures. As shown, the removal of nitrogen atoms had a more significant impact on the Young's modulus than the removal of carbon atoms. Furthermore, the values were consistently higher in the armchair direction than in the zigzag direction. The removal of one carbon atom reduced the Young's modulus to 21.802 GPa and 95.822 GPa in the zigzag and armchair directions, respectively. In contrast, removing one nitrogen atom resulted in values of 66.795 GPa and 81.811 GPa, respectively. A similar decreasing trend was observed when two or three carbon or nitrogen atoms were removed individually. For instance, the Young's modulus in the armchair direction decreased by 1.76% upon the removal of two carbon atoms, compared to the pristine structure. In contrast, the combined removal of carbon and nitrogen atoms produced different results. According to Fig. 2, the simultaneous removal of two carbon atoms and one nitrogen atom had the most pronounced effect on the mechanical properties studied. The Young's modulus in the zigzag direction dropped from 817.66 GPa (pristine structure) to 750.03 GPa. Meanwhile, the corresponding value in the armchair direction was reported to be 789.23 GPa.

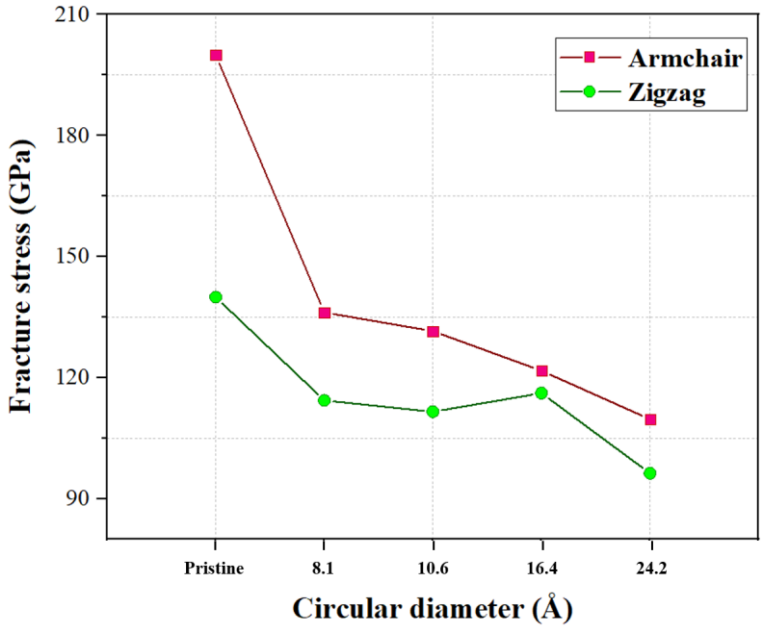


Fig. 3. Variation of fracture stress in hybrid structure of graphene-Carbon nitride.

3.2 Mechanical properties of nanosheets, with circular notches

This section examines the effect of circular defects with varying diameters on the fracture stress of the graphene–carbon nitride structure. To this end, four circular defects with diameters of 1.8, 2.24, 10.6, and 16.4 Å were introduced at the interface between the two materials. As shown in Fig. 3, increasing the diameter of the circular defect results in a reduction of fracture stress. Specifically, the defect with the largest diameter corresponds to the lowest fracture stress observed. It is also notable that, in this analysis, the mechanical property values in the armchair direction are higher than those in the zigzag direction. According to the data in Fig. 3, the fracture stress for the structure with a 2.24 Å defect in the zigzag direction is 26.96 GPa—a decrease of 19.31% compared to the pristine structure. In the armchair direction, the same defect results in a reported fracture stress of 64.109 GPa. This reduction in strength can be attributed to two main factors. First, the removal of a significant number of atoms weakens the interatomic bonding within the structure. Second, stress concentration around the defect region contributes to a further decline in the mechanical integrity of the nanosheet.

4. Conclusion

This paper investigates the mechanical properties—namely Young's modulus, fracture stress, and strain—of two-dimensional structures composed of graphene, carbon nitride, and their hybrid configuration using molecular dynamics simulations under various conditions. The study explores the effects of carbon and nitrogen atom removal, as well as the introduction of circular defects of different diameters. The results indicate that mechanical properties in the armchair loading direction are higher than those in the zigzag direction. Additionally, in the hybrid structure, the deletion of nitrogen atoms had a greater impact on mechanical performance compared to carbon atom removal. Furthermore, increasing the diameter of the circular defect from 1.8 Å to 2.24 Å led to a reduction in mechanical strength. Overall, the findings suggest that graphene–carbon nitride composite nanosheets hold significant potential for mechanical and electrical applications.

Reference

[1] S. Ajori, A. Eftekhar, "Mechanical properties and fracture analysis of defective penta-graphene under temperature variation: Insight from molecular dynamics," *Diamond & Related Materials*, *vol. 124*, pp. 108956, 2022. https://doi.org/10.1016/j.diamond.2022.108956

[2] A. Kataria, A. Verma, M. Sanjay, S. Siengchin, "Molecular modeling of 2D graphene grain boundaries: Mechanical and fracture aspects," *Materials Today: Proceedings*, pp. 2404-2408, 2022. https://doi.org/10.1016/j.diamond.2022.108956

[3] A. Ebrahimi, M. Ajri, "Analyzing Mechanical Properties of Aluminum-graphene Nanocomposite with Vacancy and Pin-holed Defects by Molecular Dynamics Method," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, pp. 33-48, 2024. (In Persian)

[4] A. Albooyeh, A. Dadrasi, and M. Razavikia, "Investigating the effects of geometric defects and temperature changes on the fracture behavior of boron carbide monocrystalline structure by molecular

dynamics," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 34, no. 27, pp. 37–48, 2022. https://dx.doi.org/10.22067/jacsm.2022.74654.1087

[5] J. Tersoff, "Modeling solid-state chemistry: Interatomic potentials for multicomponent systems," *Physical Review B*, vol. 39, no. 8, p. 5566, 1989. https://doi.org/10.1103/PhysRevB.39.5566

انجمن مهندسی ساخت و تولید ایران

علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

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

دانشگاه فردوسی مشهد

بررسی اثر نقص هندسی و حذف اتم در ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن به روش شبیه‌سازی دینامیک مولکولی*

مقاله پژوهشی

مهدی بینقی [۱] علی دادرسی [۲] محسن تقی زاده [۳]

10.22067/jacsm.2025.92540.1323

چکیده *در این مقاله، خواص مکانیکی ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن با استفاده از شبیه‌سازی دینامیک مولکولی مورد بررسی قرار گرفت. حذف اتم‌های کربن، نیتروژن و حضور نقص‌های دایروی با قطرهای مختلف مطالعه شد. با استفاده از پتانسیل ترسوف، نقص دایروی با قطرهای ۸/۱، ۱۰/۶، ۱۶/۴ و ۲۴/۲ آنگستروم در دو راستای آرمچیر و زیگزاگ مورد تحلیل قرار گرفت. نتایج نشان داد که خواص مکانیکی ساختار ترکیبی از ساختارهای گرافن و نیترید کربن به صورت جداگانه، پایین‌تر است. همچنین، حذف اتم‌های نیتروژن اثر بیشتری بر خواص مکانیکی داشت. افزایش قطر نقص دایره باعث کاهش مدول یانگ از ۸۰۲/۲۳ گیگاپاسکال به ۶۸۱/۳۴ گیگاپاسکال در راستای آرمچیر شد. همچنین، مقدار تنش شکست به ترتیب ۳۱/۱۹ و ۴۵/۱۵ درصد در راستای زیگزاگ و آرمچیر کاهش یافت.*

واژه‌های کلیدی گرافن، نیترید کربن، دینامیک مولکولی، خواص مکانیکی، نانوساختار.

مقدمه

در چند دهه گذشته، نانوساختارهایی که از مواد مختلف تشکیل شده‌اند به بخشی جدایی‌ناپذیر از علم و فناوری بدل شده‌اند و تلاش‌های بسیاری بر آن‌ها صورت گرفته است تا بتوان از آن‌ها در صنایع مختلف استفاده کرد [1]. در میان چندین نانوساختار که مورد توجه قرار گرفته است، گرافن (شکل ۱) به دلیل ویژگی-های قابل توجه آن، به عنوان ساختار دوبعدی تک‌لایه که متشکل از اتم‌های کربن می‌باشد، توجه بیشتر محققان را به خود جلب کرده است [2]. این ساختار دارای استحکام بالا، هدایت حرارتی مناسب، خواص الکترونیکی و نوری خوبی است [3] و تمام این ویژگی‌ها سبب شده است تا از این ساختار در صنایع مختلف همچون صنایع الکترونیک [4]، خودروسازی [5]، نانوکامپوزیت-های پایه پلیمری [6] استفاده شود. همچنین، این ویژگی‌ها موجب شده است تا محققان علاوه بر گرافن، به ساختارهایی که از انواع دیگر صفحات گرافن می‌باشند، توجه بیشتری داشته باشند [7]. تعداد زیادی از تحقیقات به بررسی خواص مکانیکی، الکتریکی، حرارتی ساختارهای برلیوم اکساید، کاربید بور، نیترید کربن و نیترید آلومینیوم اختصاص یافته است.

کیو و همکاران [8] با استفاده از روش شبیه‌سازی دینامیک مولکولی به بررسی خواص مکانیکی ساختار کاربید سیلیکون پرداختند. در تحقیق دیگر، لیو و همکاران [9] به بررسی خواص مکانیکی ساختار شش‌ضلعی نیترید بور پرداختند. نتایج آن‌ها نشان داد که افزایش دما از ۱۰۰ به ۱۲۰۰ کلوین سبب کاهش خاصیت مکانیکی مدول یانگ می‌شود. همچنین، استحکام کششی این ساختار از ۱۴۵ گیگاپاسکال در دمای ۱۰۰ کلوین به ۱۰۴ گیگاپاسکال در دمای ۱۲۰۰ کلوین کاهش یافت. لی و همکاران [10] به بررسی خواص مکانیکی ساختار نیترید تیتانیوم با استفاده از روش دینامیک مولکولی پرداختند. نتایج آن‌ها بیانگر

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۳/۱۲/۱۹ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۴/۳/۲۶ می باشد.

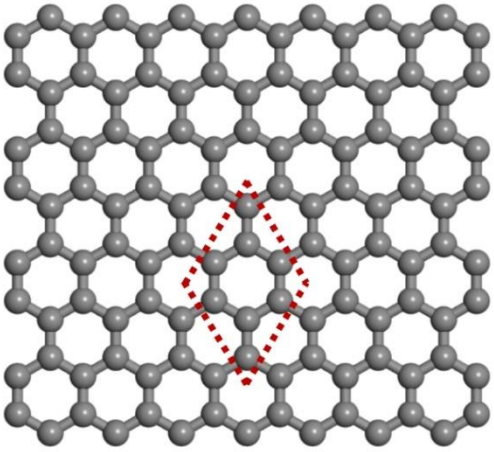
(۱) دانشجوی دکتری مکانیک، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه حکیم سبزواری، سبزوار.

(۲) نویسندهٔ مسئول، استادیار، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی مهندسی، دانشگاه حکیم سبزواری، سبزوار.

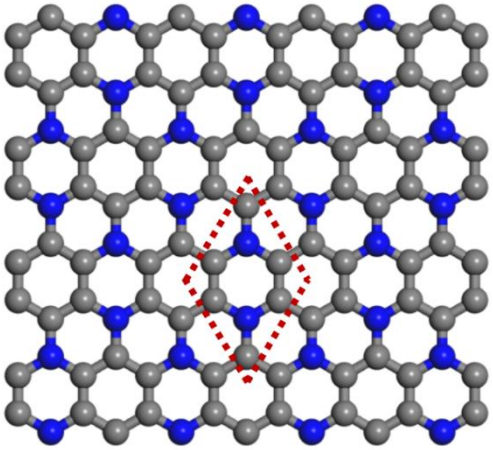
Email: ali.dadrasi@hsu.ac.ir

(۳) استادیار، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی مهندسی، دانشگاه حکیم سبزواری، سبزوار.

آن است که مقدار مدول یانگ و تنش شکست در راستای بارگذاری X بالاتر از راستای بارگذاری Y می‌باشد. بررسی خواص مکانیکی ساختار دوبعدی کاربید بور به وسیله دادرسی و همکاران صورت گرفت [11]. نتایج آن‌ها نشان داد که مقدار خواص مکانیکی مدول یانگ، تنش و کرنش شکست در راستای آرمچیر بالاتر از راستای زیگزاگ می‌باشد. همچنین، افزایش دما از ۱۰۰ به ۱۰۰۰ کلوین سبب کاهش خواص مکانیکی در هر دو راستای آرمچیر و زیگزاگ می‌گردد.



(الف)



(ب)

شکل ۱ ساختارهای دو بعدی: (الف) گرافن، (ب) نیترید کربن. هر اتم نیتروژن در ساختار نیترید کربن به وسیله سه اتم کربن احاطه شده است. سلول واحد برای هر دو ساختار شش ضلعی نشان داده شده است که برای ساختار گرافن شامل هشت اتم کربن و برای ساختار نیترید کربن شامل دو اتم نیتروژن و شش اتم کربن و می‌باشد

ساختارهای دوبعدی که از خانواده گرافن محسوب می‌شوند و به عنوان مواد مبتنی بر نیترید معرفی می‌گردند نیز، به دلیل پتانسیل بالایی که در کاربردهای متنوع دارند، توجه بسیاری از محققان را به خود جلب کرده‌اند. نیترید کربن، نیترید بور، نیترید گالیوم و نیترید آلومینیوم به عنوان نماینده این مواد قابل استفاده می‌باشند [16-12]. نیترید کربن (شکل ۱) دارای کاربردهای متنوعی در ذخیره‌سازی انرژی، جذب گاز، فوتوکاتالیز و دستگاه‌های نانوالکترومکانیک می‌باشد. این ساختار نیمه هادی به صورت شش‌ضلعی و لانه‌زنبوری می‌باشد و دارای شکاف باند ۰/۳۹ eV است [17]. مطالعات شبیه‌سازی دینامیک مولکولی نشان می‌دهد که نانوصفحات نیترید کربن دارای مدول الاستیک ۳۴۱ گیگاپاسکال، رسانایی حرارتی ۸۱۵ W/mK می‌باشد و می‌تواند تا دمای ۴۰۰۰ کلوین را تحمل کند [18].

مایلی فرتاش و همکاران [19] به بررسی خواص مکانیکی ساختار ترکیبی نیترید کربن و کاربید بور به روش شبیه‌سازی دینامیک مولکولی پرداختند. آن‌ها با ایجاد نقص‌های دایروی و مربعی در ساختار، دریافتند که نقص هندسی مربعی اثر کمتری بر خواص مکانیکی دارد. از سویی دیگر، افزایش قطر نقص هندسی دایروی سبب تشدید غلظت تنش در اطراف نقص می‌گردد. همچنین، افزایش قطر نقص هندسی موجب کاهش خواص مکانیکی مدول یانگ، تنش و کرنش شکست می‌شود. در این مطالعه، همچنین، نشان داده شد زمانی که عیوب هندسی در نانوصفحات نیترید کربن حضور دارند، خواص مکانیکی مطلوب‌تری حاصل شده است. بررسی خواص مکانیکی ساختار ترکیبی گرافن و نیترید بور به وسیله دینگ و همکاران [20] صورت گرفت. آن‌ها با استفاده از حذف اتم‌های کربن، نیتروژن و بور در حالت‌های مختلف، به بررسی خواص مکانیکی مدول یانگ، تنش و کرنش شکست پرداختند. نتایج آن‌ها نشان داد که حذف اتم کربن در فصل مشترک دو ساختار، اثر بیشتری بر خواص مکانیکی دارد. همچنین، تغییرات دما از ۱۰ کلوین به ۵۰۰ کلوین سبب ایجاد یک سیر نزولی در خواص مکانیکی گردید. سنتورک [21] به بررسی خواص مکانیکی ساختار ترکیبی کاربید بور و نیترید کربن به روش شبیه‌سازی دینامیک مولکولی پرداخت. نتایج آن‌ها نشان داد که حذف اتم در فصل مشترک هر دو ساختار سبب کاهش خواص مکانیکی می‌گردد. همچنین، حذف اتم بور اثر بیشتری بر خواص مکانیکی دارد. از سویی دیگر، افزایش حذف اتم‌های کربن، بور و نیتروژن از ۵ اتم به ۲۰

اتم موجب کاهش مدول یانگ، استحکام کششی و کرنش شکست می‌شود.

با توجه به مطالب یاد شده، تحقیقات گسترده‌ای در زمینه خواص مکانیکی ساختارهای ترکیبی صورت گرفته است. به دلیل حضور ذرات نانو در نانوصفحات ترکیبی، احتمال بروز عیوب هندسی در تولید آن زیاد است. علاوه بر این، ایجاد نقص‌های عمدی برای افزایش فاصله اتم‌ها از یکدیگر می‌تواند عواقب متعددی به همراه داشته باشد که بر عملکرد ساختارهای ترکیبی اثر بگذارد. از سویی دیگر، تفاوت در فاصله‌های بین اتمی در قسمت‌های راست و چپ ساختار ترکیبی می‌تواند منجر به ایجاد نقص به ویژه در فصل مشترک آن شود که مطالعه آن‌ها می‌تواند به عملکرد بهتر این ساختارها در زمینه‌های مختلف کمک کند. از این رو، در این مقاله، خواص مکانیکی ساختارهای گرافن و نیترید کربن در دو حالت جداگانه و ترکیبی در دو راستای آرمچیر و زیگزاگ مورد مطالعه قرار گرفته است. همچنین، اثر حذف اتم‌های کربن و نیتروژن بر خواص مکانیکی مورد بررسی قرار گرفته است. به علاوه، اثر نقص هندسی دایروی بر رفتار مکانیکی ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن در دو راستای آرمچیر و زیگزاگ بررسی شده است.

دو ساختار گرافن و نیترید کربن به دلیل رسانایی الکتریکی بالا و پایداری مکانیکی به عنوان مواد مناسب در کاربردهای ذخیره‌سازی انرژی و صنعت خودروسازی مورد استفاده قرار می‌گیرد. از همین رو، درک چگونگی تأثیر نقص‌های هندسی، از جمله حذف اتم‌ها (به صورت یک اتم، دو و یا سه اتم) بر خواص مکانیکی، می‌تواند به طراحی مواد بهینه کمک کند تا ضعف ساختاری را به حداقل برساند و در عین حال، انعطاف‌پذیری آن را حفظ کند. بررسی این دو ساختار به صورت جداگانه و حالت ترکیبی آن‌ها می‌تواند به بسیاری از پرسش‌های موجود در این زمینه پاسخ دهد. هدف از انتخاب دو ساختار شش‌ضلعی گرافن و نیترید کربن، کشف روابط بنیادی بین نقص‌های هندسی و رفتار مکانیکی بود که می‌تواند راه را برای نوآوری‌های آینده در مواد دوبعدی مهندسی شده هموار کند. نتایج به دست آمده نشان می‌دهد که جهت بارگذاری آرمچیر خواص بالاتری را به نمایش می‌گذارد و حذف اتم‌های نیتروژن اثر بیشتری بر خواص مکانیکی مورد بررسی دارد. همچنین، افزایش قطر دایره به عنوان یک نقص هندسی سبب کاهش خواص مکانیکی می‌گردد. حذف جداگانه اتم‌های نیتروژن و کربن در مرز ساختار ترکیبی می‌تواند به یک اهرم قابل بررسی تبدیل گردد؛ به گونه‌ای که تغییرات تعداد و مکان حذف آن‌ها را می‌توان یک عامل مؤثر و قابل تأمل معرفی کرد.

روش محاسبات

در این مطالعه، از شبیه‌سازی دینامیک مولکولی برای مدل‌سازی و تحلیل خواص مکانیکی نانوصفحات گرافن، نیترید کربن و حالت ترکیبی این دو ساختار استفاده شده است [22]. برهمکنش بین اتم‌های کربن ـ کربن و کربن ـ نیتروژن با استفاده از پتانسیل ترسوف محاسبه شده است [23]. برخلاف پتانسیل‌های دیگر، پتانسیل ترسوف اثرات مرتبه پیوند را در نظر می‌گیرد و امکان نمایش واقع‌بینانه‌تری از تشکیل و شکستن پیوند را فراهم می‌کند که هنگام مطالعه نقص‌های هندسی ضروری است. علاوه بر این، این پتانسیل، رفتار مکانیکی مواد دوبعدی را با دقت بالا ثبت می‌کند و آن را برای بررسی چگونگی تأثیر نقص‌های ساختاری بر خواص مکانیکی مناسب می‌سازد. رابطه بین انرژی و جابه‌جایی در معادله زیر برقرار است:

$$U_{ij} = f_c(r_{ij})[f_R(r_{ij}) + b_{ij} f_A(r_{ij})] \quad (۱)$$

در این رابطه، f_R پتانسیل دافعه، f_A نماد پتانسیل جاذبه است. همچنین، b_{ij} مرتبه پیوند بین i و j است. افزایش هماهنگی پیوند باعث کاهش B می‌گردد. f_c نیز به عنوان یک تابع تناوبی برای محاسبات cutoff استفاده می‌شود [24]. هر سه تابع از معادلات زیر به دست می‌آیند:

$$F_R(ij) = -A_{ij} e^{\lambda_{ij} r_{ij}}, f_A(ij) = -B_{ij}{}^{\mu_{ij} r_{ij}}$$

$$f_c(ij) = \begin{cases} 1 r_{ij} < R_{ij} \\ 1/2 + 1/2 \cos\left(\frac{\pi(r_{ij} - R_{ij})}{S_{ij} - R_{ij}}\right) R_{ij} < r_{ij} < S_{ij} \\ 0 r_{ij} < S_{ij} \end{cases} \quad (۲)$$

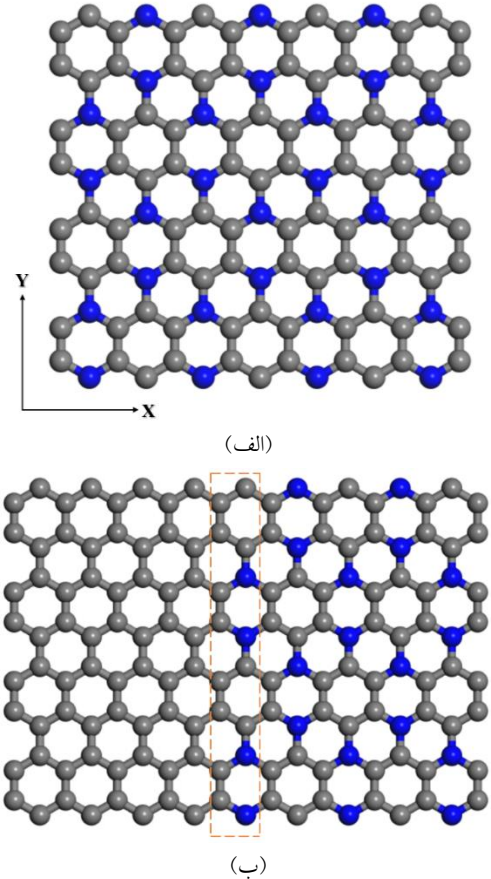
$$f_R(ij) = -A_{ij} e^{\lambda_{ij} r_{ij}}, f_A(ij) = -B_{ij} e^{\mu_{ij} r_{ij}})$$

$$b_{ij} = X_{ij}(1 + B_i^{ni} \xi_{ij}^{ni})^{-0.5 n_i}, \xi_{ij=\sum_{k\neq i,j} f_C(r_{ik}) \omega_{ik} g(\theta_{ijk})}$$

$$g(\theta_{ijk}) = 1 + \frac{G_i^2}{d_i^2} - \frac{G_i^2}{(h_i + \cos\theta_{ijk})^2}$$

$$\omega_{ik} = e[\mu_{ik}^3 (r_{ij} - r_{ik})^3], \lambda_{ij} = \frac{(\lambda_i + \lambda_j)}{2}, \mu_{ij} = \frac{(\mu_i + \mu_j)}{2}$$

از فرایند NPT با گام زمانی ۱ فمتوثانیه و به مدت ۵۰ پیکوثانیه برای دستیابی به تعادل سیستم استفاده شده است. ابعاد ساختار گرافن و نیترید کربن به صورت جداگانه و در حالت ترکیبی ۱۰×۱۰ نانومتر مربع می‌باشد و تعداد کل اتم‌ها ۴۰۳۲ اتم در نظر گرفته شده است. دو جهت بارگذاری زیگزاگ و آرمچیر به ترتیب بیانگر جهت‌های X و Y می‌باشند. همچنین، شرایط مرزی دوره‌ای (تناوبی) در هر دو راستای X و Y اعمال شده است. برای کنترل دما در جعبه شبیه‌سازی با اعمال الگوریتم Nose-Hoover در دما و فشار ثابت (دما ۳۰۰ کلوین و فشار صفر در نظر گرفته شده است) و با استفاده از گام زمانی ۰/۰۰۱ پیکوثانیه، سیستم برای مدت زمان ۵۰ پیکوثانیه به حالت تعادل رسیده است. پس از تعادل، سیستم تحت بار کششی با نرخ کرنش $0/001\ ps^{-1}$ قرار گرفته است تا تنش در هر کرنش و گام زمانی به دست آید. در نهایت، نمودار تنش ـ کرنش برای بررسی خواص مکانیکی ساختارهای مورد بررسی با استفاده از اطلاعات به دست آمده ترسیم شده است. شکل (۲) ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن و راستای X و Y را به نمایش گذاشته است.



(الف)

(ب)

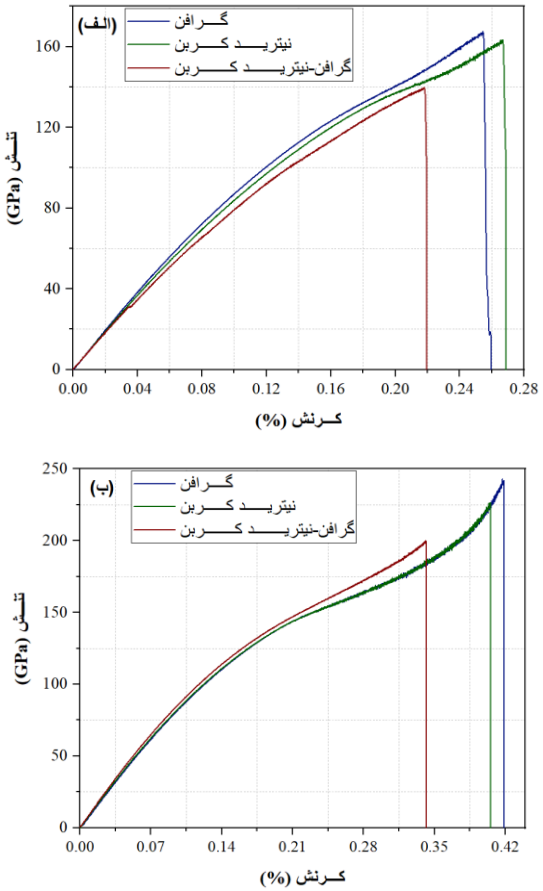
شکل ۲ (الف) نمایش راستای X و Y، (ب) نمایش فصل مشترک نانوساختار گرافن و نیترید کربن

نتایج و بحث

بررسی خواص مکانیکی ساختارهای دو بعدی

شکل (۳) منحنی تنش ـ کرنش ساختارهای گرافن، نیترید کربن و حالت ترکیبی هر دو ساختار را در دو راستای آرمچیر و زیگزاگ به نمایش گذاشته است. همان طور که قابل مشاهده است، تنش و کرنش شکست برای ساختار گرافن، نیترید کربن و حالت ترکیبی آن‌ها به ترتیب ۱۶۷/۵۱، ۱۶۳/۲۱ و ۱۳۹/۹۱ گیگاپاسکال و ۰/۲۵۴، ۰/۲۶۵ و ۰/۲۱۷ درصد در راستای زیگزاگ می‌باشد. این در حالی است که این مقادیر در راستای آرمچیر به ترتیب ۲۴۱/۸۱، ۲۲۶/۴۶ و ۱۹۹/۹۱ گیگاپاسکال و ۰/۴۱۸، ۰/۴۰۵ و ۰/۳۴۱ درصد در راستای آرمچیر است. همان طور که مشخص است، مقادیر خواص مکانیکی تنش و کرنش شکست ساختار گرافن بالاتر از نیترید کربن و حالت ترکیبی آن‌ها می‌باشد. از سویی دیگر، نتایج به دست آمده در راستای آرمچیر بالاتر از زیگزاگ می‌باشد. ساختار شش ضلعی نانوصفحات سبب می‌شود که زاویه بین تنش بارگذاری و لبه‌های پیوند اتم‌ها به ترتیب ۶۰ درجه و ۳۰ درجه در راستاهای زیگزاگ و آرمچیر باشد که موجب می‌شود تا تنش خارجی بیشتری در راستای زیگزاگ برای گسیخته شدن پیوند بین اتم‌های کربن ـ کربن و کربن ـ نیتروژن ایجاد شود. بنابراین، نسبت تنش نهایی در جهت زیگزاگ به جهت آرمچیر نزدیک به $\sqrt{3}$ خواهد بود [24]. با توجه به جدول (۱) اختلاف مقادیر مدول یانگ برای تمامی ساختارها در هر دو جهت قابل چشم‌پوشی می‌باشد. شایان ذکر است که مقدار مدول یانگ برای نانوساختارهای گرافن، نیترید کربن و حالت ترکیبی آن‌ها به ترتیب ۹۴۱/۳۴، ۸۶۹/۳۵ و ۸۳۰/۰۵ گیگاپاسکال در راستای آرمچیر می‌باشد که نسبت به جهت بارگذاری در راستای زیگزاگ به ترتیب ۶/۳۶، ۵/۶۵ و ۱/۵۱ درصد افزایش یافته است. نانوصفحات در جهت آرمچیر انعطاف‌پذیری و در نتیجه، مقاومت در برابر تنش بیشتری از خود نشان داده است. افزایش تنش باعث از بین رفتن پیوند بین اتم‌ها و ایجاد حلقه‌های بزرگ‌تر می‌شود که به دلیل توزیع تنش بر ساختار اتمی، رفتار شکست را تغییر می‌دهد. این امر سبب می‌شود تا تنش متمرکز در نانوصفحات به طور ناگهانی افزایش یابد و منجر به تخریب ساختار شود [25]. ژانو و همکاران یک رفتار مشابه از خواص مکانیکی ساختارهای گرافن و نیترید بور را گزارش کرده‌اند [26]. همچنین باقری و همکاران [27] نشان

دادند که اگرچه تنش و کرنش شکست ساختار نیترید کربن در جهت آرمچیر بالاتر از جهت زیگزاگ می‌باشد، اما تغییرات مدول یانگ برای هر دو جهت بارگذاری ناچیز می‌باشد.



شکل ۳ تغییرات تنش ـ کرنش برای ساختارهای گرافن، نیترید کربن و حالت ترکیبی آن‌ها: (الف) جهت بارگذاری زیگزاگ، (ب) جهت بارگذاری آرمچیر

جدول ۱ خواص مکانیکی مدول یانگ، تنش و کرنش شکست ساختارهای گرافن، نیترید کربن و ترکیب آن‌ها

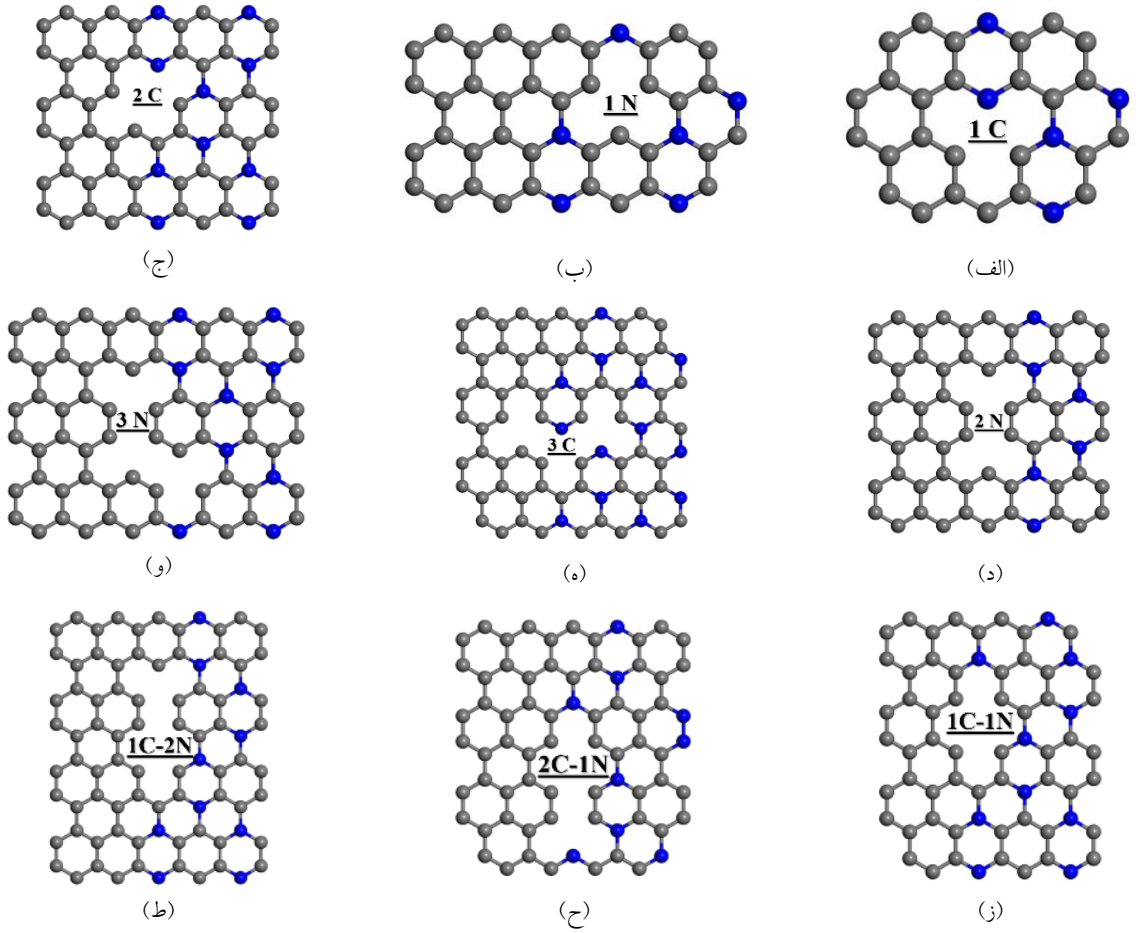
ساختار	جهت بارگذاری	مدول یانگ (GPa)	تنش شکست (GPa)	کرنش شکست (%)
گرافن	زیگزاگ	۸۸۵/۰۵	۱۶۷/۵۱	۰/۲۵۴
	آرمچیر	۹۴۱/۳۴	۲۴۱/۸۱	۰/۴۱۸
نیترید کربن	زیگزاگ	۸۲۲/۸۴	۱۶۳/۲۱	۰/۲۶۵
	آرمچیر	۸۶۹/۳۵	۲۲۶/۴۶	۰/۴۰۵
گرافن ـ نیترید کربن	زیگزاگ	۸۱۷/۶۶	۱۳۹/۹۱	۰/۲۱۷
	آرمچیر	۸۳۰/۰۵	۱۹۹/۹۱	۰/۳۴۱

بررسی تأثیر حذف اتم بر خواص مکانیکی ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن

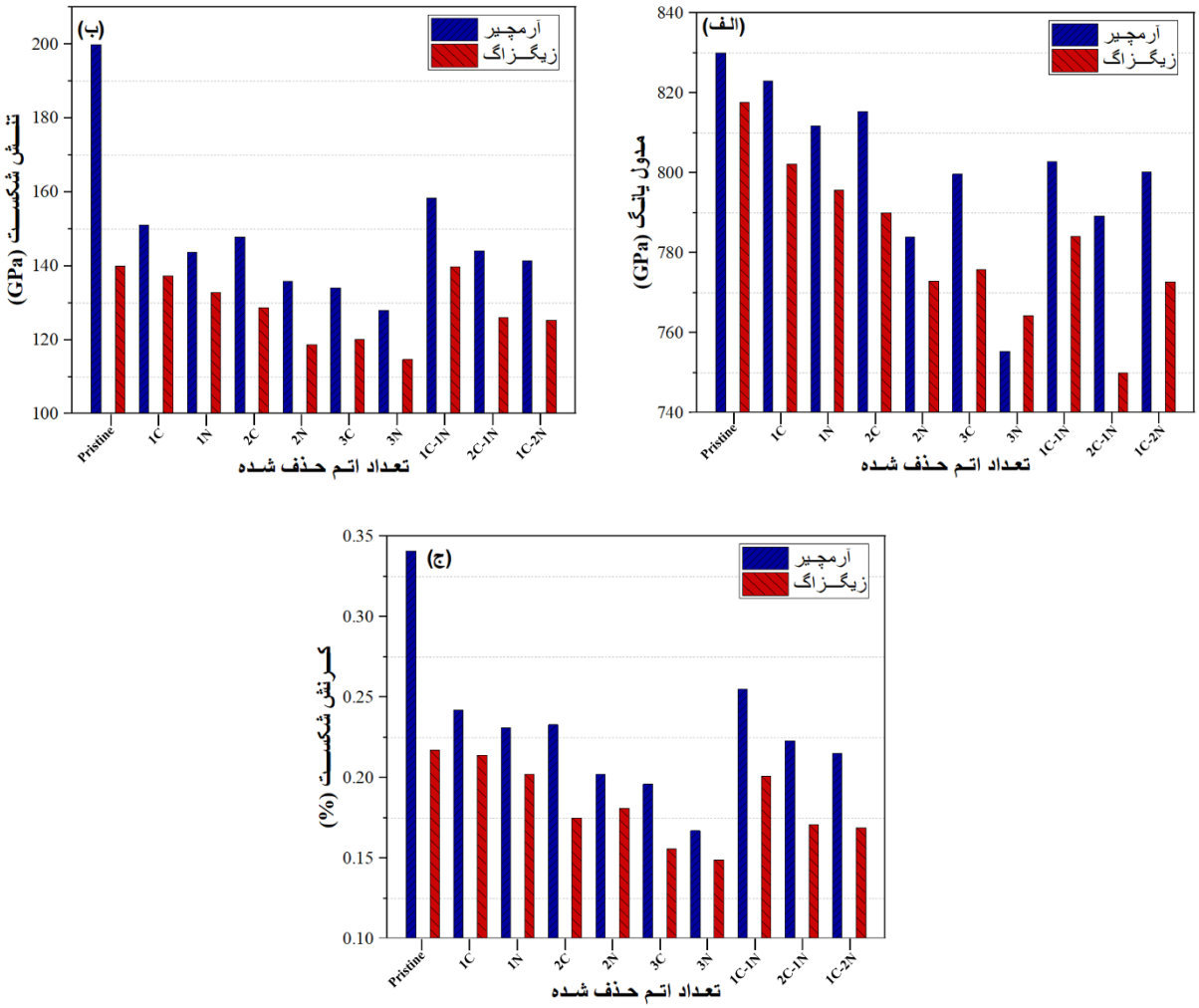
در این بخش، به بررسی اثر حذف اتم‌های کربن و نیتروژن در ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن پرداخته شده است. شکل (۴) نشان دهنده حالت‌های مختلف از حذف اتم‌های کربن و نیتروژن می‌باشد. شایان ذکر است که بیشتر اتم‌ها از فصل مشترک دو ساختار حذف شده است.

شکل (۵) نتایج به دست آمده از خواص مکانیکی مدول یانگ، تنش و کرنش شکست نانوصفحات ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن را به نمایش گذاشته است. همان طور که مشخص است، حذف اتم‌های نیتروژن اثر بیشتری نسبت به حذف اتم‌های کربن بر خواص مکانیکی داشته است. شایان ذکر است که در این قسمت نیز خواص مکانیکی در جهت آرمچیر بالاتر از زیگزاگ گزارش شده است. حذف ۱ اتم کربن مقدار مدول یانگ را به ۸۰۲/۲۱ و ۸۲۲/۹۵ گیگاپاسکال در راستای زیگزاگ و آرمچیر کاهش داده است. این در حالی است که مقدار این خاصیت مکانیکی در حذف ۱ اتم نیتروژن به ترتیب ۷۹۵/۶۶ و ۸۱۱/۸۱ به دست آمده است. این روند نزولی برای خاصیت مکانیکی تنش شکست نیز قابل مشاهده است. مقدار این خاصیت مکانیکی در حذف ۱ اتم کربن به ترتیب ۱/۴۲ و ۲۴/۴۵ درصد در راستای زیگزاگ و آرمچیر کاهش یافته است. همچنین مقدار کرنش شکست برای حذف ۱ اتم نیتروژن به ترتیب ۰/۲۰۲ و ۰/۲۳۱ درصد در راستای زیگزاگ و آرمچیر گزارش شده است. این روند کاهشی برای حذف ۲ و ۳ اتم کربن و نیتروژن (به صورت جداگانه) نیز قابل مشاهده است. مقدار مدول یانگ، تنش و کرنش شکست در حذف ۲ اتم کربن در راستای آرمچیر و نسبت به ساختار بدون نقص به ترتیب ۱/۷۶، ۲۶/۰۲ و ۳۱/۶۷ درصد کاهش داشته است. خواص مکانیکی مدول یانگ، تنش و کرنش شکست برای ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن با حذف ۳ اتم نیتروژن در راستای زیگزاگ و نسبت به ساختار بدون نقص به ترتیب ۶/۵۲، ۱۸/۰۳ و ۲۸/۱۱ درصد کاهش داشته است. از سویی دیگر، حذف ترکیبی اتم‌های کربن و نیتروژن نتایج متفاوتی را گزارش کرده است. با توجه به شکل (۴ ـ ز ـ ح ـ ط) و نمودار شکل (۵) حذف ۲ اتم کربن و ۱ اتم نیتروژن به صورت همزمان

بیشترین اثر را بر خواص مکانیکی مورد بررسی داشته است. برای این حالت (شکل ۴ ـ ح) مقدار مدول یانگ در راستای زیگزاگ از ۸۱۷/۶۶ گیگاپاسکال برای ساختار بدون نقص به ۷۵۰/۰۳ گیگاپاسکال کاهش یافته است. این در حالی است که مقدار این خاصیت مکانیکی در راستای آرمچیر ۷۸۹/۲۳ گیگاپاسکال گزارش شده است. همچنین مقدار تنش و کرنش شکست در راستای زیگزاگ به ترتیب ۹/۹۷ و ۲۱/۱۹ درصد کاهش یافته است. همچنین خواص مکانیکی تنش و کرنش شکست در راستای آرمچیر به ترتیب ۱۴۴/۰۸ گیگاپاسکال و ۰/۲۲۳ درصد گزارش شده است. این روند کاهشی در مطالعات قبلی نیز قابل مشاهده می‌باشد. ترانگ و همکاران [28] به بررسی خواص مکانیکی نانوصفحات فسفر سیاه در حضور عیوب هندسی پرداختند. نتایج آن‌ها نشان داد که این نقص‌های هندسی اثر چندانی بر خاصیت مکانیکی مدول یانگ ندارد، اما سبب کاهش مقادیر تنش و کرنش شکست به میزان ۵۳ و ۶۹ درصد می‌شود. در تحقیقی دیگر، فو و همکاران [29] به بررسی اثر حذف اتم‌های کربن در ساختار دوبعدی گرافن پرداختند. نتایج آن‌ها حاکی از آن است که حذف اتم‌های کربن اثر قابل توجه بر استحکام نهایی ساختار می‌گذارد. خواص مکانیکی ساختار زینک اکساید به وسیله آهنگری و همکاران مورد بررسی قرار گرفت [30]. آن‌ها با استفاده از حذف اتم‌های اکسیژن و روی در شرایط مختلف به بررسی تغییرات مدول یانگ پرداختند. نتایج آن‌ها نشان می‌دهد که حذف اتم‌های روی اثر بیشتری بر ساختار اکسید روی نسبت به حذف اتم‌های اکسیژن دارد.



شکل ۴ ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن با حذف اتم‌های کربن و نیتروژن: (الف) ۱ اتم کربن، (ب) ۱ اتم نیتروژن، (ج) ۲ اتم کربن، (د) ۲ اتم نیتروژن، (ه) ۳ اتم کربن، (و) ۳ اتم نیتروژن، (ز) ۱ اتم کربن و ۱ اتم نیتروژن، (ح) ۲ اتم کربن و ۱ اتم نیتروژن، (ط) ۱ اتم کربن و ۲ اتم نیتروژن

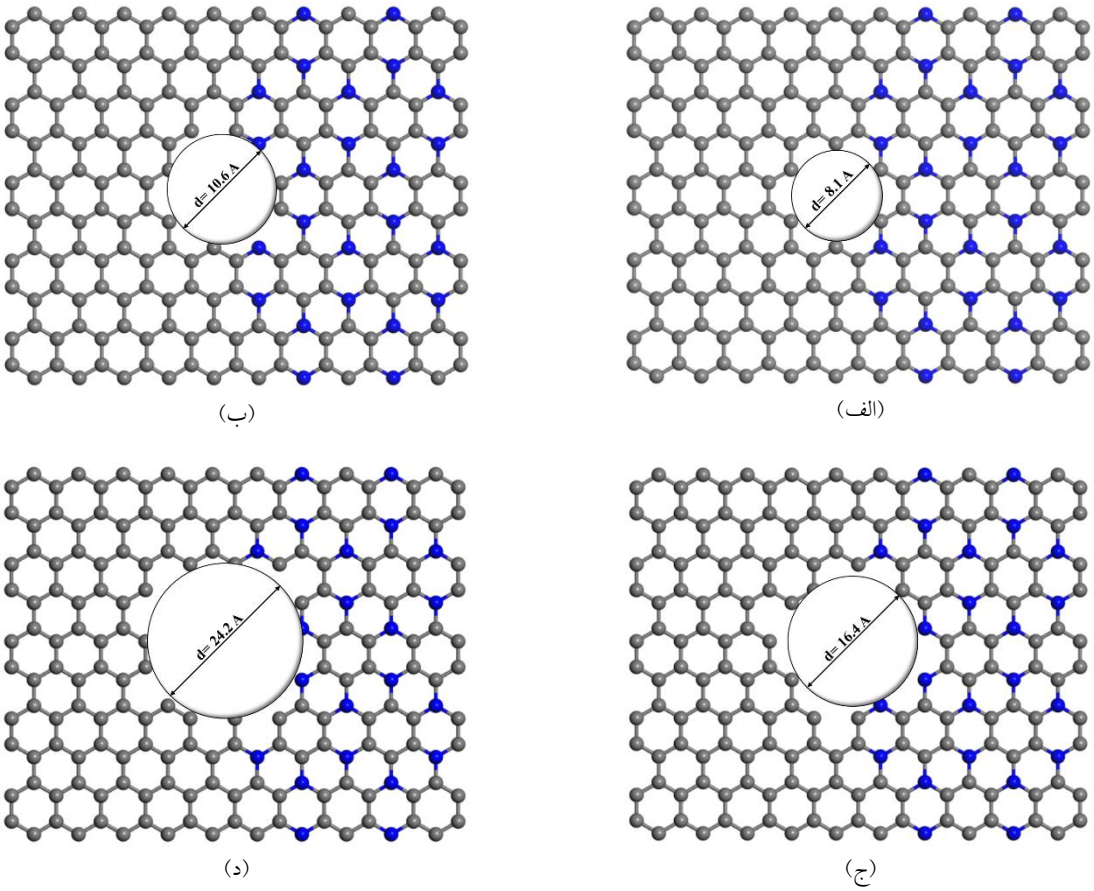


شکل ۵ خواص مکانیکی ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن بر تعداد اتم‌های حذف شده کربن (C) و نیتروژن (N): (الف) مدول یانگ، (ب) تنش شکست، (ج) کرنش شکست

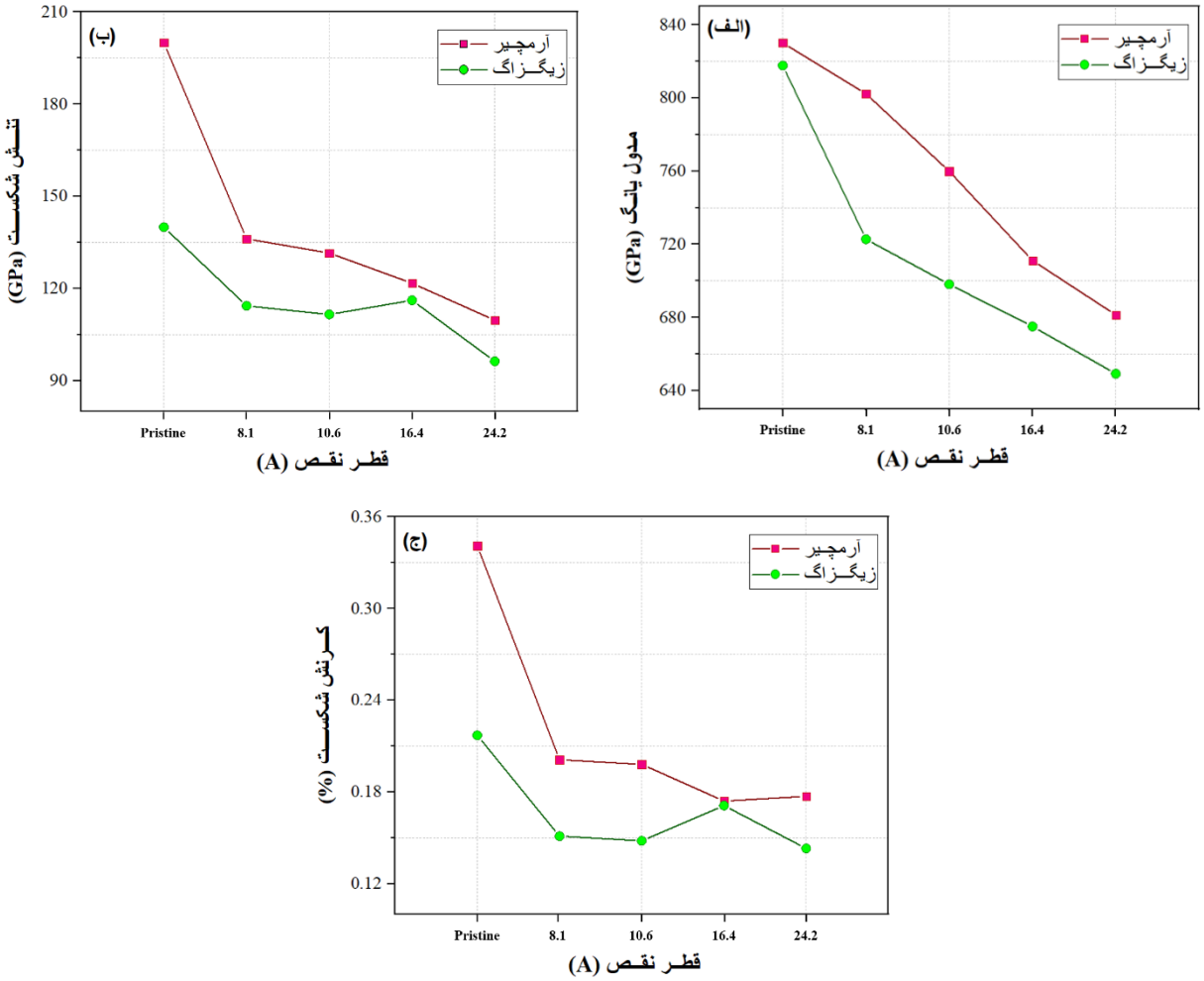
بررسی نقص دایروی بر خواص مکانیکی ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن

در این بخش، به بررسی اثر حضور نقص‌های دایروی با قطرهای مختلف بر خواص مکانیکی مدول یانگ، تنش و کرنش شکست پرداخته شده است. بدین منظور، ۴ اندازه قطر مختلف ۸/۱، ۱۰/۶، ۱۶/۴ و ۲۴/۲ آنگستروم در فصل مشترک دو ساختار گرافن و نیترید کربن تعبیه شده است که در شکل (۶) قابل مشاهده می‌باشد. با توجه به نتایج گزارش شده در شکل (۷) می‌توان دریافت که افزایش قطر نقص دایروی سبب کاهش هر سه خاصیت مکانیکی مدول یانگ، تنش و کرنش شکست شده است، به طوری که نقص دایروی با بیشترین قطر دارای کمترین خواص مکانیکی می‌باشد. شایان ذکر است که در این بخش نیز مقادیر خواص مکانیکی در راستای آرمچیر بالاتر از راستای زیگزاگ می‌باشد. با توجه به نتایج ارائه شده در شکل (۷) مقدار مدول یانگ از ۸۱۷/۶۶ گیگاپاسکال برای ساختار بدون نقص و در راستای زیگزاگ به ۶۴۹/۱۷ گیگاپاسکال در حضور نقص دایروی با قطر ۲۴/۲ آنگستروم کاهش یافته است. این در حالی است که این خاصیت مکانیکی در راستای آرمچیر ۶۸۱/۳۴ گیگاپاسکال گزارش شده است. همچنین، مقادیر تنش و کرنش شکست برای ساختار با نقص دایروی ۲۴/۲ آنگستروم و در راستای زیگزاگ به ترتیب ۹۶/۲۶ گیگاپاسکال و ۰/۱۴۳ درصد به دست آمده است که نسبت به ساختار بدون نقص به ترتیب ۳۱/۱۹ و ۵۸/۰۶ درصد

کاهش داشته است. مقادیر تنش و کرنش شکست برای این ساختار و در راستای آرمچیر به ترتیب ۱۰۹/۶۴ گیگاپاسکال و ۰/۱۷۷ درصد گزارش شده است. این نکته قابل توجه است که حذف تعداد زیادی از اتم‌ها در یک ساختار موجب می‌شود که پیوند بین اتم‌ها تضعیف شود و کاهش مقاومت ساختار را به همراه داشته باشد. از سویی دیگر، تمرکز تنش به عنوان عامل دیگری که بر استحکام نانوصفحات اثرگذار است، معرفی می‌گردد. زمانی که اتم‌های کربن و نیتروژن حذف می‌شوند، تمرکز تنش در اطراف نواحی خالی افزایش می‌یابد و با افزایش نرخ کرنش، ساختار از این قسمت‌ها گسیخته می‌شوند [33-31]. در تحقیقات انجام شده بر ساختارهای دوبعدی و بررسی اثر نقص‌های هندسی، نتایج مشابه گزارش شده است. شیرازی و همکاران [34] به بررسی خواص مکانیکی ساختار شش‌ضلعی نیترید کربن در حضور نقص دایروی با قطرهای مختلف پرداختند. نتایج آن‌ها نشان داد که افزایش قطر نقص دایروی سبب کاهش استحکام کششی در ساختار می‌شود. در مطالعه‌ای دیگر، عینعلی‌پور و همکاران به بررسی ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید بور پرداختند [35]. نتایج آن‌ها نشان داد که حضور نقص دایروی در ساختار نیترید بور اثر بیشتری بر خواص مکانیکی می‌گذارد. همچنین، افزایش تعداد نقص دایروی با قطر ثابت سبب کاهش مدول یانگ و تنش شکست ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید بور می‌گردد. فرتاش و همکاران [19] اثر مکان، تعداد و قطر نقص دایروی را بر ساختار ترکیبی کاربید بور ـ نیترید کربن مورد مطالعه قرار دادند. نتایج آن‌ها نشان داد که افزایش قطر نقص دایره سبب افزایش غلظت تنش اطراف نقص شود. همچنین، افزایش تعداد نقص دایروی با قطر ثابت موجب کاهش استحکام کششی ساختار ترکیبی کاربید بور ـ نیترید کربن می‌گردد. از سویی دیگر، نتایج آن‌ها نشان داد که حضور نقص‌های هندسی در ساختار کاربید بور اثر بیشتر بر خواص مکانیکی می‌گذارد.



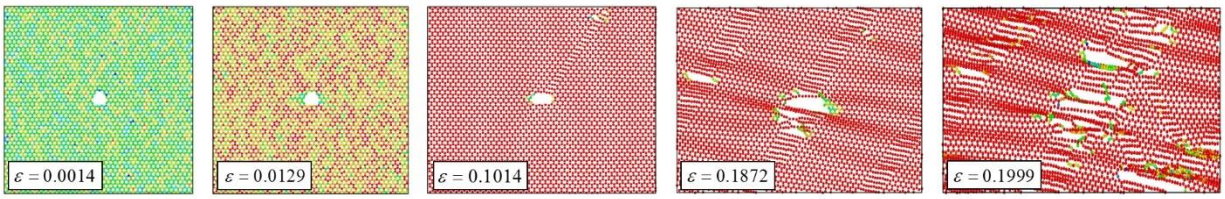
شکل ۶ حضور نقص دایروی در ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن با قطرهای (الف) ۸/۱، (ب) ۱۰/۶، (ج) ۱۶/۴، (د) ۲۴/۲ آنگستروم



شکل ۷ خواص مکانیکی ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن بر قطر نقص‌های دایروی: (الف) مدول یانگ، (ب) تنش شکست، (ج) کرنش شکست

جدول۲ مقایسه نتایج مطالعات گذشته و مطالعه پیش رو بر خواص مکانیکی نانو مواد دوبعدی

ساختار	پتانسیل	راستای کشش	نوع نقص	اندازه ساختار	خواص مکانیکی	منبع
گرافن ـ نیترید کربن	ترسوف	آرمچیر	دایره (قطر ۱۶/۴ آنگستروم)	۱۰×۱۰ نانومتر مربع	مدول یانگ ۷۱۱/۰۴ گیگاپاسکال	مطالعه حاضر
نیترید کربن ـ برن نیترید	ترسوف	آرمچیر	دایره (قطر ۱۵ آنگستروم)	۷×۶ نانومتر مربع	مدول یانگ ۵۲/۸۹ گیگاپاسکال	[36]
نیترید کربن ـ کاربید بور	ترسوف	آرمچیر	دایره (قطر ۱۵ آنگستروم)	۵۱×۵۹ نانومتر مربع	مدول یانگ ۶۸۱ گیگاپاسکال	[19]
گرافن ـ نیترید کربن	ترسوف	آرمچیر	حذف اتم (۱ اتم نیتروژن)	۱۰×۱۰ نانومتر مربع	کرنش شکست ۰/۲۲۱	مطالعه حاضر
گرافن ـ نیترید بور	ترسوف	آرمچیر	حذف اتم (۱ اتم نیتروژن)	۱۵×۷ نانومتر مربع	کرنش شکست ۰/۱۲۹	[20]
نیترید کربن ـ کاربید بور	ترسوف	آرمچیر	حذف اتم (۵ اتم نیتروژن)	۳۰×۱۴ نانومتر مربع	کرنش شکست ۰/۱۸۱	[21]



شکل ۸ روند شکست ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن با نقص دایروی با قطر ۸/۱ آنگستروم

برای درک بهتر نتایج به دست آمده از این مطالعه و نتایج به دست آمده در مطالعات قبلی، جدول (۲) ارائه شده است.

روند تغییرات شکست ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن در حضور نقص دایروی با قطر ۸/۱ آنگستروم در شکل (۸) به نمایش گذاشته شده است. همان گونه که مشاهده می‌شود، تمرکز تنش در اطراف نقص هندسی با افزایش کرنش تشدید می‌شود که همین امر، موجب ایجاد شکست در ساختار می‌گردد. این روند تا زمانی ادامه پیدا می‌کند که مقاومت ساختار به کمترین مقدار خود برسد و صفحه از هم گسیخته شود؛ به طوری که این گسیختگی در ساختار در راستای عمود بر جهت بارگذاری انتشار پیدا می‌کند و شکست کامل ساختار مورد مطالعه در کرنش ۰/۲۰۱ درصد انجام می‌پذیرد. افزایش کرنش باعث گسترش و رشد عیوب هندسی می‌شود که در پی آن، گسستن پیوندهای بین اتمی کربن ـ کربن و کربن ـ نیتروژن را به همراه دارد [38-36].

جمع‌بندی

خواص مکانیکی قابل توجه ساختارهای دوبعدی باعث شده است که نظر بسیاری از محققان را به خود جلب کند. همچنین، بررسی پیوند بین اتم‌ها در این ساختارهای ترکیبی در حضور نقص‌های هندسی مختلف حائز اهمیت است. از این رو، بررسی خواص مکانیکی ساختارهای ترکیبی و شناسایی ویژگی‌های آن‌ها مسیرهای نوینی را در زمینه‌های مختلف مهندسی فراهم می‌آورد. در این مقاله، خواص مکانیکی مدول یانگ، تنش و کرنش شکست ساختارهای دوبعدی گرافن، نیترید کربن و حالت ترکیبی آن‌ها با استفاده از روش شبیه‌سازی دینامیک مولکولی در شرایط مختلف مورد مطالعه قرار گرفت. المان‌های حذف اتم کربن و نیتروژن، همچنین، حضور نقص دایروی با قطرهای مختلف مورد آزمایش قرار گرفت. نتایج نشان داد که خواص مکانیکی ساختارهای گرافن و نیترید کربن به صورت جداگانه، بالاتر از حالت ترکیبی آن‌ها است. همچنین، نتایج به دست آمده در جهت بارگذاری آرمچیر بالاتر از جهت بارگذاری زیگزاگ گزارش شد. مقدار مدول یانگ برای ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن به ترتیب ۸۱۷/۶۶ و ۸۳۰/۰۵ گیگاپاسکال در راستای زیگزاگ و آرمچیر گزارش شد. نتایج به دست آمده از ساختار ترکیبی و حذف اتم‌های کربن و نیتروژن در حالت‌های مختلف حاکی از آن است که حذف اتم‌های نیتروژن نسبت به اتم‌های کربن اثر بیشتری بر خواص مکانیکی دارد. مقدار تنش شکست برای ساختار ترکیبی با حذف ۳ اتم نیتروژن و در جهت آرمچیر برابر ۱۲۸/۰۱ گیگاپاسکال گزارش شد که این خاصیت مکانیکی برای ساختار با حذف ۳ اتم کربن، معادل ۱۳۴/۱۲ به دست آمد. از سویی دیگر، افزایش قطر نقص دایروی از ۸/۱ آنگستروم به ۲۴/۲ آنگستروم سبب کاهش خواص مکانیکی شد. مقدار مدول یانگ برای ساختار ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن در حضور نقص دایروی با قطر ۸/۱ آنگستروم و در راستای آرمچیر از ۸۰۲/۲۳ گیگاپاسکال به ۶۸۱/۳۴ گیگاپاسکال برای ساختار با نقص دایروی به قطر ۲۴/۲ آنگستروم کاهش یافت. نتایج این مطالعه نشان می‌دهد که نانوصفحات ترکیبی گرافن ـ نیترید کربن را می‌توان به عنوان یک ساختار امیدوارکننده برای کاربردهای مکانیکی و الکتریکی معرفی کرد.

واژه‌نامه

پیشنهادی نویسنده	واژه لاتین	پیشنهادی ویراستار
نانوکامپوزیت	nanocomposite	مواد مرکب نانویی
کربن	carbon	
الکترونیک	electronic	
گرافن	graphene	

برلیوم اکساید	Beryllium Oxide	
کاربید بور	Boron Carbide	
نیترید کربن	Carbon Nitride	
نیترید آلومینیوم	Aluminum Nitride	
مدول یانگ	Young's Modulus	پیمون یانگ
کاربید سیلیکون	Silicon Carbide	
آرمچیر	Armchair	صندلی دسته‌دار

زیگزاگ	Zigzag	
کلوین	Kelvin	
ترسوف	Tersoff	
پیکوثانیه	Picosecond	

تقدیر و تشکر

مراجع

[1] S. Ajori, A. Eftekhar, "Mechanical properties and fracture analysis of defective penta-graphene under temperature variation: Insight from molecular dynamics," *Diamond & Related Materials, vol. 124*, pp. 108956, 2022. https://doi.org/10.1016/j.diamond.2022.108956

[2] A. Kataria, A. Verma, M. Sanjay, S. Siengchin, "Molecular modeling of 2D graphene grain boundaries: Mechanical and fracture aspects," *Materials Today: Proceedings*, pp. 2404-2408, 2022. https://doi.org/10.1016/j.diamond.2022.108956

[3] S. Sadeghzadeh, M. Ghojavand, J. Mahmoudi, "Influence of Stone-Wales defects on the mechanical properties of graphene-like polyaniline (PANI) C_3N nanosheets," *Diamond & Related Materials*, vol. 101, pp. 11-18, 2019. https://doi.org/10.1016/j.diamond.2019.107555

[4] Q. Peng, Z. Huang, Y. Zhang, Z. Hu, "Effect of Strain Rate, Temperature, Vacancy, and Microcracks on Mechanical Properties of 8-16-4 Graphyne," *Nanomaterials*, vol. 14, no. 6, pp. 556, 2024. https://doi.org/10.3390/nano14060556

[5] M. Shishir, M. Raja, A. Tabarraei, "Investigation of fracture and mechanical properties of monolayer C_3N using molecular dynamic simulations," *Mechanics of Materials*, vol. 160, pp. 103895, 2021. https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2021.103895

[6] S. Sadeghzadeh, "Effects of vacancies and divacancies on the failure of C3N nanosheets," *Diamond & Related Materials*, vol. 89, pp. 257-265, 2018. https://doi.org/10.1016/j.diamond.2018.09.018

[7] J. Singh, R. Kumar, "Effect of the interface on mechanical and fracture properties of lateral graphene/hexagonal boron-nitride heterostructure: A molecular dynamics study," *Diamond & Related Materials*, pp. 110001, 2023. https://doi.org/10.1016/j.diamond.2018.09.018

[8] C. Qin, Y. Su, J. Yang, X. Wang, B. Chen, Q. Ouyang, D. Zhang, "Microstructural characteristics and mechanical behavior of SiC (CNT)/Al multiphase interfacial micro zones via molecular dynamics simulations," *Composites Part B*, vol. 220, pp. 108996, 2021. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2021.108996

[9] Y. Liu, Y. Pan, L. Lin, X. Qi, J. Yao, "Mechanical properties and thickness-determined fracture mode of hexagonal boron nitride nanosheets under nanoindentation simulations," *Computational Materials Science*, vol. 186, pp. 110047, 2021. https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2020.110047

[10] S. Lee, A. Esfandiar, A. Rajabpour, "Mechanical behaviors of titanium nitride and carbide MXenes: A molecular dynamics study," *Applied Surface Science*, p. 150633, 2021. https://doi.org/10.1016/j.apsusc.2021.150633

[11] A. Dadrasi, S. Fooladpanjeh, A. Albooyeh, A. Salmankhani, M. Saeb, "A theoretical insight into the fracture behavior of the edge-cracked polycrystalline BC_3 nanosheets," *Computational Materials Science*, vol. 192, p. 110345, 2021. https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2021.110345

[12] M. Ahangari, A. Fereidoon, A. Hamed, "Interlayer interaction and mechanical properties in multi-layer graphene, Boron-Nitride, Aluminum-Nitride and Gallium-Nitride graphene-like structure: A quantum mechanical DFT study," *Superlattices and Microstructures*, vol. 112, p. 117845, 2017. https://doi.org/10.1016/j.spmi.2017.09.005

[13] A. Ebrahimi, M. Ajri, "Analyzing Mechanical Properties of Aluminum-graphene Nanocomposite with Vacancy and Pin-holed Defects by Molecular Dynamics Method," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, pp. 33-48, 2024. (In Persian)

[14] A. Albooyeh, A. Dadrasi, A. Hamed, "Effect of point defects and low-density carbon-doped on mechanical properties of BNNTs: A molecular dynamics study," *Materials Chemistry and Physics*, vol. 239, p. 122107, 2020. https://doi.org/10.1016/j.matchemphys.2019.122107

[15] M. Beynaghi, S. Rahnama, A. Dadrasi, "Analysis of fracture behavior of carbon nitride poly crystalline by genetic algorithm and molecular dynamics methods," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 36, no.2, pp. 29-46, 2024. (In Persian) https://doi.org/10.22067/jacsm.2023.83323.1192

[16] Z. Cong, S. Lee, "Study of mechanical behavior of BNNT-reinforced aluminum composites using molecular dynamics simulations," *Composite Structures*, vol. 194, pp. 80-86, 2018. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2018.03.103

[17] S. Yang, C. Ye, G Ding, Y. Liu, T. Lee, M. Jiang, "2D Materials: C_3N-A 2D Crystalline, Hole-Free, Tunable-Narrow-Bandgap Semiconductor with Ferromagnetic Properties," *Advanced Materials*, p. 113205, 2017. https://doi.org/10.1002/adma.201605625

[18] B. Mortazavi, "Ultra high stiffness and thermal conductivity of graphene like C_3N," *Carbon*, vol. 118, pp. 11-20, 2017. https://doi.org/10.1016/j.carbon.2017.03.029

[19] A. Mayelifartash, M. A. Abdol, and S. Sadeghzadeh, "Mechanical properties of intrinsic and defective hybrid polyaniline (C3N)-BC3 nanosheets in the armchair and zigzag configurations: a molecular dynamics study," *Applied Physics A*, vol. 126, no. 11, p. 905, 2020. https://doi.org/10.1007/s00339-020-04088-y

[20] C. Ding, Y. Dai, F. Yang, and X. Chu, "A molecular dynamics study of the mechanical properties of the graphene/hexagonal boron nitride planar heterojunction for RRAM," *Materials Today Communications*, vol. 26, p. 101653, 2021. https://doi.org/10.1016/j.mtcomm.2020.101653

[21] A. E. Senturk, "Exploring the interfacial thermal resistance and mechanical properties of hybrid C3N–BC3," *Applied Physics A*, vol. 128, no. 8, p. 638, 2022. https://doi.org/10.1007/s00339-022-05782-9

[22] A. Albooyeh, A. Dadrasi, and M. Razavikia, "Investigating the effects of geometric defects and temperature changes on the fracture behavior of boron carbide monocrystalline structure by molecular dynamics," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 34, no. 27, pp. 37–48, 2022. https://dx.doi.org/10.22067/jacsm.2022.74654.1087

[23] J. Tersoff, "Modeling solid-state chemistry: Interatomic potentials for multicomponent systems," *Physical Review B*, vol. 39, no. 8, p. 5566, 1989. https://doi.org/10.1103/PhysRevB.39.5566

[24] N. Ameli, M. Vahdati, "The Effect of Interatomic Potential Function on Nanometric Machining of Single Crystal Silicon," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, pp. 17-32, 2019. (In Persian)

[25] A. Shirazi, "Molecular dynamics investigation of mechanical properties of single-layer phagraphene," *Frontiers of Structural and Civil Engineering*, vol. 13, pp. 495-503, 2019. https://doi.org/10.1007/s11709-018-0492-4

[26] S. Zhao and J. Xue, "Mechanical properties of hybrid graphene and hexagonal boron nitride sheets as revealed by molecular dynamic simulations," *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 46, no. 13, p. 135303, 2013. https://doi.org/10.1088/0022-3727/46/13/135303

[27] B. Bagheri, M. Z. Dehaghani, M. E. Safa, P. Zarrintaj, A. H. Mashhadzadeh, M. R. Ganjali, and M. R. Saeb, "Fracture fingerprint of polycrystalline C3N nanosheets: theoretical basis," *Journal of Molecular Graphics and Modelling*, vol. 106, p. 107899, 2021. https://doi.org/10.1016/j.jmgm.2021.107899

[28] D. T. Nguyen, M. Q. Le, V. T. Nguyen, and T. L. Bui, "Effects of various defects on the mechanical properties of black phosphorene," *Superlattices and Microstructures*, vol. 112, pp. 186–199, 2017. https://doi.org/10.1016/j.spmi.2017.09.021

[29] Y. Fu, T. Ragab, and C. Basaran, "The effect of Stone-Wales defects on the mechanical behavior of graphene nano-ribbons," *Computational Materials Science*, vol. 124, pp. 142–150, 2016. https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2016.07.022

[30] M. G. Ahangari, A. H. Mashhadzadeh, M. Fathalian, A. Dadrasi, Y. Rostamiyan, and A. Mallahi, "Effect of various defects on mechanical and electronic properties of zinc-oxide graphene-like structure: A DFT study," *Vacuum*, vol. 165, pp. 26–34, 2019. https://doi.org/10.1016/j.vacuum.2019.04.003

[31] A. Dadrasi, S. Fooladpanjeh, K. E. Eshkalak, S. Sadeghzadeh, and M. R. Saeb, "Crack pathway analysis in graphene-like BC3 nanosheets: Towards a deeper understanding," *Journal of Molecular Graphics and Modelling*, vol. 107, p. 107980, 2021. https://doi.org/10.1016/j.jmgm.2021.107980

[32] S. M. Hosseini, "Two-dimensional transient dynamic analysis of decagonal quasicrystals subjected to shock loading using meshless generalized finite difference (GFD) method," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 30, no. 1, 2019.

[33] S. Sadeghzadeh, L. Badrinezhad, and K. E. Eshkalak, "Mechanical properties of C3N-BN hybrid nanosheets: Insights from molecular dynamics simulations," *Diamond and Related Materials*, vol. 147, p. 111323, 2024. https://doi.org/10.1016/j.diamond.2024.111323

[34] A. H. N. Shirazi, R. Abadi, M. Izadifar, N. Alajlan, and T. Rabczuk, "Mechanical responses of pristine and defective C3N nanosheets studied by molecular dynamics simulations," *Computational Materials Science*, vol. 147, pp. 316–

321, 2018. https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2018.01.058

[35] K. E. Eshkalak, S. Sadeghzadeh, and M. Jalaly, "Mechanical properties of defective hybrid graphene-boron nitride nanosheets: A molecular dynamics study," *Computational Materials Science*, vol. 149, pp. 170–181, 2018.

[36] S. Sadeghzadeh, L. Badrinezhad, and K. E. Eshkalak, "Mechanical properties of C3N-BN hybrid nanosheets: Insights from molecular dynamics simulations," *Diamond and Related Materials*, vol. 147, p. 111323, 2024. https://doi.org/10.1016/j.diamond.2024.111323

[37] H. Gourabi, S. Hadian, "Study and Finite Element Simulation of the Bistability Phenomenon in Cylindrical Fiber-Reinforced Laminated Composites," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 37, no. 3, pp. 43-58, 2025. https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.89435.1284

[38] B. Bagheri, M. Z. Dehaghani, Z. Karami, A. Salmankhani, Y. Rostamiyan, P. Zarrintaj, A. H. Mashhadzadeh, and M. R. Saeb, "Correlation between surface topological defects and fracture mechanism of γ-graphyne-like boron nitride nanosheets," *Computational Materials Science*, vol. 188, p. 110152, 2021. https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2020.110152

[39] L. Fan, W. Yao, "Effects of vacancy defects on the mechanical properties of graphene/hexagonal BN superlattice nanoribbons," *New Carbon Materials*, vol. 35, no. 2, pp. 165-175, 2020. https://doi.org/10.1016/S1872-5805(20)60482-6

CONTENTS

Performance Evaluation of Radiant Ceiling Cooling Systems from a Thermal Comfort Perspective Considering Human Presence and Ceiling Surface Temperature Non-Uniformity	Amin Haghighi Poshtiri - Mohammad Alipour Dehsari	1
Simulation of the Effect of Replacing Gasoline with Gaseous Fuel on TU5 Engine Performance	Javad Khadem - Ali Asadi - Asadollah Bastami	25
Study the Effect of Speed, Pressure, and Friction Coefficient on the Distribution of Contact Stresses	Farshad Nazari - Hossein Hosseini Nik	45
Nonlinear Dynamic Analysis and Control of Active Inertial Vibration Absorber	Kiarash Niroumand - Akbar Allahverdizadeh	57
Experimental Study of the Effects of Forced and Natural Ventilation on Wood Fire Behavior with a Limited Fuel Load	Seyed Ahmad Kebriyaee - Mohammad Moghiman Hamid Niazmand - Seyedeh Mohadeseh Miri	73
Investigating the Effect of Structural Heterogeneity Model on the Buckling Capacity of Thin-Walled Porous Functionally Graded I-Beams and Channel Beams	Reza Jahangiri - Rasoul Ghanbari - Mikaeil Naseri Akbar Allahverdizadeh - Iraj Shakeri	95
Effect of Geometric Defects and Vacancy in Graphene-Carbon Nitride Hybrid by Molecular Dynamics Simulation Method	Mehdi Beynaghi - Ali Dadrasi - Mohsen Taghi Zadeh	115

Ferdowsi University of Mashhad

JOURNAL OF APPLIED AND COMPUTATIONAL SCIENCES IN MECHANICS

ISSN: 2008-918X

Editor- in-Chief: Dr. Mehran Kadkhodayan **General Director:** Dr. Hamid Niazmand

Concessionaire: Ferdowsi University of Mashhad

Editorial Board:

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

Text Editor: E. Dehghan **Executive Director:** T. Hooshmand
Typesetting: A. Noie

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics
Department of Mechanical Engineering, Ferdowsi University of Mashhad
P. O. Box: 91775-1111, Mashhad, I.R. IRAN
Tel: +98 51 38806024 Fax: +98 51 38763301
Email: ejour@um.ac.ir Web site: http://mechanic-ferdowsi.um.ac.ir
Indexed in: ISC, SID, Magiran, EBSCO, DOAJ

ISSN 2008 - 918X

Ferdowsi University
of Mashhad

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics

Serial No. 42

Performance Evaluation of Radiant Ceiling Cooling Systems from a Thermal Comfort Perspective Considering Human Presence and Ceiling Surface Temperature Non-Uniformity	Amin Haghighi Poshtiri Mohammad Alipour Dehsari	1
Simulation of the Effect of Replacing Gasoline with Gaseous Fuel on TU5 Engine Performance	Javad Khadem - Ali Asadi Asadollah Bastami	25
Study the Effect of Speed, Pressure, and Friction Coefficient on the Distribution of Contact Stresses	Farshad Nazari Hossein Hosseini Nik	45
Nonlinear Dynamic Analysis and Control of Active Inertial Vibration Absorber	Kiarash Niroumand Akbar Allahverdizadeh	57
Experimental Study of the Effects of Forced and Natural Ventilation on Wood Fire Behavior with a Limited Fuel Load	Seyed Ahmad Kebriyaee Mohammad Moghiman Hamid Niazmand Seyedeh Mohadeseh Miri	73
Investigating the Effect of Structural Heterogeneity Model on the Buckling Capacity of Thin-Walled Porous Functionally Graded I-Beams and Channel Beams	Reza Jahangiri Rasoul Ghanbari Mikaeil Naseri Akbar Allahverdizadeh Iraj Shakeri	95
Effect of Geometric Defects and Vacancy in Graphene-Carbon Nitride Hybrid by Molecular Dynamics Simulation Method	Mehdi Beynaghi Ali Dadrasi Mohsen Taghi Zadeh	115

Vol. 37, No.4
Winter 2025

نشریه علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک
شماره پیاپی ۴۲
سال ۳۷، شماره ۴، ۱۴۰۴