

ارائه یک مکانیزم کاهش یافته جدید برای اکسیداسیون متان

چکیده: یکی از مشکلات مهم در زمینه شبیه سازی فرایندهای احتراقی، بزرگ بودن مکانیزم های واکنش می باشد. به همین دلیل همواره محققان بر آن بوده اند تا برای صرفه جویی در زمان، مکانیزم های واکنش را کاهش داده و از تعداد واکنش ها و گونه های آن بکاهند. هدف اصلی در این پژوهش ارائه یک مکانیزم کاهش یافته برای اکسیداسیون متان است. شبیه سازی احتراق به کمک مدل شعله نفوذی و کاهش مکانیزم به روش آنالیز حساسیت و آنالیز جریان واکنش در نرم افزار شبیه ساز احتراق کمکین انجام شده است. در آنالیز حساسیت، واکنش هایی که در ارتباط با همه گونه ها دارای حساسیت پایینی هستند، حذف می شوند. در آنالیز جریان واکنش، واکنش هایی که سهم کمی در تولید گونه ها دارند یا شدت آن از حد خاصی کمتر است، حذف می گردند. مکانیزم پیشنهادی پژوهش حاضر دارای ۱۲۳ واکنش و ۳۳ گونه از ۶ عنصر است. در حالی که مکانیزم کلی اولیه دارای ۱۳۵۹ واکنش و ۲۳۰ گونه از ۶ عنصر می باشد. نتایج نشان می دهد که مکانیزم کاهش یافته پیشنهادی تطابق خوبی با نتایج آزمایشگاهی و عددی سایر محققان دارد و بر خلاف مکانیزم های پیشنهادی سایر محققان، در گستره وسیعی از دما و فشار کارایی دارد. مقایسه نتایج مختلف در پژوهش حاضر، حداکثر خطای نسبی میان مکانیزم های کامل و کاهش یافته را در حدود ۰/۷ درصد نشان می دهد.

واژه های راهنما: مکانیزم های واکنش، کاهش مکانیزم، اکسیداسیون متان، آنالیز حساسیت، آنالیز جریان واکنش

علی اسدی*

استادیار،
گروه مهندسی مکانیک،
دانشکده مهندسی،
دانشگاه بزرگمهر قائنات،
قائن

میترا یادگاری

استادیار،
گروه مهندسی مکانیک،
دانشکده مکانیک و عمران،
دانشگاه صنعتی اسفراین،
اسفراین

مقاله علمی پژوهشی
دریافت: ۱۴۰۳/۰۵/۱۴
بازنگری: ۱۴۰۳/۰۷/۱۸
پذیرش: ۱۴۰۳/۰۸/۰۲

A new reduced mechanism for methane oxidation

Ali Asadi*
Assistant Professor,
Department of Mechanical
Engineering, Faculty of
Engineering,
Bozorgmehr University of
Qaenat, Qaen

Mitra Yadegari
Assistant Professor,
Department of Mechanical
Engineering, Faculty of
Mechanics and Civil
Engineering, Esfarayen
University of Technology,
Esfarayen

Abstract: One of the important problems in the field of simulation of combustion processes is the large size of the reaction mechanisms. For this reason, researchers have always tried to reduce the reaction mechanisms and reduce the number of reactions and species in order to save time. The main goal of this research is to present a reduced mechanism for methane oxidation. Combustion simulation has been done with the help of diffusion flame model and mechanism reduction by sensitivity analysis and reaction pathway analysis in CHEMKIN combustion simulator software. In the sensitivity analysis, reactions that have low sensitivity in relation to all species are removed. In the reaction pathway analysis, the reactions that have a small contribution to the production of species or whose rate of reaction is less than a certain limit are eliminated. The proposed mechanism of the current research has 123 reactions and 33 species of 6 elements. While the primary general mechanism has 1359 reactions and 230 species of 6 elements. The results show that the proposed reduced mechanism is in good agreement with the experimental and numerical results of other researchers and, unlike the mechanisms proposed by other researchers, it is effective in a wide range of temperature and pressure. The comparison of different results in the present study shows the maximum relative error between complete and reduced mechanisms at about 0.7%.t of view of air pollution control and issues related to combustion efficiency.

Keywords: Reaction mechanisms, Reduction mechanism, Methane oxidation, Sensitivity analysis, Reaction pathway analysis

۱- مقدمه

برای محدوده‌ی خاصی از پارامترها توسعه یافته‌اند و خارج از این محدوده‌ی پارامتری معتبر نیستند. پترسن و همکاران [۱۱] و ژوکوف و همکاران [۱۲] احتراق مخلوط متان-هوا در فشارهای بالا را مورد مطالعه قرار داد. آن‌ها نشان دادند که سینتیک اکسیداسیون متان در فشارهای بالا ویژگی‌های خاص خود را دارد.

کاهش مکانیزم در شرایط موتور احتراقی همگن به وسیله‌ی محمدی و همکاران [۱۳] انجام شد. آن‌ها یک مدل تک منطقه‌ای بهینه‌سازی شده را برای شبیه‌سازی به کار بردند. در تحقیق آن‌ها از روش گراف روابط جهت‌دار به همراه انتشار خطا برای شناسایی گونه‌های زائد استفاده شد.

موسوی و همکاران [۱۴] نیز در تحقیقی دیگر از الگوریتم‌های تکامل تفاضلی و ازدحام ذرات برای کاهش مکانیزم دی متیل اتر استفاده کردند. آن‌ها برای مقایسه‌ی نتایج مکانیزم کامل و مکانیزم کاهش یافته از شبیه‌سازی احتراق در دو راکتور فشار ثابت و شعله‌ی آرام پیش آمیخته بهره بردند. نتایج آن‌ها خطای کمتر از ۱ درصد را نشان داد.

یک مکانیزم کاهش یافته برای سوخت ترکیبی آمونیاک/هپتان توسط سو و همکاران [۱۵] ارائه شد. آن‌ها در این تحقیق از آنالیز حساسیت و الگوریتم ژنتیک برای شناسایی و حذف واکنش‌ها و گونه‌های کم اهمیت استفاده کردند.

ونگ و همکاران [۱۶] شش مکانیزم کاهش یافته برای احتراق متان به دست آوردند. آن‌ها زمان تأخیر اشتعال و سرعت سوختن آرام را با داده‌های تجربی موجود در محدوده وسیعی از فشار و نسبت هم ارزی مقایسه کردند. هدف از این تحقیق ارائه‌ی اطلاعاتی به منظور انتخاب مکانیزمی مناسب برای به دست آوردن نتایج دقیق با هزینه‌ی محاسباتی معقول بود. نتایج آن‌ها نشان داد که اگر چه مکانیزم‌های واکنش کاهش یافته محدودی قابل اجرای کمتری برای پیش‌بینی زمان‌های تأخیر اشتعال دارند، اما دقت بالاتری در محاسبه‌ی سرعت سوختن آرام و انتشار NOx ارائه می‌کنند.

ارزیابی عملکرد مدل آشفستگی یک بعدی^۱ به عنوان جایگزینی برای شبیه‌سازی عددی مستقیم^۲ برای شعله‌های بسیار آشفته توسط جزفیک و همکاران [۱۷] انجام شد. مدل آشفستگی یک بعدی برای انتشار آزادانه‌ی شعله‌های متان/هوای پیش مخلوط شده انجام و نتایج با شبیه‌سازی عددی مستقیم مقایسه شد. هر دو شبیه‌سازی مدل آشفستگی یک بعدی و شبیه‌سازی عددی مستقیم از یک مکانیزم شیمیایی ۲۱ گونه‌ای برای احتراق متان

هدف اصلی در بیشتر تحقیقات اخیر در زمینه‌ی احتراق، شیمی کاربردی و صنعتی کمک به حفاظت از محیط زیست است. طراحی سازگار با محیط زیست و کنترل فرایندهای احتراقی/شیمیایی به این معنی است که آلاینده‌های کمتری تولید شود [۱ و ۲]. انتشار آلاینده‌ها تا حد زیادی به پارامترهای مؤثر در احتراق بستگی دارد [۳ و ۴]. برای دستیابی به این موضوع، دانشی بسیار دقیق از فرایندهای شیمیایی مورد نیاز است. جامع‌ترین اطلاعات وقتی به دست می‌آید که فرایند توسط یک مکانیزم واکنش دقیق توصیف شود. چنین مکانیزم‌های واکنشی برای بسیاری از فرایندهای مهم و وابسته به دما و فشار در دسترس هستند. مکانیزم واکنش دقیق با استفاده از تمام اطلاعات تجربی موجود، ایجاد و تایید می‌شود [۵]. مدل‌های احتراق به مکانیزم‌هایی نیاز دارند که ممکن است صدها گونه و هزاران واکنش را در بر گیرد. یکی از دلایل این که مکانیزم‌های واکنش با این تعداد بالای گونه و واکنش طراحی می‌شوند این است که پدید آورندگان چنین مکانیزم‌هایی می‌خواهند این مکانیزم‌ها دارای درجه‌ی اعتماد بالایی بوده و مایلند که حتی گونه‌هایی که اهمیت آن‌ها کم است یا میزان اهمیت آن‌ها مشخص نیست را در بر گیرد.

برای صرفه جویی در وقت و هزینه نیاز است تا مکانیزم واکنش به یک مدل محاسباتی کوچک‌تر که تقریباً معادل مکانیزم واکنشی بزرگ اولیه باشد [۶]، کاهش یابد.

اولین روش کلی سیستماتیک برای کاهش گونه‌ها توسط تورانی [۷] پیشنهاد شد و چندین روش دیگر برای این موضوع نیز بنا شد [۸-۱۰]. نقطه‌ی شروع همه‌ی روش‌های کاهش گونه‌ها این است که اهمیت گونه‌ها معمولاً یکسان نیست. هدف شبیه‌سازی، ایجاد دوباره‌ی منحنی‌های غلظت گونه‌های مهم و یا برخی ویژگی‌های مهم آن‌ها است. در مدل‌سازی احتراق، زمان تأخیر اشتعال و سرعت شعله، ویژگی‌هایی هستند که اغلب در شبیه‌سازی‌ها بررسی می‌شوند. روش‌های کاهش گونه‌ها، گونه‌های اضافی، با همه‌ی واکنش‌هایشان، که می‌توانند از مکانیزم حذف شوند را به طریقی که انحراف نتایج شبیه‌سازی برای گونه‌ها و ویژگی‌های مهم، از مکانیزم کلی کم باشد، تشخیص می‌دهند.

مدل‌های ساده‌ی سینتیک زیادی برای متان وجود دارد. با این حال، تمام مدل‌های کاهش یافته برای یک هدف خاص و

² Direct numerical simulation¹ One-dimensional turbulence model

لیبراتورری و همکاران [۲۱] به ارائه‌ی یک الگوریتم بهینه‌سازی برای مکانیزمی جدید بر اساس تئوری محاسباتی اختلال نامنظم^۳ پرداختند. آن‌ها به کمک این روش یک مکانیزم ۱۶ گونه‌ای برای احتراق مخلوط‌های متان/اکسیژن در فشار بالا، که نمونه‌ای از شرایط عملکرد موتورهای موشک مایع است، ارائه کردند. اگر چه توانایی پیش‌بینی مکانیزم ۱۶ گونه‌ای در مورد زمان تأخیر اشتعال در مقایسه با طرح سینتیکی کلی در ابتدا به اندازه‌ی کافی نبود، اما نتایج آن‌ها قابل قبول است.

یک مکانیزم واکنش شیمیایی با استفاده از روش ردیابی عنصر نیتروژن برای احتراق آمونیاک به منظور به دست آوردن ویژگی‌های تشکیل اکسیدهای نیتریک سوخت تحت احتراق همزمان شعله‌های آمونیاک/متان/هوا توسط ساکو و همکاران [۲۲] پیشنهاد شد. اثرات کسر مولی آمونیاک، نرخ کرنش جریان و دمای پیش‌گرم اکسیدکننده بر ویژگی‌های انتشار اکسیدهای نیتریک در احتراق همزمان شعله‌ی آمونیاک/متان/هوا مورد بررسی قرار گرفت. نتایج نشان داد که شاخص انتشار اکسید نیتریک سوخت اندکی افزایش یافت. این در حالی است که اکسید نیتریک اکسیدکننده با افزایش محتوای آمونیاک در سوخت کاهش یافت.

ترکیب آمونیاک با متان، به عنوان یک استراتژی مناسب برای بهبود سرعت سوختن آرام آمونیاک معرفی شده است. در تحقیقی ژائو و همکاران [۲۳] مکانیزمی را برای احتراق متان/آمونیاک شامل ۳۱ گونه و ۱۳۱ واکنش شیمیایی پیشنهاد کردند. آن‌ها انتشار CO و NO همراه با توان الکتریکی خروجی و بهره‌وری انرژی یک سیستم فوتوولتائیک میکرو حرارتی را بررسی کردند. نتایج نشان داد که تغییر مواد ریز احتراق اثرات کمی بر توان الکتریکی خروجی، انتشار NO و کارایی انرژی دارد. پی‌یرو و همکاران [۲۴] زمان تاخیر اشتعال گاز طبیعی را در فشارها و دمایی معادل شرایط محفظه رانش موشک بررسی کردند. هیدروکربن‌های مرتبه بالاتر C_2H_6 ، C_3H_8 ، C_4H_{10} و iC_4H_{10} در مخلوط‌ها برای نشان دادن ناخالصی‌های واکنشی که به طور طبیعی در گاز طبیعی خام یافت می‌شوند، در نظر گرفته شد. آزمایش‌ها در یک لوله‌ی شوک فشار بالا و مقایسه با مخلوط اکسی متان برای نشان دادن اثرات ناخالصی بر ویژگی‌های اشتعال انجام شد. نتایج آن‌ها درک بهتری از احتراق گاز طبیعی در فشارهای بالا ارائه می‌کند و مدل‌های سینتیک شیمیایی را بهبود می‌بخشد. اما نکته‌ی قابل توجه این است که نتایج این تحقیق در بازه‌ی مشخصی از فشار و دما ارائه شده است.

استفاده کردند. نتایج آن‌ها نشان داد که مدل آشفته‌ی یک بعدی مطابقت کمی و کیفی خوبی با داده‌های شبیه‌سازی عددی مستقیم برای اکثر ویژگی‌های شعله دارد. همچنین نتایج این تحقیق نشان داد که مدل آشفته‌ی یک بعدی می‌تواند در کاهش مکانیزم‌های واکنش شیمیایی که در شبیه‌سازی‌های احتراقی زیادی مورد نیاز است، مفید باشد.

در ادامه‌ی تحقیق قبلی [۱۷]، سو و همکاران [۱۸] یک مکانیزم واکنش ۱۲ گونه‌ای کاهش یافته برای مدل سازی شعله‌های متان آشفته با سرعت بالا پیشنهاد دادند. کاهش مکانیزم از طریق نظریه‌ی گراف رابطه‌ی مستقیم^۱ و الگوریتم‌های تحلیل حساسیت^۲ تولید شد. آن‌ها به بررسی ویژگی‌های احتراق از جمله زمان تأخیر اشتعال، سرعت شعله‌ی آرام و زمان خاموشی/اشتعال در یک راکتور کاملاً آمیخته پرداختند. اگر چه مدل کاهش یافته‌ی ارائه شده در تحقیق آن‌ها از دقت خوبی برخوردار است، اما در محدوده‌ی دما و فشار خاصی کاربرد دارد. لیبراتورری و همکاران [۱۹] برای تجزیه و تحلیل ترکیبات پیشران موشک متان/اکسیژن به ارائه‌ی مکانیزم واکنش شیمیایی کاهش یافته پرداختند. آن‌ها معتقدند که اگر چه چندین مکانیزم شیمیایی دقیق برای اکسیداسیون متان در هوا وجود دارد، اما بیشتر آن‌ها مسیرهای واکنش احتراق متان/اکسیژن با فشار بالا را که نمونه‌ای از موتورهای موشک مایع است، باز تولید نمی‌کنند. علاوه بر این هنگامی که شبیه‌سازی‌های دینامیک سیالات محاسباتی در مقیاس بزرگ انجام می‌شوند، طرح‌های واکنش دقیق از نظر محاسباتی زمان زیادی را هزینه می‌کنند. نتایج آن‌ها نشان داد که مکانیزم پیشنهادی در محدوده‌ی مشخصی از دما و فشار دقت خوبی دارد.

چالش‌های موجود در استفاده از آمونیاک به عنوان سوخت بدون CO_2 به وسیله‌ی ژائو و همکاران [۲۰] بررسی گردید. از نظر آن‌ها معایب آمونیاک عبارتند از سرعت سوختن پایین و انتشار اکسید نیتروژن. بنابراین برای افزایش اشتعال آمونیاک، هیدروژن به سوخت اضافه کردند. آن‌ها یک مکانیزم واکنش شیمیایی کاهش یافته متشکل از ۴۴ واکنش و ۱۹ گونه‌ی خاص پیشنهاد دادند. سپس به مقایسه‌ی نتایج با داده‌های تجربی پرداختند. نتایج تحقیق آن‌ها نشان داد که سرعت ورودی بالاتر عملکرد حرارتی را افزایش می‌دهد و ماکزیمم انتشار NO را بهینه می‌کند. همچنین احتراق با سوخت غنی انتشار NO را کاهش می‌دهد.

³ Computational singular perturbation theory¹ Directed relation graph theory² DRG-aided sensitivity analysis algorithm

که در آن P فشار است. معادله‌ی مومنتم شعاعی به صورت زیر است:

$$H - 2 \frac{d}{dx} \left(\frac{FG}{\rho} \right) + \frac{3G^2}{\rho} + \frac{d}{dx} \left[\mu \frac{d}{dx} \left(\frac{G}{\rho} \right) \right] = 0 \quad (5)$$

که در آن μ لزجت دینامیکی است. معادلات انرژی و بقای گونه‌ها نیز به شکل زیر می‌باشند:

$$\rho u \frac{dT}{dx} - \frac{1}{C_p} \frac{d}{dx} \left(\lambda \frac{dT}{dx} \right) + \frac{\rho}{C_p} \sum_k C_{pk} Y_k V_k \frac{dT}{dx} + \frac{1}{C_p} \sum_k h_k \dot{\omega}_k = 0 \quad (6)$$

$$\rho u \frac{dY_k}{dx} + \frac{d}{dx} (\rho Y_k V_k) - \dot{\omega}_k W_k = 0 \quad (7)$$

که در آن T ، C_p ، λ ، C_{pk} ، Y_k ، V_k ، h_k ، $\dot{\omega}_k$ و W_k به ترتیب دما، ظرفیت گرمایی ویژه فشار ثابت، هدایت حرارتی، ظرفیت گرمایی ویژه فشار ثابت گونه‌ی k ام، کسر جرمی گونه‌ی k ام، سرعت نفوذی گونه‌ی k ام، آنتالپی گونه‌ی k ام، نرخ تولید یا مصرف گونه‌ی k ام و وزن مولکولی گونه‌ی k ام می‌باشد.

حل معادلات با استفاده از OPPDIF^۳ [۲۶] که یک کد عددی به زبان فرترن است، انجام پذیرفت. انفصال معادلات دیفرانسیلی به روش‌های شناخته شده صورت می‌گیرد. جمله‌ی نفوذ به کمک روش تفاضل مرکزی با خطای مرتبه‌ی دو در فاصله‌ی مش‌بندی منفصل می‌گردد. برای ایجاد همگرایی بیشتر در انفصال جمله جابجایی از روش بالا دست^۴ که قادر به تشخیص جهت جریان است، استفاده می‌شود. به عنوان مثال اگر $u_i > 0$ باشد، ترم جابجایی در معادله‌ی انرژی به صورت زیر منفصل می‌شود:

$$\rho u \frac{dT}{dx} \approx \rho_i u_j \frac{T_j - T_{j-1}}{x_j - x_{j-1}} \quad (8)$$

خطای برشی این تقریب در فاصله‌ی مش‌بندی از مرتبه‌ی یک می‌باشد که باعث نفوذ مصنوعی^۴ می‌شود، اما از ایجاد نوسانات در طول حل روی یک شبکه‌ی درشت، جلوگیری می‌کند. معادلات منفصل شده به کمک حلگر دو نقطه‌ای^۵ حل می‌شود. حلگر دو نقطه‌ای از روش نیوتن برای حل معادلات پایدار استفاده می‌کند و هنگامی که تکرار نیوتن، همگرا نمی‌شود از انتگرال‌گیری زمانی استفاده می‌کند. معیار همگرایی به منظور رسیدن مقادیر باقی‌مانده‌ها به کمتر از 10^{-5} می‌باشد.

بنابراین با مطالعه‌ی تحقیقات پیشین درمی‌یابیم که مکانیزم‌های ارائه شده در محدوده‌ی دما و فشار خاصی پاسخگوی شبیه‌سازی فرایندهای احتراقی هستند. همچنین با توجه به اهمیت اکسیداسیون متان در شبیه‌سازی فرایندهای احتراقی، نیاز است تا یک مکانیزم کاهش یافته‌ی مناسب که در محدوده‌ی گسترده‌ای از دما و فشار کاربرد داشته باشد، ارائه گردد. از این رو در پژوهش حاضر یک مکانیزم کاهش‌ی جدید برای اکسیداسیون متان به روش آنالیز حساسیت و آنالیز جریان واکنش احتراق ارائه گردید. مکانیزم کلی برای متان (DMFM)^۱ که در این پژوهش مورد استفاده قرار گرفته است دارای ۱۳۵۹ واکنش و ۲۳۰ گونه از ۶ عنصر می‌باشد.

برای شبیه‌سازی احتراق متان از مدل شعله‌ی نفوذی جریان مخالف در نرم‌افزار شبیه‌ساز احتراق کمکین استفاده گردید. پس از انجام شبیه‌سازی، آنالیز حساسیت و آنالیز جریان واکنش در مدل شعله‌ی نفوذی انجام گردید. در پایان نتایج شبیه‌سازی با نتایج عددی و آزمایشگاهی سایر محققان و نیز نتایج مقایسه‌ای بین مکانیزم کلی و مکانیزم کاهش یافته‌ی پیشنهادی ارائه شد.

۲- معادلات حاکم

به طور خلاصه معادلات حاکم برای شعله‌ی نفوذی به صورت زیر است [۲۵]. معادله‌ی بقای جرم:

$$\frac{\partial}{\partial x} (\rho u) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (\rho v r) = 0 \quad (1)$$

که در آن u و v مولفه‌های سرعت شعاعی و محوری بوده و ρ چگالی است. بنا بر فرضیه‌ی ون کارمان که در آن $\frac{v}{r}$ و سایر متغیرها بایستی فقط تابعی از x باشند، داریم:

$$G(x) = -\frac{\rho v}{r}, \quad F(x) = \frac{\rho u}{2} \quad (2)$$

با جایگذاری F و G در معادله‌ی پیوستگی و ساده‌سازی داریم:

$$G(x) = \frac{dF(x)}{dx} \quad (3)$$

معادله‌ی مومنتم شعاعی با مقدار ویژه‌ی زیر ارضا می‌شود:

$$H = \frac{1}{r} \frac{\partial P}{\partial r} = \text{const} \quad (4)$$

³ Upwind

⁴ Artificial diffusion

⁵ Twopnt (two-point boundary value solver)

¹ Detailed mechanism for methane

² Opposed-flow diffusion flames

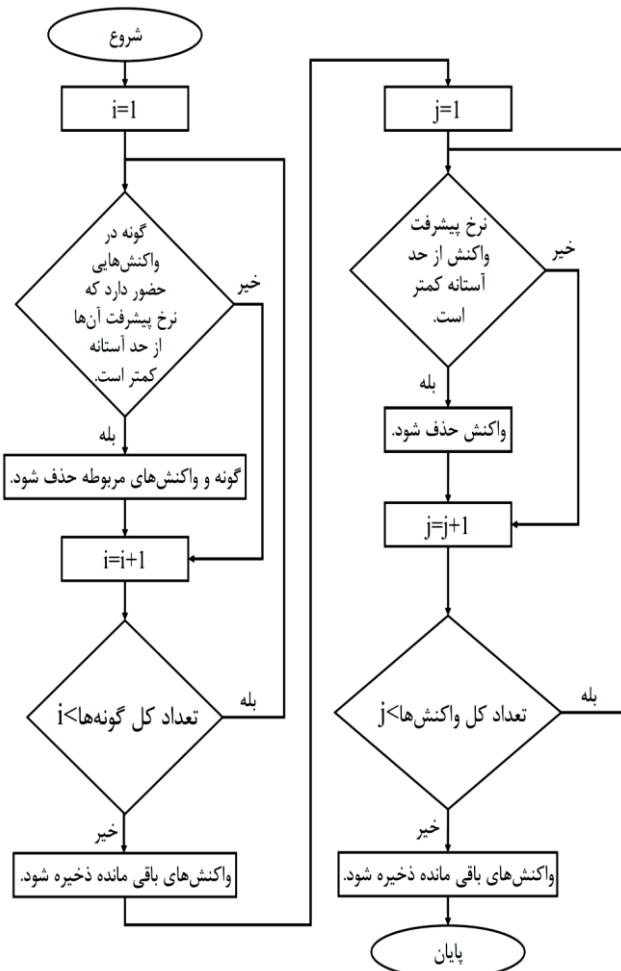
۲-۱- آنالیز حساسیت و آنالیز جریان واکنش

مقادیر متغیر وابسته نرمالیزه شوند (مثلاً ماکزیمم مقدار روی زمان حل یا ماکزیمم مقدار روی منحنی مکان). بنابراین می توان از رابطه‌ی زیر استفاده کرد:

$$E_{i,r}^{Norm} = \frac{k_r}{X_i^{max}} \frac{\partial X_i}{\partial k_r} \quad (13)$$

که X_i^{max} ماکزیمم کسر مولی گونه در حوزه‌ی مورد مطالعه است. این نرمالیزه کردن از بزرگ شدن ضرایب حساسیت در حوزه‌ی حل جلوگیری می کند.

برای به دست آوردن یک مکانیزم کاهشی جدید باید جداول حساسیت همه‌ی گونه‌های حاضر در مکانیزم احتراق بررسی شده و واکنش‌هایی که در ارتباط با همه‌ی گونه‌ها دارای حساسیت پایینی هستند، حذف شوند. همچنین با استفاده از آنالیز جریان واکنش تعدادی از واکنش‌ها حذف می شود، به این صورت که واکنشی که سهم کمی در تولید گونه‌ها دارد یا شدت آن از حد خاصی کمتر است، حذف می گردد. شکل (۱) فلوجارت الگوریتم ساده‌سازی شده‌ی کاهش مکانیزم که در این پژوهش مورد استفاده قرار گرفته است را نشان می دهد.



شکل ۱ فلوجارت الگوریتم کاهش مکانیزم متان در پژوهش حاضر

قوانین شدت برای یک مکانیزم واکنش شامل R واکنش از S گونه می تواند به صورت یک سیستم معادلات دیفرانسیلی مرتبه اول معمولی نوشته شود [۲۷]:

$$\frac{dc_i}{dt} = F_i(c_i; k_r) \quad , \quad i=1,2,\dots,S \quad , \quad r=1,2,\dots,R$$

$$c_i(t=t_0) = c_i^0 \quad (9)$$

که زمان (t) متغیر مستقل و غلظت‌های c_i گونه‌های i متغیرهای وابسته و k_r پارامترهای سیستم هستند. c_i^0 به شرایط اولیه در زمان t_0 اشاره دارد. حل سیستم معادلات دیفرانسیلی (۹) به شرایط اولیه و همچنین پارامترهای سیستم وابسته است.

تغییر در ضرایب شدت تعداد کمی از واکنش‌ها تاثیر قابل توجهی بر خروجی سیستم دارد. این تعداد کم، مراحل تعیین کننده‌ی شدت یا مراحل محدودکننده‌ی شدت هستند. وابستگی حل c_i به پارامترهای k_r حساسیت نامیده می شود. حساسیت مطلق و نرمالیزه شده به صورت زیر تعریف می شوند:

$$E_{i,r} = \frac{\partial c_i}{\partial k_r} \quad , \quad E_{i,r}^{Norm} = \frac{k_r}{c_i} \frac{\partial c_i}{\partial k_r} = \frac{\partial \ln c_i}{\partial \ln k_r} \quad (10)$$

که در آن ضرایب حساسیت هستند.

حساسیت نسبی نسبت به یک واکنش سریع، بعد از زمان کوتاهی به صفر میل می کند، در حالی که نسبت به یک واکنش کند در طول واکنش مقدار بالایی دارد. در نتیجه آنالیز حساسیت نشان می دهد که غلظت محصول، حساسیت نسبی بالایی نسبت به واکنش‌های کند (محدودکننده‌ی سرعت) و حساسیت نسبی کمی نسبت به واکنش‌های سریع (که محدودکننده‌ی سرعت نیستند) دارد. بنابراین آنالیز حساسیت که مراحل محدودکننده-ی شدت واکنش را مشخص می کند، یک ابزار با ارزش برای درک عمیق مکانیزم‌های واکنش پیچیده است. رابطه‌ی (۱۰) می تواند بر اساس کسر جرمی بیان شود:

$$\frac{\partial \ln c_i}{\partial \ln k_r} = \frac{k_r}{Y_i} \frac{\partial Y_i}{\partial k_r} \quad (11)$$

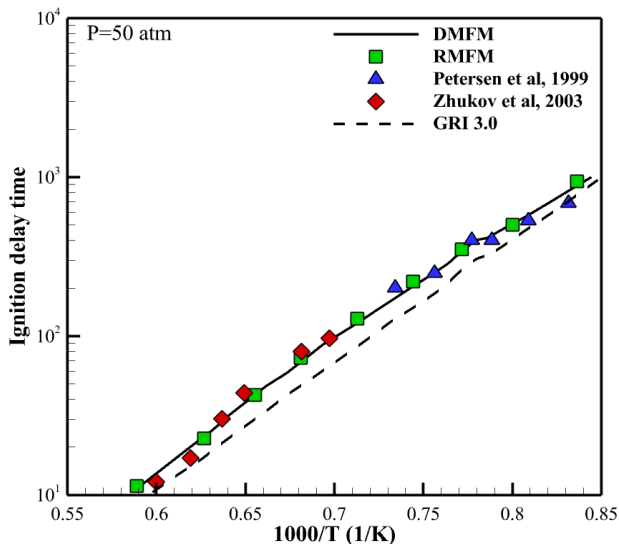
و همچنین به صورت کسر مولی داریم:

$$\frac{k_r}{X_i} \frac{\partial X_i}{\partial k_r} = \frac{k_r}{Y_i} \frac{\partial Y_i}{\partial k_r} - k_r \bar{W} \sum_{j=1}^S \frac{1}{W_j} \frac{\partial Y_j}{\partial k_r} \quad (12)$$

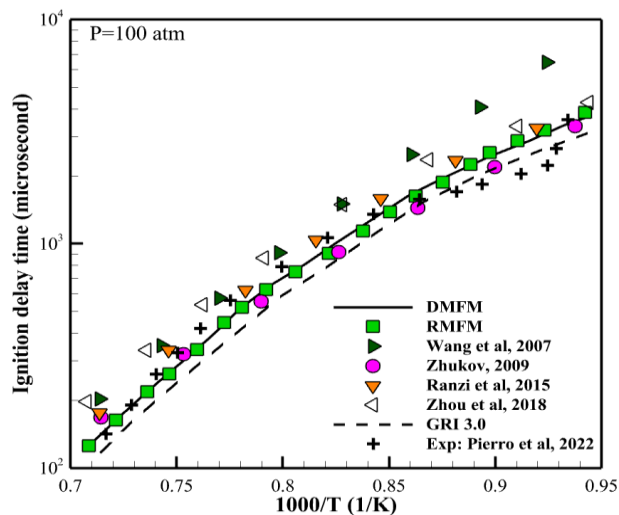
که در آن X_i ها کسرهای مولی فاز گاز، W_j ها وزن مولکولی گونه‌ها و \bar{W} وزن مولکولی متوسط ترکیب فاز گاز است. در بعضی موارد مفید است که ضرایب حساسیت به وسیله‌ی ماکزیمم

۳- نتایج

منجر به تولید رادیکال‌های فعال H و OH می‌شود افزایش یافته و در نتیجه مقدار این رادیکال‌ها افزایش می‌یابد. نتیجه آن است که سوخت بیشتر تحت تاثیر رادیکال‌های فعال H و OH قرار گرفته و می‌تواند نفوذ بیشتری در سمت اکسیدکننده داشته باشد. بنابراین احتراق با شدت بیشتری انجام شده و زمان تأخیر اشتعال کاهش می‌یابد.



شکل ۲ مقایسه نتایج زمان تأخیر اشتعال در راکتور همگن برای دو مکانیزم DMFM و RMFM



شکل ۳ مقایسه نتایج زمان تأخیر اشتعال در راکتور همگن برای دو مکانیزم DMFM و RMFM

شکل (۴) نیز مقایسه‌ی نتایج زمان تأخیر اشتعال در راکتور همگن برای دو مکانیزم کلی و مکانیزم کاهش‌ی پیشنهادی پژوهش حاضر در فشار ۶۰ اتمسفر را نشان می‌دهد.

مکانیزم کاهش‌ی جدید که مکانیزم کاهش یافته برای متان (RMFM) نامیده می‌شود، دارای ۱۲۳ واکنش و ۳۳ گونه از ۶ عنصر است. در ابتدا برای بررسی اعتبار و دقت نتایج مکانیزم کاهش یافته، به بررسی نتایج پارامتر کلیدی زمان تأخیر اشتعال محاسبه شده با دو مکانیزم کلی و پیشنهادی و مقایسه‌ی آن با نتایج عددی و آزمایشگاهی سایر محققان پرداخته می‌شود. سپس نتایج احتراق متان با استفاده از مکانیزم‌های کلی و پیشنهادی در مدل جریان مخالف نفوذی ارائه می‌گردد.

شکل‌های (۲) و (۳) مقایسه‌ی نتایج زمان تأخیر اشتعال در راکتور همگن برای دو مکانیزم کلی و مکانیزم پیشنهادی پژوهش حاضر را در فشارهای ۵۰ و ۱۰۰ اتمسفر نشان می‌دهد. نتایج شکل (۲) با نتایج عددی مراجع [۱۱ و ۱۲] و همچنین مکانیزم GRI 3.0 مقایسه شده است. نتایج شکل (۳) نیز با نتایج عددی مراجع [۲۸] تا [۳۱]، مکانیزم GRI 3.0 و همچنین نتایج آزمایشگاهی مرجع [۲۴] مقایسه شده است.

نتایج عددی پژوهش حاضر و سایر محققان در شکل‌های (۲) و (۳) با دقت خوبی با هم مطابقت دارند. اما نکته‌ی قابل توجه این است که مکانیزم‌های پیشنهادی ارائه شده‌ی محققان تنها در محدوده‌ی خاصی از دما، مناسب شبیه‌سازی فرایندهای احتراقی می‌باشند. اما مکانیزم RMFM در محدوده‌ی وسیعی از دما پاسخگوی شبیه‌سازی فرایندهای احتراقی خواهد بود.

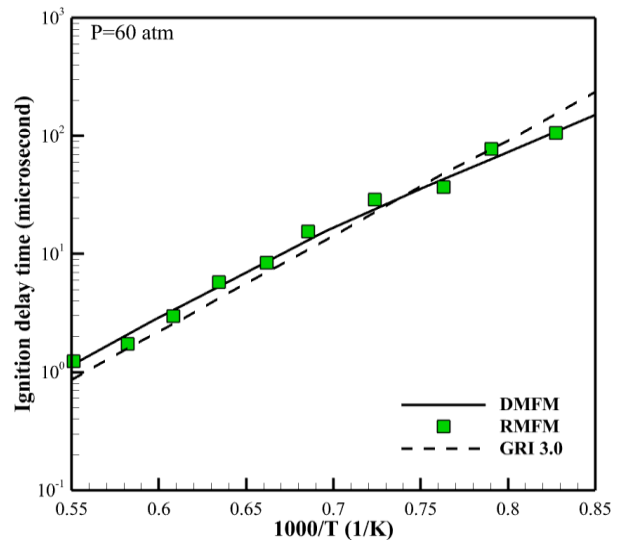
نتایج عددی پژوهش حاضر مطابقت خوبی با نتایج آزمایشگاهی مرجع [۲۴] نیز دارد. در هر دو شکل (۲) و (۳) منحنی زمان تأخیر اشتعال پیش‌بینی شده با استفاده از مکانیزم DMFM و مکانیزم RMFM با دقت بسیار خوبی بر هم منطبق می‌باشد. در این دو شکل مکانیزم GRI 3.0 مقدار زمان تأخیر اشتعال کمتری را نسبت به سایر تحقیقات پیش‌بینی می‌کند. تنها در بازه‌ی $0.86 < 1000/T < 0.97$ در شکل (۳) مکانیزم GRI 3.0 مقدار زمان تأخیر اشتعال بیشتری را نسبت به نتایج آزمایشگاهی پیش‌بینی می‌کند که می‌تواند به دلیل شرایط آزمایشگاهی و اندازه‌گیری باشد.

آن چه که در شکل‌های (۲) و (۳) به وضوح مشاهده می‌شود، کاهش زمان تأخیر اشتعال با افزایش دمای اولیه است. می‌دانیم که افزایش دمای اولیه باعث افزایش شدت واکنش‌های اولیه و در نتیجه افزایش شدت واکنش کلی می‌گردد. از طرفی با افزایش دما، واکنش‌های شکست بین زنجیره‌های اتم‌های سوخت که

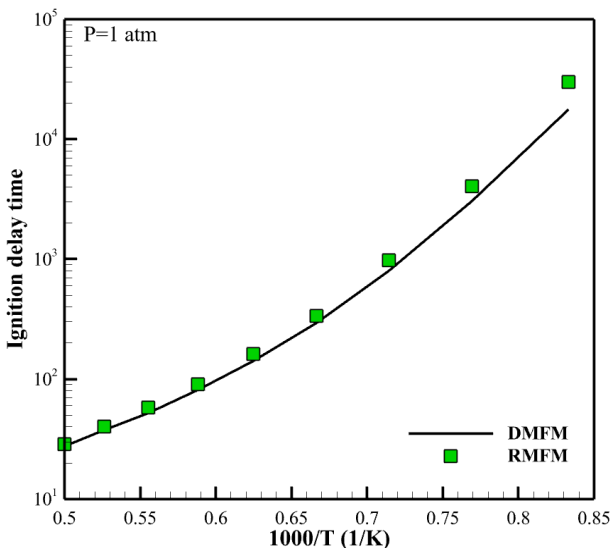
¹ Reduced mechanism for methane

برابر 300 K است. این دما، دمای اولیه ورودی سوخت و اکسید-کننده در شبیه‌سازی احتراق جریان مخالف متان می‌باشد. همانطور که مشاهده می‌شود با نزدیک شدن به ناحیه‌ی شکل‌گیری شعله یعنی $x=1\text{ cm}$ ، دما افزایش یافته و تقریباً در میانه‌ی محور X به حداکثر خود یعنی حدود 2000 K می‌رسد. همانطور که در این شکل مشاهده می‌شود، نتایج با دقت بسیار خوبی بر هم منطبق هستند و نشان دهنده‌ی آن است که می‌توان با اطمینان از مکانیزم RMFM در شبیه‌سازی فرایندهای احتراقی استفاده نمود.

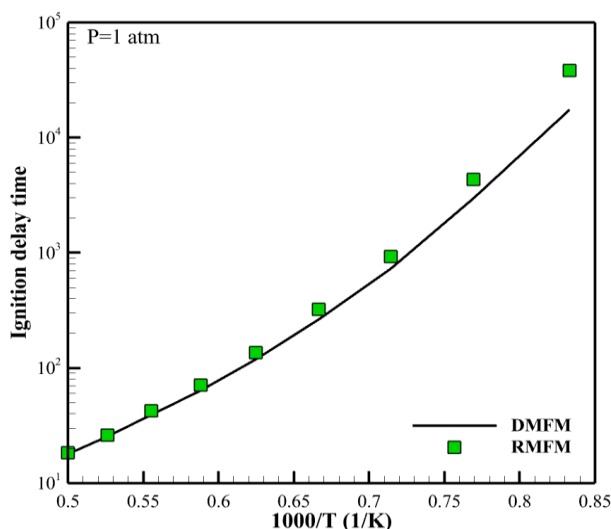
شکل‌های (۸) و (۹) منحنی‌های کسر مولی گونه‌های CH_4 ، N_2 ، CO ، CO_2 را نشان می‌دهد. CH_4 مهم‌ترین گونه‌ی سوخت مورد استفاده در احتراق پژوهش حاضر است.



شکل ۴ مقایسه نتایج زمان تأخیر اشتعال در راکتور همگن برای دو مکانیزم DMFM و RMFM



شکل ۵ مقایسه نتایج زمان تأخیر اشتعال در راکتور همگن برای دو مکانیزم DMFM و RMFM بر اساس ماکزیمم کسر مولی OH



شکل ۶ مقایسه نتایج زمان تأخیر اشتعال در راکتور همگن برای دو مکانیزم DMFM و RMFM بر اساس ماکزیمم شیب منحنی دما

همانطور که مشاهده می‌شود در این شکل نیز تطابق بسیار خوبی میان نتایج دو مکانیزم کلی و پیشنهادی وجود دارد که نشان دهنده‌ی دقت بالای مکانیزم پیشنهادی پژوهش حاضر است. در این شکل نتایج مکانیزم GRI 3.0 نیز با نتایج پژوهش حاضر مطابقت نسبتاً خوبی دارد.

در ادامه، نتایج شعله‌ی جریان مخالف نفوذی با استفاده از دو مکانیزم DMFM و RMFM ارائه می‌گردد. شکل‌های (۵) و (۶) مقایسه‌ی زمان تأخیر اشتعال برای دو مکانیزم DMFM و RMFM در فشار ۱ اتمسفر را نشان می‌دهند. زمان تأخیر اشتعال در شکل (۵) بر اساس ماکزیمم کسر مولی گونه‌ی OH و در شکل (۶) بر اساس ماکزیمم شیب منحنی دما به دست آمده است. همانطور که انتظار می‌رود زمان تأخیر اشتعال برای هر دو مکانیزم با افزایش دمای اولیه کاهش می‌یابد. بررسی نمودارهای حاصل از هر دو تعریف برای زمان تأخیر اشتعال نشان می‌دهد که در دماهای اولیه‌ی کم، مکانیزم RMFM تأخیر زمانی اشتعال را بیشتر از مکانیزم DMFM پیش‌بینی می‌کند و مقدار کمی اختلاف بین مقادیر زمان تأخیر اشتعال وجود دارد. با افزایش دما این اختلاف کم و کمتر می‌شود.

بازه‌ی فشار در نتایج شکل‌های (۲) تا (۶) از ۱ تا ۱۰۰ اتمسفر است. بنابراین مکانیزم پیشنهادی پژوهش حاضر قادر است در محدوده‌ی گسترده‌ای از فشار و دما برای شبیه‌سازی‌های احتراقی مورد استفاده قرار بگیرد.

شکل (۷) منحنی دمای بدست آمده با دو مکانیزم DMFM و RMFM در مدل احتراقی شعله‌ی جریان مخالف نفوذی را نشان می‌دهند. فشار ۱ اتمسفر و دما در $x=0\text{ cm}$ و $x=2\text{ cm}$

همانطور که در شکل (۸) مشاهده می‌گردد مقدار کسر مولی این گونه در $x=0\text{ cm}$ در حداکثر مقدار خود یعنی 0.95 است. اما با نزدیک شدن به ناحیه‌ی احتراق یعنی $x=1\text{ cm}$ ، رفته رفته مقدار کسر مولی این گونه کاهش یافته و به مقدار حداقل خود یعنی حدود صفر در سمت اکسیدکننده ($x=2\text{ cm}$) می‌رسد. گونه‌های O_2 و N_2 نیز مهم‌ترین گونه‌های حاضر در اکسید-کننده هستند که از مقدار اولیه‌ی خود، در ناحیه‌ی شعله مصرف شده و به مقدار حداقل خود در سمت سوخت می‌رسند.

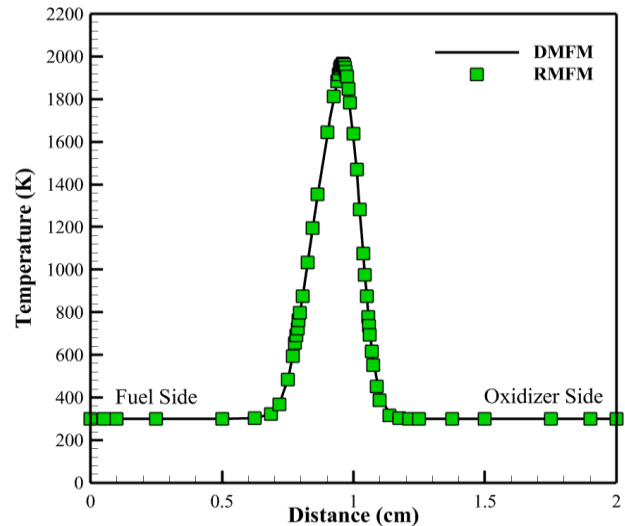
گونه‌ی CO_2 به عنوان محصول عمده‌ی احتراق متان از گونه‌های مهم به شمار می‌رود. همانطور که در شکل (۹) مشاهده می‌شود، مقدار این گونه در $x=2\text{ cm}$ یعنی سمت نازل اکسید-کننده صفر است و مقدار آن نیز در $x=0\text{ cm}$ یعنی سمت نازل سوخت در حدود کمتر از 0.1 است. اما با نزدیک شدن به ناحیه‌ی احتراق یعنی $x=1\text{ cm}$ ، رفته رفته مقدار کسر مولی CO_2 افزایش یافته و به مقدار ماکزیمم خود یعنی حدود 0.7 می‌رسد. مقادیر بالای کسر مولی CO_2 نشان از احتراق کامل سوخت دارد. مقدار گونه‌ی CO در سمت سوخت و اکسیدکننده صفر است. به عبارتی این گونه نه در سوخت و نه در اکسیدکننده وجود ندارد و پس از شروع احتراق شروع به تولید می‌کند. این گونه در نزدیکی $x=1\text{ cm}$ به حداکثر مقدار خود یعنی 0.46 می‌رسد.

همانطور که در شکل‌های (۸) و (۹) مشاهده می‌شود، منحنی‌های بدست آمده از دو مکانیزم DMFM و RMFM با دقت خوبی بر هم منطبق هستند. مقایسه‌ی نتایج در نمودارهای مختلف ارائه شده در پژوهش حاضر، حداکثر خطای نسبی میان مکانیزم‌های DMFM و RMFM را در حدود 0.7 درصد نشان می‌دهد. بنابراین مکانیزم پیشنهادی توانایی بالایی در شبیه‌سازی احتراق متان در فرایندهای احتراقی را دارد و می‌توان با اطمینان از این مکانیزم در پژوهش‌های بعدی استفاده نمود.

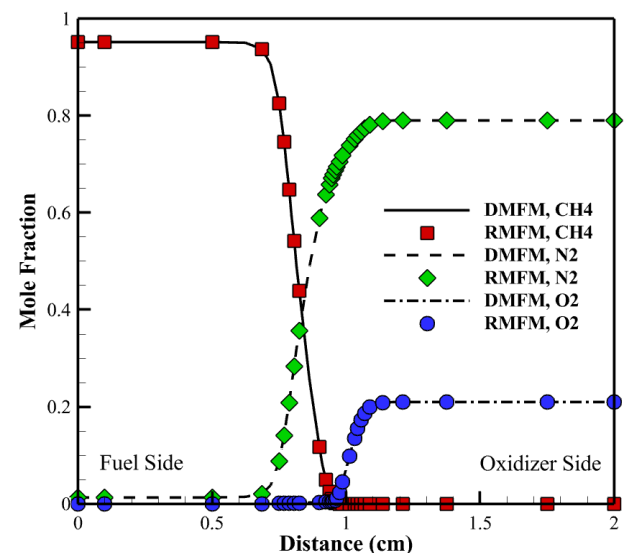
۴- نتیجه‌گیری

در این پژوهش یک مکانیزم کاهش یافته برای اکسیداسیون متان ارائه گردید. این مکانیزم با استفاده از آنالیز حساسیت و آنالیز جریان واکنش، از طریق الگوریتم حذف گونه‌های کم اهمیت و حذف واکنش‌های با نرخ پیشرفت پایین، از مکانیزم اصلی کاهش یافت. بررسی نتایج نشان می‌دهد که:

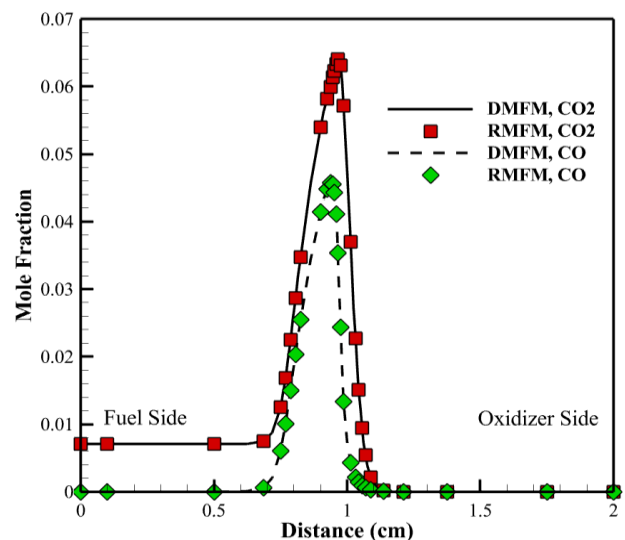
۱- مکانیزم پیشنهادی این پژوهش، که نسبت به مکانیزم اصلی کاهش بسیار چشمگیری در تعداد گونه‌ها و واکنش‌ها دارد، با نتایج آزمایشگاهی و عددی سایر محققان و همچنین نتایج



شکل ۷ منحنی‌های دما بر حسب فاصله با استفاده از دو مکانیزم RMFM و DMFM



شکل ۸ منحنی کسر مولی گونه‌های CH_4 ، N_2 و O_2 بر حسب فاصله با استفاده از دو مکانیزم RMFM و DMFM



شکل ۹ منحنی کسر مولی گونه‌های CO و CO_2 بر حسب فاصله با استفاده از دو مکانیزم RMFM و DMFM

- Diffusion Flames on the Emission of Environmental Pollutants," *Journal of Mechanical Engineering*, vol 33, No. 6, pp. 25-34, 2024, [In Persian], doi: 10.30506/mmep.2024.2025565.2166.
- [2] J. Khadem and A. Asadi, "Numerical Study on Counterflow Diffusion Flames of Natural Gas with CO₂ Dilution," *Fuel and Combustion*, Vol. 4, No. 2, 2011, [In Persian], doi: https://www.jfnc.ir/article_46151.html?lang=fa.
- [3] A. Asadi, "The Study of the Effect of Lewis Number on the Laminar Diffusion Flames," *Journal of Mechanical Engineering*, vol 33, No. 5, pp. 3-13, 2024, [In Persian], doi: [10.30506/mmep.2024.2033635.2180](https://doi.org/10.30506/mmep.2024.2033635.2180).
- [4] A. Asadi and J. Khadem, "The Numerical Study of Extinction Limits and Structure of H₂/O₂ Counterflow Diffusion Flame with Ar and He Dilution," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, Vol. 24, No. 2, 2013, [In Persian], doi: [10.22067/fum-mech.v24i2.27189](https://doi.org/10.22067/fum-mech.v24i2.27189).
- [5] J. H. Bechtel, R. J. Blint, C. J. Dasch, and D. A. Weinberger, "Atmospheric pressure premixed hydrocarbon-air flames: Theory and experiment," *Combustion and Flame*, Vol. 42, pp. 197-213, 1981, doi: [https://doi.org/10.1016/0010-2180\(81\)90158-9](https://doi.org/10.1016/0010-2180(81)90158-9).
- [6] T. Löfvås, P. Amnéus, F. Mauss, and E. Mastorakos, "Comparison of automatic reduction procedures for ignition chemistry," *Proceedings of the Combustion Institute*, Vol. 29, No. 1, pp. 1387-1393, 2002, doi: [https://doi.org/10.1016/S1540-7489\(02\)80170-5](https://doi.org/10.1016/S1540-7489(02)80170-5).
- [7] T. Turanyi, "Reduction of large reaction mechanisms," *New Journal of Chemistry (1987)*, Vol. 14, No. 11, pp. 795-803, 1990, doi: <http://pascal-francis.inist.fr/vibad/index.php?action=getRecordDetail&idt=19678046>.
- [8] X. Zheng, T. Lu, and C. Law, "Experimental counterflow ignition temperatures and reaction mechanisms of 1, 3-butadiene," *Proceedings of the Combustion Institute*, Vol. 31, No. 1, pp. 367-375, 2007, doi: <https://doi.org/10.1016/j.proci.2006.07.182>.
- [9] T. Lu and C. K. Law, "Strategies for mechanism reduction for large hydrocarbons: n-heptane," *Combustion and Flame*, Vol. 154, No. 1-2, pp. 153-163, 2008, doi: <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2007.11.013>.
- [10] P. Pepiot-Desjardins and H. Pitsch, "An efficient error-propagation-based reduction method for large chemical kinetic mechanisms," *Combustion and Flame*, Vol. 154, No. 1-2, pp. 67-81, 2008, doi: <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2007.10.020>.
- مکانیزم کلی مطابقت خوبی دارد و در محدوده وسیعی از دما و فشار کاربرد دارد.
- ۲- نتایج مکانیزم پیشنهادی در شبیه‌سازی شعله‌ی جریان مخالف نفوذی با دقت بسیار خوبی و با خطای کمتر از ۱ درصد بر نتایج به دست آمده با مکانیزم کلی مطابقت دارد.
- ۳- افزایش دمای اولیه، زمان تأخیر اشتعال را کاهش می‌دهد.
- ۴- با نزدیک شدن به ناحیه‌ی شکل‌گیری شعله در مدل جریان مخالف نفوذی، دما افزایش یافته و تقریباً در میانه‌ی محور X به حداکثر می‌رسد.
- ۵- کسر مولی CO₂ به عنوان محصول عمده‌ی احتراق متان، رفته رفته با نزدیک شدن به ناحیه‌ی احتراق در مدل جریان مخالف نفوذی یعنی $x=1\text{ cm}$ ، افزایش یافته و به مقدار ماکزیمم خود یعنی حدود ۰/۰۷ می‌رسد.
- ### ۵- فهرست علائم و اختصارات
- فهرست علائم و اختصارات مورد استفاده در روابط و معادلات پژوهش حاضر به شرح زیر است:
- علائم انگلیسی**
- | | |
|----------------|--------------------------------------|
| C _p | ظرفیت گرمایی ویژه فشار ثابت (J/kg.K) |
| c _i | غلظت (g/mole) |
| h | انتالپی (J/Kg) |
| k _r | پارامترهای سیستم |
| P | فشار (Pa) |
| T | دما (K) |
| t | زمان (s) |
| u | مولفه سرعت شعاعی (m/s) |
| v | مولفه سرعت محوری (m/s) |
| V | سرعت نفوذی (m/s) |
| W | وزن مولکولی (Kg/Kmol) |
| \bar{W} | وزن مولکولی متوسط (Kg/Kmol) |
| X _i | کسر مولی (mole/mole) |
| Y | کسر جرمی (kg/kg) |
- علائم یونانی**
- | | |
|----------------|---|
| ρ | چگالی (kg/m ³) |
| μ | لزجت دینامیکی (N.s/m ²) |
| λ | ضریب انتقال حرارت هدایتی (W/m.K) |
| $\dot{\omega}$ | نرخ تولید یا مصرف گونه (Kmol/s.m ³) |
- زیرنویس‌ها**
- | | |
|---|---------|
| i | گونه i |
| k | گونه k |
| r | واکنش r |
- ### ۶- مراجع
- [1] A. Asadi and M. Yadegari, "The Study of the Effect of Fuel Dilution in Methane/Air Counterflow

- of Propulsion and Power*, Vol. 40, No. 2, pp. 303-319, 2024, doi: <https://doi.org/10.2514/1.B39283>.
- [20] H. Zhao, D. Zhao, and S. Becker, "Thermal performances investigation on an ammonia-fuelled heat-recirculating micro-combustor with reduced chemical mechanism," *Applied Thermal Engineering*, Vol. 236, p. 121685, 2024, doi: <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2023.121685>.
- [21] J. Liberatori, R. Malpica Galassi, M. Valorani, and P. P. Ciottoli, "CSP-driven optimization of a 16-species skeletal mechanism for methane ignition at high pressure," in *AIAA SciTech 2023 Forum*, 2023, p. 1101, doi: <https://doi.org/10.2514/6.2023-1101>.
- [22] N. Sako, J. Hayashi, T. Sako, H. Kawanabe, and M. Katsuki, "Nitrogen-origin-determination in NOX formation under ammonia/methane/air co-combustion using a nitrogen-tagged reaction model," *Combustion and Flame*, Vol. 259, p. 113210, 2024, doi: <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2023.113210>.
- [23] H. Zhao, D. Zhao, D. Sun, and B. Semlitsch, "Electrical power, energy efficiency, NO and CO emissions investigations of an ammonia/methane-fueled micro-thermal photovoltaic system with a reduced chemical reaction mechanism," *Energy*, Vol. 305, p. 132248, 2024, doi: <https://doi.org/10.1016/j.energy.2024.132248>.
- [24] M. Pierro, A. Laich, J. J. Urso, C. Kinney, S. Vasu, and M. A. Albright, "Ignition delay times of methane fuels at thrust chamber conditions in an ultra-high-pressure shock tube," in *AIAA SCITECH 2022 Forum*, 2022, p. 1254, doi: <https://doi.org/10.2514/6.2022-1254>.
- [25] R. Stephen, "Turns. An introduction to combustion: concepts and applications," *Mechanical Engineering Series. McGraw Hill*, p. 51, 2000, doi: [OCLC: 660161844](https://doi.org/10.2514/6.2022-1254).
- [26] A. E. Lutz, R. J. Kee, J. F. Grcar, and F. M. Rupley, "OPPDIF: A Fortran program for computing opposed-flow diffusion flames," *Sandia National Lab. (SNL-CA), Livermore, CA (United States)*, 1997, doi: <https://doi.org/10.2172/568983>.
- [27] J. Warnatz, U. Maas, R. W. Dibble, and J. Warnatz, *Combustion*. Springer, 2006, doi: [10.1007/978-3-540-45363-5](https://doi.org/10.1007/978-3-540-45363-5).
- [28] H. Wang, X. You, A. V. Joshi, S. G. Davis, A. Laskin, F. Egolfopoulos, and C. K. Law, "USC Mech Version II. High-temperature combustion reaction model of H₂/CO/C₁-C₄ compounds," URL: http://ignis.usc.edu/USC_Mech_II.htm, 2007, doi: <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2024.113379>.
- [11] E. Petersen, D. Davidson, and R. Hanson, "Kinetics modeling of shock-induced ignition in low-dilution CH₄/O₂ mixtures at high pressures and intermediate temperatures," *Combustion and Flame*, Vol. 117, No. 1-2, pp. 272-290, 1999, doi: [https://doi.org/10.1016/S0010-2180\(98\)00111-4](https://doi.org/10.1016/S0010-2180(98)00111-4).
- [12] V. P. Zhukov, V. A. Sechenov, and A. Y. Starikovskii, "Spontaneous ignition of methane-air mixtures in a wide range of pressures," *Combustion, Explosion and Shock Waves*, Vol. 39, pp. 487-495, 2003, doi: [10.1023/A:1026186231905](https://doi.org/10.1023/A:1026186231905).
- [13] V. Mohammadi, S. R. Khoshbakhti, A. A. Karegar, and K. Bahlouli, "An Automatic Mechanism Reduction Process in Order to Model the Combustion in AN HCCI Engine Fueled with Natural Gas and N-Heptane," 2013, [In Persian], doi: <https://sid.ir/paper/138580/en>.
- [14] M. Mousavi, J. Khadem, and A. Safavinezhad, "Automatic reduction of detailed combustion mechanisms using particle swarm optimization, differential evolution and angular modulation algorithms: application to Dimethyl Ether/air combustion," *Fuel and Combustion*, Vol. 15, No. 1, pp. 102-122, 2022, [In Persian], doi: [10.22034/jfnc.2022.335026.1319](https://doi.org/10.22034/jfnc.2022.335026.1319).
- [15] L. Xu, Y. Chang, M. Treacy, Y. Zhou, M. Jia, and X.-S. Bai, "A skeletal chemical kinetic mechanism for ammonia/n-heptane combustion," *Fuel*, Vol. 331, p. 125830, 2023, doi: <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2022.125830>.
- [16] Y. Wang, H. S. Han, and C. H. Sohn, "A Comparative Study of Chemical-Kinetic Mechanisms for Combustion of Methane/Hydrogen/Air Mixtures," *International Journal of Aeronautical and Space Sciences*, Vol. 25, No. 2, pp. 519-539, 2024, doi: [10.1007/s42405-023-00671-8](https://doi.org/10.1007/s42405-023-00671-8).
- [17] Z. Jozefik *et al.*, "Modeling of high-speed, methane-air, turbulent combustion, Part I: One-dimensional turbulence modeling with comparison to DNS," *Combustion and Flame*, Vol. 263, p. 113379, 2024, doi: <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2024.113379>.
- [18] R. Xu *et al.*, "Modeling of high-speed, methane-air, turbulent combustion, Part II: Reduced methane oxidation chemistry," *Combustion and Flame*, Vol. 263, p. 113380, 2024, doi: <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2024.113380>.
- [19] J. Liberatori, R. Malpica Galassi, D. Bianchi, F. Nasuti, M. Valorani, and P. Paolo Ciottoli, "Family of Skeletal Reaction Mechanisms for Methane-Oxygen Combustion in Rocket Propulsion," *Journal*

n-alkanes," *Combustion and flame*, Vol. 162, No. 5, pp. 1679-1691, 2015, doi: <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2014.11.030>.

https://ignis.usc.edu:80/Mechanisms/USC-Mech%20II/USC_Mech%20II.htm.

[31] C.-W. Zhou et al., "An experimental and chemical kinetic modeling study of 1, 3-butadiene combustion: Ignition delay time and laminar flame speed measurements," *Combustion and Flame*, Vol. 197, pp. 423-438, 2018, doi: <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2018.08.006>.

[29] V. P. Zhukov, "Kinetic model of alkane oxidation at high pressure from methane to n-heptane," *Combustion Theory and Modelling*, Vol. 13, No. 3, pp. 427-442, 2009, doi: <https://doi.org/10.1080/13647830902767302>.

[30] E. Ranzi, C. Cavallotti, A. Cuoci, A. Frassoldati, M. Pelucchi, and T. Faravelli, "New reaction classes in the kinetic modeling of low temperature oxidation of



بهینه سازی سازه محفظه دمش لیزر یاق-نئودیمیم تحت بار حرارتی و مکانیکی جهت آب بندی سطوح لپن کاری شده

چکیده: محفظه دمش لیزر یاق-نئودیمیم در اثر عبور پرتو لیزر داغ شده و استحکام آن نیازمند غلبه بر تنشهای حرارتی و حفظ خواص مکانیکی ماده می باشد. برای جلوگیری از انباشت حرارت، محفظه توسط کانال آب خنک کاری می شود. در این تحقیق آب بندی کانال با توجه به شرایط خاص و لزوم عدم مزاحمت برای عبور پرتو، به صورت اعمال نیرو در دو فک واقع در دو انتهای یاق انجام می شود. با افزایش نیروی اعمالی، کیفیت آب بندی افزایش می یابد ولی لزوم جلوگیری از شکست قطعات، این افزایش نیرو را محدود می سازد. محاسبه آرایش بهینه اعمال نیروها برای بیشینه نیرویی های اعمالی به سیستم با لحاظ قیود هندسی و رفتاری جهت بیشینه کردن عملکرد آب بندی جنبه نوآوری این تحقیق است. مدل پارامتری یاق استخراج شد و با تحلیل های هدفمند، مدلی با توزیع یکنواخت تنش به دست آمد که منجر به طراحی مدل با ماکزیمم نیروی قابل اعمال گردید. بیشینه نیروی مورد اعمال برای آب بندی ۴۰۱ نیوتن محاسبه شد. نسبت نیرویی بهینه در پیچ های فک برابر ۶۰ درصد بدست آمد. روش ارائه شده، با کاهش احتمال شکست، کاهش هزینه و افزایش عملکرد آب بندی را در پی داشته و قابلیت استفاده در موارد مشابه را دارد.

واژه های راهنما: لیزر یاق-نئودیمیم، محفظه دمش، افزایش عملکرد آب بندی، استحکام سازه، بهینه سازی

بهروز شهریاری*

دانشیار

حسن ایزانلو

کارشناسی ارشد،

مجتمع دانشگاهی مکانیک،

دانشگاه صنعتی مالک اشتر

مقاله علمی پژوهشی

دریافت: ۱۴۰۳/۰۱/۱۲

بازنگری: ۱۴۰۳/۰۷/۰۶

پذیرش: ۱۴۰۳/۰۹/۲۷

Behrooz Shahriari*
Associate Professor

Hassan Izanlo
M.Sc., Faculty of
Mechanics, Malek Ashtar
University of Technology

Structural optimization of Nd:YAG laser chamber under thermal and mechanical loads for sealing of the lapped surfaces

Abstract: The Nd:YAG laser chamber is heated due to the passage of the laser beam and its strength requires overcoming thermal stresses and maintaining the mechanical properties of the material. To prevent heat accumulation, the chamber is cooled by a water channel. In this research, the sealing of the channel is done by applying force in two clamps located at the YAG, according to the special conditions and the necessity of not disturbing the passage of the beam. By increasing the applied force, the quality of sealing increases, but the need to prevent the failure of parts limits this increase in force. Calculating the optimal arrangement of forces for the maximum forces applied to the system in terms of geometrical and behavioral constraints to maximize the sealing performance is the innovative aspect of this research. The YAG parametric model was extracted and with targeted analysis, a model with uniform stress distribution was obtained, which led to the design of the model with the maximum applicable force. The maximum force used for sealing was calculated to be 401N. The optimal force ratio in screws was 60%. By reducing the probability of failure, the presented method reduces the cost and increases the sealing performance and can be used in similar cases.

Keywords: Nd:YAG laser, Laser chamber, Increasing sealing performance, Structural strength, Optimization

۱- مقدمه

می‌باشد. استفاده از سیستم خنک کاری و بارگذاری و تحلیل سازه مجموعه محفظه دمش لیزر جهت جلوگیری از شکست اجزای محفظه دمش ضرورتی انکارناپذیر است. تحلیل پارامتری و بهینه‌سازی هندسی سازه محفظه دمش یک راهکار مناسب برای حل این مشکل است.

برای آب‌بندی سطوح صلب معمولاً از لایه‌های از جنس نرم استفاده می‌شود که تغییر فاصله محدود بین سطوح آب‌بندی شونده را موجب می‌شود. در بسیاری از قطعات مهندسی نظیر یاق‌های محفظه دمش لیزر، لازم است که ضمن ایجاد آب‌بندی مناسب بین اتصال قطعه صلب به صلب (مثلاً فلز به شیشه)، وضعیت دقیق قطعات در گیر همنشین حفظ گردد. اتصالات صلب را می‌توان به روش‌های مختلفی آب‌بندی نمود. اتصالات دائمی یا به ندرت بازشونده را با مواد آب‌بندساز (درزبند) از قبیل باکلیت‌ها، سرنج و شیشه مایع و نظایر آن آب‌بندی می‌کنند. به هنگام محکم کردن اتصال، مقدار اضافی درزبند از سطح جدایش بیرون زده و تنها فیلم نازکی با ضخامت چند میکرون یا چند صدم میلی‌متر در جا باقی خواهد ماند. این فیلم در عمل هیچ‌گونه تأثیر منفی بر روی دقت وضعیت متقابل قطعات متصل شونده بر جا نمی‌گذارد. واحدهایی که با استفاده از ماده درزبند به هم متصل می‌شوند به ویژه بعد از کار در درجه حرارت‌های بالا، به سختی دمونتاز می‌شوند و باید در این‌گونه واحدها وسایل بیرون کش مناسب را تدارک دید. اگر قطعات صلب آب‌بند شونده، فلز و شیشه بوده و علاوه بر دقت وضعیت قطعات و در معرض دمای بالا بودن، نیاز به باز و بسته شدن به مراتب زیاد باشند استفاده از درزبند مناسب نیست؛ لذا این اتصالات دقیق، از طریق پرداخت ظریف سطوح آب‌بند شونده یعنی لپ‌کاری (لپینگ^۱) آب‌بند می‌شوند [۳].

فرآیند لپ‌کاری، نوعی فرآیند پرداخت کاری ظریف است که معمولاً جهت پرداخت کاری نهایی مورد استفاده قرار می‌گیرد؛ برداشت ماده در این فرآیند به وسیله ذرات ساینده‌های که با سیالی مخلوط شده و بین ابزار لپ‌کاری و قطعه کار ریخته یا مالیده می‌شوند، انجام می‌شود [۴]. برخی از مهمترین اهداف استفاده از فرآیند لپ‌کاری تخت یک‌طرفه در تولید قطعات، افزایش تختی و کاهش زبری سطح قطعات تولیدشده است. افزایش تختی و کاهش زبری سطح تأثیر بسیار زیادی بر افزایش عمر، کارایی و عملکرد صحیح قطعات تولیدی دارند و سبب کاهش اصطکاک و افزایش آب‌بندی می‌گردند [۵]. پژوهشگران تعریف‌های متنوعی از فرآیند لپ‌کاری ارائه کرده‌اند که تعریف

تنش‌های حرارتی، تنش‌هایی هستند که وقتی تغییر دمای ماده در حضور قیود اتفاق می‌افتد به وجود می‌آیند. تنش‌های حرارتی در حقیقت تنش‌های مکانیکی هستند که در اثر نیروهای ناشی از قطعه‌ای که مقید شده و سعی در انبساط یا انقباض دارد به وجود می‌آیند. بدون قیدها، تنش‌های حرارتی وجود نخواهد داشت. از دیدگاه تنش‌های حرارتی، دو نوع قید وجود دارد: (الف) قیود خارجی و (ب) قیود داخلی. قیود خارجی محدودیت‌های روی کل سیستم هستند که وقتی تغییر دما اتفاق می‌افتد از انبساط و انقباض سیستم جلوگیری می‌کنند. قیود داخلی محدودیت‌های هستند که به دلیل این که جسم در اثر حرارت در مکان‌های مختلف از آن به اندازه‌های مختلف منبسط یا منقبض می‌شود و با این وجود جسم باید یکپارچگی (پیوستگی) خود را حفظ کند درون جسم ظاهر می‌شوند. تنش حرارتی در بسیاری از موارد وابستگی کمی به ابعاد قطعه داشته و یا حتی مستقل از ابعاد قطعه هستند. در مواجهه با تنش‌های حرارتی، طراح حداقل سه راه حل را می‌تواند در نظر بگیرد: (الف) انتخاب مواد؛ (ب) محدودیت تغییرات دما؛ (ج) آزادسازی قیود [۱].

افزایش دما باعث کاهش استحکام مواد در مقابله با بارهای وارده می‌شود. با افزایش دما، خواص الاستیک مواد مانند مدول یانگ به میزان قابل توجهی کاهش می‌یابد و رفتارهای متناسب با زمان مانند خزش در سازه نمایان می‌شود. علاوه بر این تنش‌های حرارتی نیز در سازه برای جلوگیری از انبساط و یا انقباض حرارتی کلی و یا محلی بوجود می‌آیند. این تنش‌ها تغییر شکل سازه را افزایش داده و بارهای کماتش را تغییر می‌دهند. یکی از تجهیزات در مهندسی لیزر، محفظه دمش لیزر یاق-نئودیم است که تحت دمای بالا قرار داشته و نیازمند خنک‌کاری است. این محفظه به دلیل حضور دما و گرادیان حرارتی تحت بارهای حرارتی قرار دارد. این تجهیز در درمان بیماری‌های پوست و رگ و دیگر نیازهای پزشکی، صنعتی و نظامی کاربرد دارد [۱]. این نوع از لیزرها دارای قطعات حساسی مانند کوارتز می‌باشند که یکی از مهم‌ترین و پراستفاده‌ترین عناصر در ساخت عدسی و وسایل اپتیکی هستند و در ساخت محفظه دمش لیزر مورد استفاده قرار می‌گیرند. شیشه کوارتز دارای ویژگی‌های نفوذپذیری، سختی، مقاومت حرارتی بالا، خلوص شیمیایی، ضریب انبساط حرارتی مناسب، عایق الکتریکی، مقاومت بالا در برابر خوردگی، انتقال نوری گسترده

^۱ Lapping

بهینه‌سازی یک قطعه مکانیکی استفاده کردند. آن‌ها مدل را شبکه‌بندی کرده و از حالت پیوسته به گسسته تبدیل کردند. با توجه به این‌که مدل به صورت گسسته است، از الگوریتم ژنتیک استفاده نموده و تابع برازش و مدل بهینه شده را استخراج نموده و در نهایت مدل بهینه شده را به صورت قابل ساخت اصلاح کردند. در یک مطالعه، لیو و همکاران [۱۳] سازه عایق مورد استفاده در رینگ الکترواستاتیک ترانسفورماتور را با استفاده از روش سطح پاسخ بهینه‌سازی کردند. ایشان ابتدا عایق را در نرم‌افزار انسیس مدل‌سازی کردند، سپس با استفاده از روش تاوچی پارامترهایی که بیشترین تأثیر را در شدت میدان الکتریکی دارند را شناسایی نمودند تا فرایند بهینه‌سازی با سرعت بیشتری انجام گردد. سپس تعدادی نقاط آزمون توسط روش طراحی ترکیبی مرکزی^۴ (CCD) ساخته شد و سطح پاسخ توسط نرم‌افزار انسیس و متلب^۵ محاسبه و ترسیم گردید.

تان فنگ و همکاران [۱۴] اثرات انحنای لبه، ارتفاع لبه و ضخامت لبه را بر عملکرد آب‌بندی و بهینه‌سازی پارامترهای سازه‌ای آب‌بند لبه‌ای مورد مطالعه قرار دادند. لیو و همکاران [۱۵] سازه آب‌بندی شیار مثلثی روی کابین بزرگ یک زیردریاپیما را مطالعه کردند. آنها با مدل تماس آب‌بند به صورت مدل المان محدود غیرخطی و نشان دادند عملکرد آب‌بند اصولاً به مقدار و توزیع تنش تماسی وابسته است و وقتی که تنش تماسی از فشار آب فراتر رود آب‌بند نشستی نخواهد داشت. به علاوه وقتی عرض تماس موثر بزرگتر از عرض فشار آب باشد تنش تماسی بیشینه هم فراتر از فشار آب خواهد رفت. به عبارتی هرچه اختلاف فشار آب‌بندی موثر بیشتر باشد عملکرد آب‌بندی بیشتر می‌شود.

ما و همکاران [۱۶] یک مدل عددی جامع جدید از مهر و موم فلزی مته‌ها ایجاد شده است. چگونگی پیش‌بینی دقیق عملکرد آب‌بندی سیل‌های فلزی را بررسی کردند و به بهینه‌سازی عملکرد کلی آب‌بندی تحت تأثیر عوامل مختلف پرداختند.

ژیوپنگ لیو و همکاران [۱۷] در مطالعه آب‌بندی فضای داخلی مخازن تحت فشار اعماق دریا، با استفاده از نرم‌افزار المان محدود انسیس، یک مدل المان محدود آب‌بند لبه‌ای دو بعدی متقارن را ایجاد کردند که از نیروها برای قیود سراسری استفاده می‌کند. آنها کل فرآیند فشار پیش رونده در شیار آب‌بندی و همچنین تغییر شکل، تنش تماسی، حداکثر تنش برشی و توزیع تنش فون میزز را شبیه‌سازی کردند. آنها یک تحلیل مقایسه‌ای

معمول آن عبارت از مالش تصادفی قطعه‌کار در مقابل صفحه‌لپ که از قطعه‌کار نرم‌تر است و استفاده همزمان از مخلوط ساینده جهت بهبود پرداخت و انطباق سطوح می‌باشد [۶ و ۷]. مواد ساینده لپن‌کاری متنوع می‌باشند؛ بیش از همه گرد شیشه (کاربید سیلیسیم)، کرواندوم (بلور اکسید آلومینیوم)، کاربید بر و الماس (برای فلزات سخت) استفاده می‌شود. از روغن ماشین، نفت و اسیدهای چرب می‌توان به عنوان مواد روان‌ساز استفاده نمود. لپن‌کاری یک فرآیند پرهزینه و پرکار می‌باشد؛ لذا آن را تنها در اتصالات مهم و حساس به کار می‌برند. سفتی و نزدیکی مناسب پیچ‌های اتصال دهنده جهت آب‌بندی مطمئن یک پیش‌شرط ضروری می‌باشد [۳]. فلزات، سرامیک، شیشه، مواد طبیعی مانند سنگ مرمر، گرانیات، بازالت، هر نوع جواهر، پلاستیک، مواد مورد استفاده در فناوری نیمه هادی و همچنین کربن، گرافیت و حتی الماس را می‌توان با لپن‌کاری پرداخت نمود [۸].

تونگ کویی و همکاران [۹] به بررسی نیروی آب‌بندی مواد الاستومری درزگیر مورد استفاده برای پیل سوختی غشای تبادل پروتون^۱ تحت چرخه دما پرداختند. آنها رهایی تنش و تنش حرارتی ماده آب‌بند لاستیک سیلیکون مایع^۲ تحت سیکل دما را مورد بحث قرار دادند و مشخص کردند که انبساط یا انقباض حرارتی عامل اصلی تنش فشاری ایجاد شده در این آب‌بند است. یونگ و همکاران [۱۰] اتصالات رزوه‌ای لوله‌های مته آب‌بندی گاز که در معرض چرخش‌های مختلف سفت شدن و بار کششی قرار دارند را با استفاده از مدل‌سازی اجزا محدود پیچیده مورد تحلیل قرار دادند. آنها مدل مکانیکی مربوطه را ایجاد کردند و قابلیت اطمینان مدل را با شبیه‌سازی اجزا محدود و آزمون مقیاس کامل صحت‌سنجی نمودند.

در یک مطالعه، رمش و همکاران [۱۱]، توپولوژی یک پایه موتور را با استفاده از نرم‌افزار المان محدود انسیس بهینه‌سازی کردند. آن‌ها ابتدا پایه موتور را مدل‌سازی کردند سپس با استفاده از تحلیل‌های مختلف مانند تحلیل استاتیکی، تحلیل مودال، تحلیل پاسخ هارمونیک، پایه موتور را مدل‌سازی المان محدود نمودند. ایشان از تحلیل پاسخ هارمونیک در راستای محاسبه تغییر شکل‌های سیستم تحت بار با فرکانس طبیعی سیستم، استفاده کردند. سپس در محیط بهینه‌سازی توپولوژی، پایه موتور را بهینه‌سازی ساختاری کردند. در مطالعه دیگر گاتزی و همکاران [۱۲]، از روش الگوریتم ژنتیک در نرم‌افزار انسیس^۳ برای

⁴ Central Composite Design (CCD)

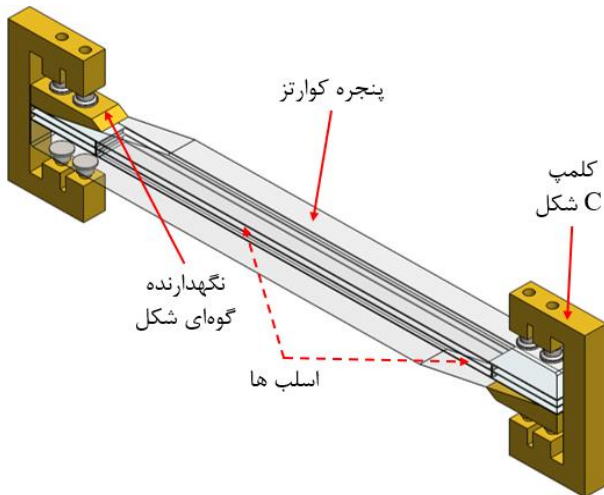
⁵ MATLAB

¹ Proton Exchange Membrane Fuel Cell (PEMFC)

² Liquid Silicone Rubber (LSR)

³ Genetic Algorithm ANSYS (GA-ANSYS)

داشته باشد، نرم افزار سالیدورکس انتخاب می شود. سازه لیزر به صورت کامل مدل سازی شده و جنس و خواص قطعات در نرم افزار اعمال می شوند. شکل (۱) قسمت یاگ محافظه دمش لیزر را با ارائه جزئیات نشان می دهند. یاگ در مرکز هندسه محافظه دمش قرار دارد و حساس ترین بخش آن از دیدگاه سازه ای است. قسمت های اصلی لیزر شامل بدنه، یاگ و قسمت خنک کاری، پخش کننده جریان خنک کاری و مجاری مربوط به جریان سیال است.



شکل ۱ سازه یاگ در محافظه دمش لیزر یاگ-نئودیمیم

در جدول (۱) خواص یاگ و کوارتز ارائه شده است. یاگ دارای اهمیت به مراتب بیشتری نسبت به سایر بخش های محافظه دمش لیزر می باشد. بنابراین محوریت بهینه سازی محافظه دمش لیزر در مطالعه حاضر مربوط به بخش یاگ آن می باشد. کلمپ های نارنجی رنگ به شکل C و همچنین نگه دارنده گوه ای در شکل نیز از برنج ساخته شده اند.

جدول ۱ خواص ماده سازنده یاگ

خواص مکانیکی	مقدار	واحد
مدول الاستیک	۳۱۰۰۰۰	N/mm^2
ضریب پواسون	۰/۳	
مدول برشی	۴۰۰۰۰	N/mm^2
چگالی	۴۵۶۰	kg/m^3
استحکام کششی	۲۰۰	N/mm^2
استحکام فشاری	۱۱۵۰	N/mm^2
استحکام تسلیم	۱۹۵	N/mm^2
ضریب انبساط حرارتی	۰/۰۰۰۰۰۷۸	$1/k$
هدایت حرارتی	۱۴	$W/(m.k)$

از آب بند لبه ای در شرایط آب بندی با فشار آب کم و بالا انجام دادند. یافته های این مطالعه نشان می دهد که وقتی آب بند تحت تأثیر ترکیبی از نیروی پیش بار نصب و فشار آب قرار می گیرد، آب بند لبه ای فشردگی کاملی را در شیار آب بندی در عمق آب خاص تجربه می کند.

نلسون و همکاران [۱۸] آب بندی اتصال فلنج پیچ و مهره ای که در معرض عدم قطعیت های زیادی مانند غیر خطی بودن مواد و هندسی، توزیع بار و شل شدن قرار دارد را بررسی کردند. آنها، تأثیر عوامل بار پیچ، فشار داخلی سیال، دما و بارهای وابسته به موقعیت بر نشتی اتصالات فلنج پیچ و مهره ای را بررسی کردند. ایشان اهمیت تغییر در سفتی مفصل محوری به دلیل شل شدن بار پیچ در دمای بالا را مورد بحث قرار داده و به عملکرد آب بندی و پیش بینی میزان نشتی در شرایط بارگذاری مختلف پرداختند. همچنین آنها ظرفیت باربری و معیارهای شکست اتصال فلنج، همراه با اثر تاریخچه بارگذاری را مورد بحث قرار دادند. در این تحقیق آنها چالش ها و زمینه های بهبود دستیابی به اتصال فلنج بدون نشتی و عدم شکست سازه سالم را در این مقاله مروری بررسی نمودند.

یانگ لیو و همکاران [۱۹] علل اصلی خرابی آب بند فلزی را مورد مطالعه قرار داده و معیارهای اصلی برای شکست سازه آب بند فلزی بر اساس ویژگی های سازه ای را بیان کردند. آنها تحلیل مکانیکی بر روی فرآیند مونتاژ و فشردگی آب بندهای فلزی انجام داده و رابطه نظری فشارهای تماس سطح آب بندی دینامیکی آب بندهای فلزی را به دست آوردند و سازه آب بند را برای قابلیت اطمینان بالاتر و عمر طولانی بهبود دادند.

در مطالعه حاضر با استفاده از تحلیل سازه ای و پارامتری و روش بهینه سازی، سازه محافظه دمش یک لیزر بهینه سازی هندسی و نیرویی می شود. در این راستا با استفاده از ترکیب نرم افزارهای طراحی و المان محدود، مدل طراحی شده تحلیل و بهینه سازی می گردد. از نوآوری های مطالعه حاضر می توان به ارائه یک روش مناسب در راستای بهینه سازی سازه ای و نیرویی جهت آب بندی سیستم های حساس اشاره کرد. با استفاده از روش مورد استفاده در مطالعه حاضر می توان سیستم های حساسی مانند محافظه دمش لیزر و دیگر سیستم های دارای ساختار شکننده را تحلیل و بهینه سازی کرد.

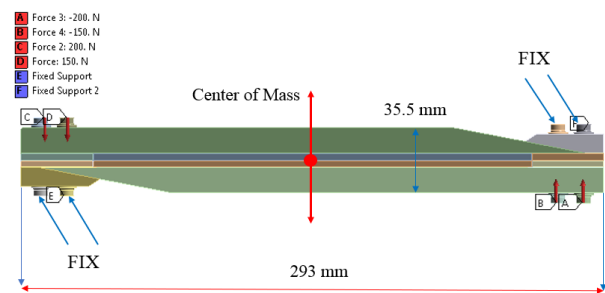
۲- مدل سازی پارامتری یاگ محافظه دمش لیزر

نظر به این که نرم افزار مدل سازی سه بعدی قابلیت طراحی پارامتری مناسب و کوپل شدن با نرم افزارهای المان محدود را

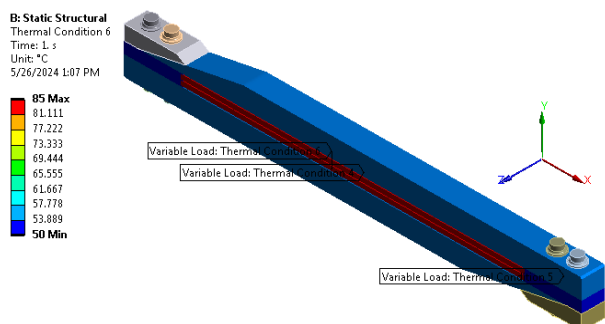
۳- تحلیل سازه یاگ در محفظه دمش لیزر

بخش‌های مهم تحلیل سازه‌ای یاگ به شرح ذیل می‌باشد:

- انتقال مدل از نرم‌افزار طراحی به نرم‌افزار تجاری انسیس (کوپل نرم‌افزار سالدورکس و نرم‌افزار انسیس)
- اعمال قیود تکیه‌گاهی ثابت و اعمال بارگذاری به سیستم: در این مورد مسئله تقارن باید در نظر گرفته شود؛ زیرا یاگ نسبت به صفحه میانی متقارن نیست. تقارن یاگ نسبت به مرکز ثقل آن می‌باشد؛ این مسئله در دقت نهایی بسیار تأثیرگذار خواهد بود و در شکل (۳) نشان داده شده است.
- در اعمال برهم‌کنش‌های بین قطعات یاگ، تمامی اتصالات بین قطعات نازک و دیگر قطعات یاگ اصطکاکی در نظر گرفته می‌شود. ضریب اصطکاک بین قطعات ۰/۴ مانند ضریب اصطکاک دو شیشه روی یکدیگر در نظر گرفته می‌شود. نکته مهم در این تحلیل این است که با ثابت در نظر گرفتن برهم‌کنش‌ها به جای اصطکاکی، فنریت سیستم به شدت افزایش یافته و نتایج تحلیل المان محدود غیر واقعی خواهد بود. در مجموع ۶۱ برهم‌کنش اصطکاکی بین قطعات سازه یاگ تعریف شده است.
- اعمال دمای قطعات مختلف یاگ به منظور در نظر گرفتن تنش‌های حرارتی در سازه است. با توجه به وجود قیود مکانیکی و مقاومت سازه در مقابل تغییر شکل‌ها، ایجاد تنش‌های حرارتی ایجاد می‌شوند. این مسئله در شکل (۳) نشان داده شده است. شکل (۴) دمای قسمت‌های مختلف سازه یاگ را نشان می‌دهد که ورودی تحلیل می‌باشند.



شکل ۳ بارگذاری و شرایط مرزی سیستم یاگ

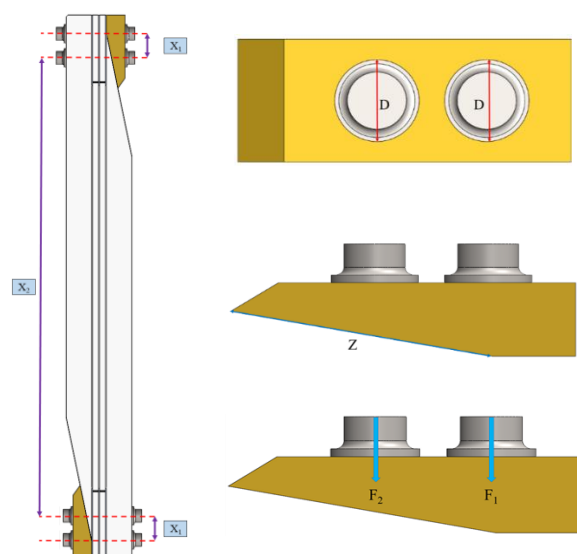


شکل ۴ شرایط دمایی مختلف قطعات حساس یاگ

جدول ۲ خواص ماده کوآرتز مورد استفاده در لیزر

خواص مکانیکی	مقدار	واحد
مدول الاستیک	۷۲۵۰۰	N/mm^2
ضریب پواسون	۰/۱۷	
مدول برشی	۳۱۰۰۰	N/mm^2
چگالی	۲۲۰۰	kg/m^3
استحکام کششی	۵۰	N/mm^2
استحکام فشاری	۱۱۵۰	N/mm^2
استحکام تسلیم	۳۰	N/mm^2
ضریب انبساط حرارتی	۰/۰۰۰۰۰۰۵	$1/k$
هدایت حرارتی	۱/۴	$W/(m.k)$

در راستای بهینه‌سازی هندسی سازه، ابعاد سازه مدل‌سازی شده در نرم‌افزار سالدورکس پارامتری‌سازی می‌شوند. نظر به این‌که تعداد زیادی از اندازه‌های مورد استفاده در طراحی یاگ غیر قابل تغییر می‌باشند (مانند ضخامت یاگ و طول آن) اندازه‌هایی مانند قطر نگه‌دارنده‌های فک‌ها، ابعاد فک و فواصل بین نگه‌دارنده‌های فک‌ها پارامتری‌سازی می‌شوند. شکل (۲) پارامترهای مهم در مدل‌سازی پارامتری سازه محفظه دمش لیزر یاگ-نئودیم را نشان می‌دهد. نکته مهم در طراحی پارامتری این است که ابعاد پارامتری می‌توانند تغییرات کمی در طول بهینه‌سازی داشته باشند و سعی می‌شود تا تنش ماکزیمم کاهش یابد و در قطعات نازک، اختلاف تنش ماکزیمم و مینیمم کاهش پیدا کند. با توجه به این‌که این قطعات نازک هستند، این فرایند موجب کاهش گرادبان تنش و در نتیجه یکنواخت‌تر شدن تنش خواهد شد.



شکل ۲ پارامتری‌سازی هندسه و بار سازه یاگ در محفظه دمش لیزر

حالت مسئله غیرایستایی بوده است و نیاز به بررسی محدوده پایین تر از این وجود ندارد. چرا که در این حالت هیچ گونه آببندی وجود ندارد. در مطالعه حاضر این حالت برابر است با حالتی که نیروی معادل هر کلمپ برابر 300 N باشد.

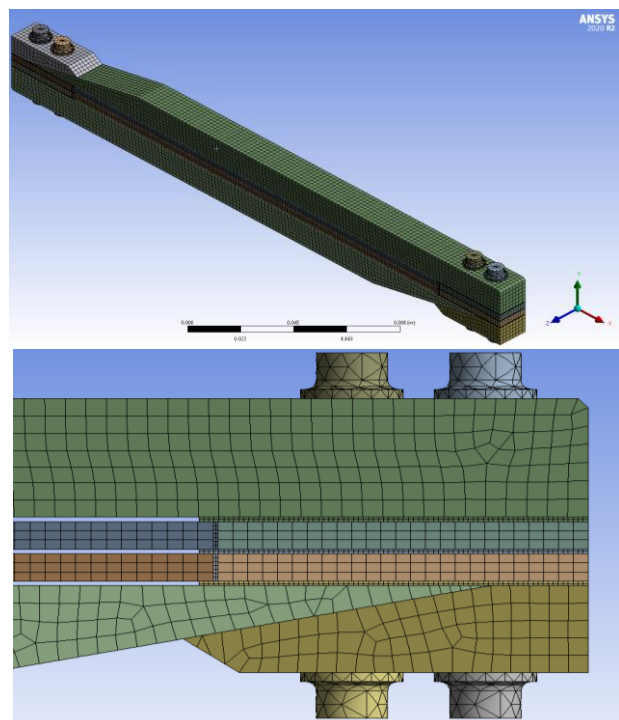
F - بارگذاری در جایی خاتمه می یابد که سیستم در حالت پایدار باشد. اگر دو نیروی قرار داده شده فراتر از حالتی باشد که بارگذاری عمودی موجب تغییر شکل زیادی قطعات نازک و حساس شود این حالت نزدیک به حالت شکست قطعات حساس می باشد. در این حالت مسئله ناپایدار است و بررسی نمی شود؛ زیرا بارگذاری بیشتر از این حالت موجب شکست می شود. این حالت در مطالعه حاضر برای دو استراتژی $(F_1 = 250\text{ N} \ \& \ F_2 = 151\text{ N})$ و $(F_1 = 155 \ \& \ F_2 = 195)$ رخ می دهد.

استراتژی بارگذاری با ثابت در نظر گرفتن یک نیرو و افزایش نیروی دیگر بوده و با گام 5 N برای نیروی دیگر است. حالت بهینه بارگذاری که هم شکستی رخ نمی دهد و هم آببندی بهتری انجام می شود برای حالت $(F_1 = 250\text{ N} \ \& \ F_2 = 151\text{ N})$ است. به عبارت عددی نیروی F_2 در حدود 60% درصد نیروی F_1 است. برای ایجاد حاشیه امن در مدل واقعی، معیار 60% درصدی رعایت می گردد اما مجموع بارگذاری مدل واقعی کمتر از حالت عددی و نرم افزاری است. علت اختلاف نیرویی می تواند به این دلیل باشد که F_1 تقریباً به یک سطح صاف منتقل می شود اما نیروی F_2 به یک سطح شیب دار انتقال می یابد. با توجه به تعادل نیروی، نیروی ایجاد شده روی سطح شیب دار افزایش بیشتری می یابد و باعث شکست در یاق می شود. در ادامه بهینه سازی هندسی انجام شود که در آن بارهای محاسبه شده از بهینه سازی نیرویی قرار داده می شود.

شکل (۷) نشان دهنده کانتور تنش و تغییرات تنش در قطعه بحرانی در دو راستای X و Y است.

در راستای بهینه سازی هندسی سازه لیزر، از قسمت بهینه سازی مستقیم در نرم افزار انسیس استفاده می شود. روش مورد استفاده در بهینه سازی Screening انتخاب می شود. تعداد محدوده بهینه سازی 100 در نظر گرفته می شود. نکته مهم در بهینه سازی این است که پیچ ها در طول بهینه سازی تقارن خود را حفظ می کنند. این کار با تنظیمات مربوطه در نرم افزار طراحی انجام می شود. در راستای بررسی چشم پوشی از ارتقاء یک هدف و بهبود اهداف دیگر از نمودار Trade-off استفاده می شود. در شکل (۸) این نمودار نشان داده شده است. نمودار مربوط به نمونه های بهینه سازی در شکل (۹) نشان داده شده است. به منظور بررسی حساسیت پارامترها در بهینه سازی از نمودار حساسیت استفاده می شود که در شکل (۱۰) نشان داده شده است.

نیروی مقابله با تغییر شکل قطعات، نیروی اصطکاکی ناشی از نیروی نگه دارندگی فک کلمپ ها می باشد. از هر فک، یک طرف به عنوان قسمت ثابت در نظر گرفته می شود که از لحاظ واقعیت درست می باشد چرا که آن قسمت کلمپ ها دارای قید حرکتی در جهت افقی می باشد. با توجه به اینکه سازه سیستم دارای هندسه منظمی می باشد، شبکه المان محدود اعمال شده به سیستم، شبکه مکعبی با 20 درجه آزادی می باشد. تعداد گره های المان برای محاسبات المان 8 می باشد. نوع شبکه از نوع خطی می باشد. در شکل (۵) شبکه بندی مدل سازه لیزر و قسمت های حساس آن نشان داده شده است. تعداد کل المان های مورد استفاده در تحلیل سازه قسمت یاق برابر 70000 می باشد.

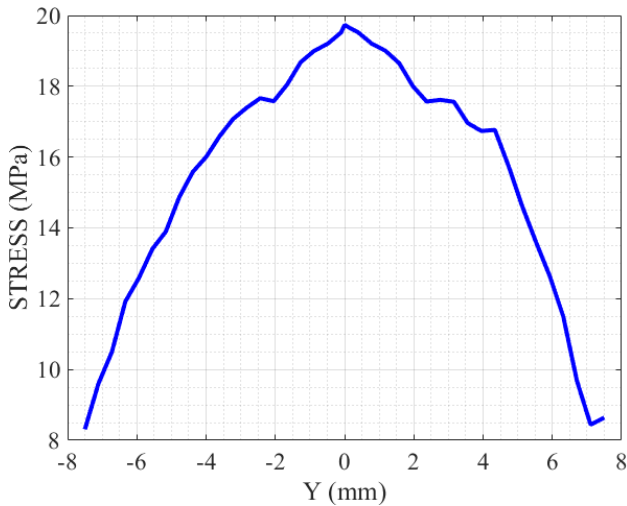


شکل ۵ شبکه بندی سازه یاق و قسمت های حساس و نازک آن

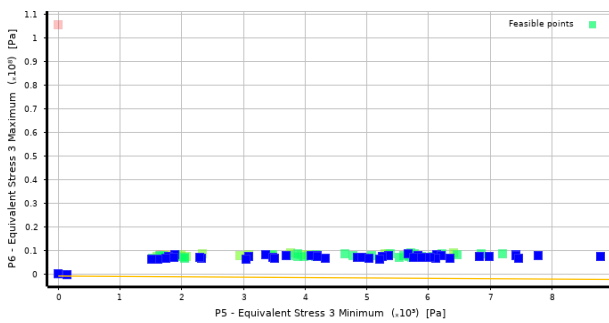
۴- نتایج تحلیل ها و بحث

طبق نتایج تحلیل ها، ماکزیمم نیروی قابل اعمال 401 N می باشد. تقسیم بندی نیرویی به این طریق است که نیروی پیچ دوم 60% درصد نیروی اول است و این حالت بهینه است. شکل (۶) کانتور تنش مربوط به حالت بهینه را نشان می دهد. نکات مهم در بررسی ابتدا و انتهای تحلیل به شرح ذیل می باشند:

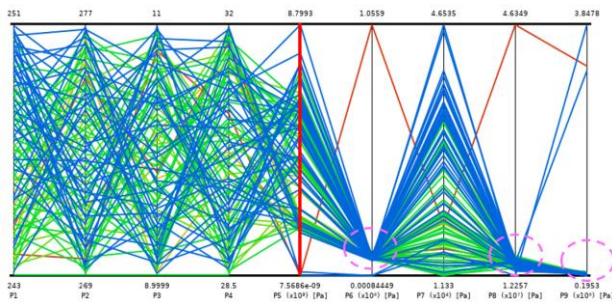
- استراتژی بارگذاری از جایی شروع می شود که سیستم در حالت پایدار باشد. اگر دو نیروی قرار داده شده در حدودی نباشد که از تغییر شکل های سازه جلوگیری کند، سیستم در جهت افقی تغییر شکل زیادی پیدا خواهد کرد. برای مقادیر کمتر از این



شکل ۷ کانتور تنش و تغییرات تنش در قطعه بحرانی در دو راستای Y و X



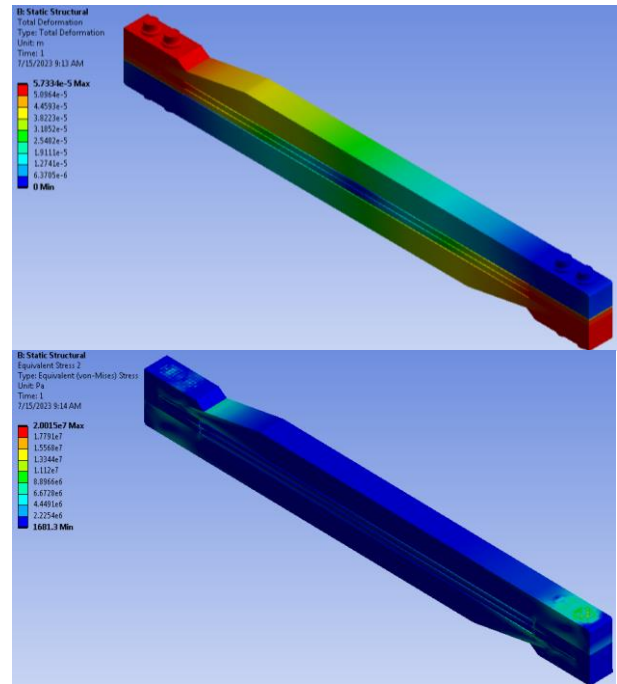
شکل ۸ نمودار مربوط به Tradeoff مدل در بهینه‌سازی یاق



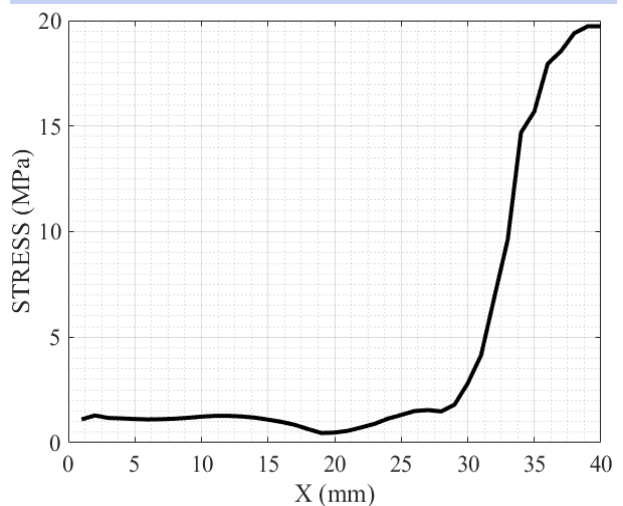
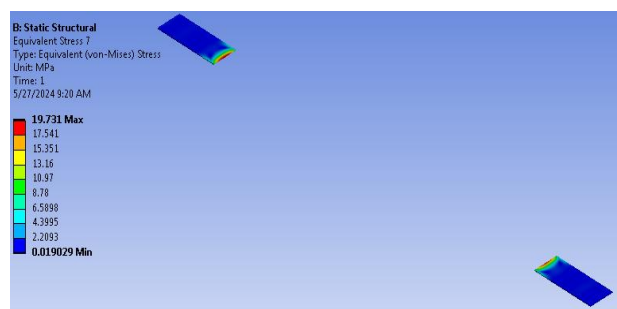
شکل ۹ نمودار مربوط به Sample‌های بهینه‌سازی

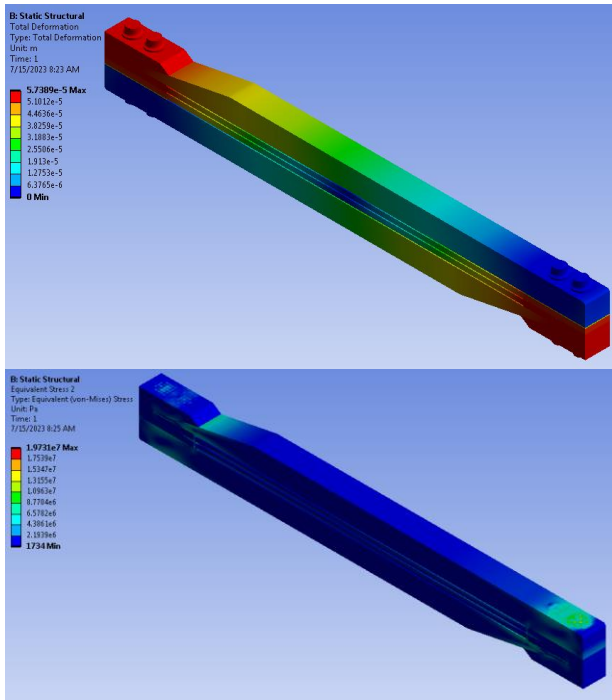
پارامترهای خروجی بهینه‌سازی شامل تنش‌ها بیشینه و کمینه در سمت راست خط‌چین قرمز در شکل (۹) قرار دارند و پارامترهای ورودی بهینه‌سازی شامل پارامترهای هندسی در سمت چپ خط‌چین قرار دارند. مطابق سمت راست خط‌چین، مقادیر تنش‌های بیشینه در هر قسمت لیزر (P6-P8-P9) در بهینه‌سازی به یک محدوده مقادیر خاص همگرا هستند (مناطق خط‌چین صورتی) در صورتی که تنش‌های کمینه (P5-P8) این‌طور نیستند و به مقادیر مختلفی می‌رسند. بنابراین می‌توان نتیجه گرفت که عملکرد بهینه‌سازی در تنش‌های بیشینه بسیار

مطابق شکل (۹)، در فرایند Trade-off بهینه‌سازی، برای مقدار تنش کمینه P5 مقادیر مختلفی بر حسب تنش بیشینه P6 وجود دارد. این مسئله بیانگر پراکندگی جواب‌ها برای تنش کمینه P5 است. البته بازه تغییرات P6 از لحاظ عددی بیشتر از P5 است.

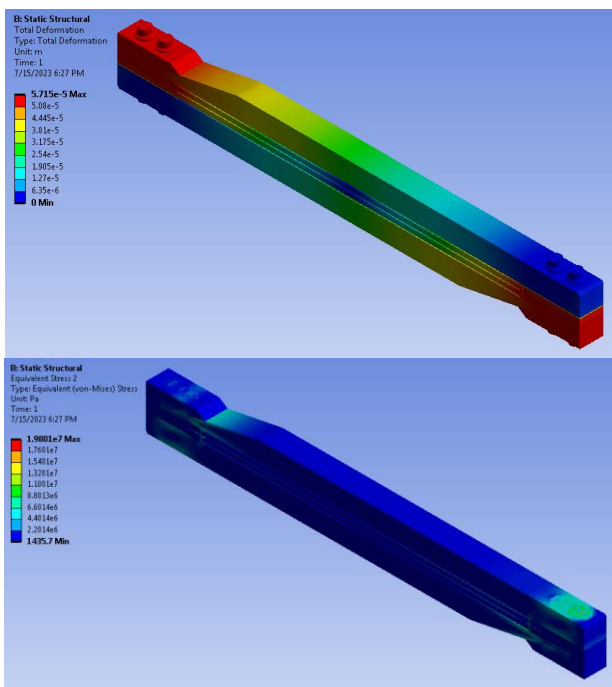


شکل ۶ نتایج تحلیل سازه: تغییر شکل و تنش (از بالا به پایین) برای ماکزیمم حالت بارگذاری ممکن ($F_1=250$ & $F_2=151$)





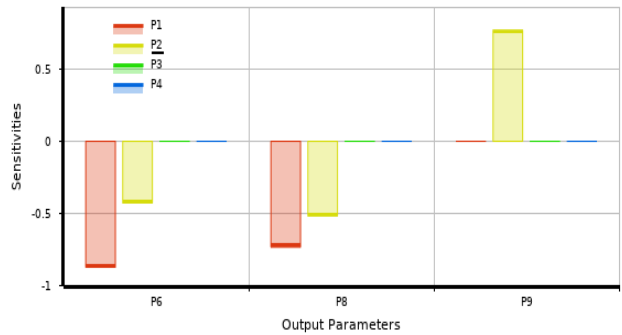
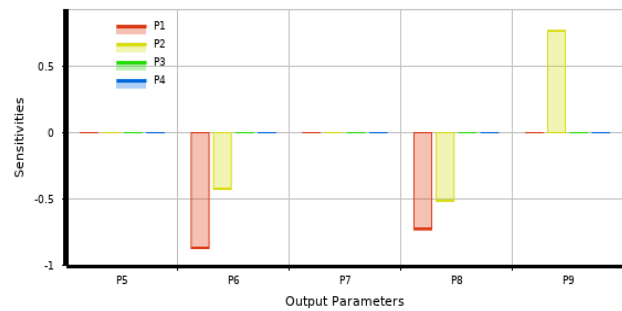
شکل ۱۱ نتایج تحلیل تنش برای حالت بارگذاری ممکن برای لیزر ($F_1=250$ & $F_2=140$)



شکل ۱۲ نتایج تحلیل تنش برای حالت بارگذاری ممکن برای لیزر ($F_1=155$ & $F_2=150$)

این روند تحلیل و بهینه‌سازی برای دیگر انواع یاگ قابل استفاده است. در انواع دیگر فقط پارامترهای ورودی تحلیل و بهینه‌سازی تغییر پیدا می‌کنند اما روش یکسان خواهد بود. در شکل (۱۳) نتایج تحلیل و بهینه‌سازی یک یاگ جدید نشان داده شده است. واضح است که مکان نصب اتصالات تغییر پیدا کرده است و در مکان بهینه مربوط به خود یاگ جدید نصب شده‌اند.

متفاوت از تنش‌های کمینه است. در حالت کلی تغییرات بی‌بعد تنش بیشینه کمتر از تغییرات تنش کمینه می‌باشد. یعنی اگر مقادیر تنش بیشینه و کمینه نرمالیزه شوند (مقادیر هر کدام بر مقدار بیشینه خودشان تقسیم شوند)، تغییرات تنش کمینه بیشتر خواهد بود. اما با توجه به این که مقادیر تنش کمینه بسیار کم می‌باشند، محدوده تغییرات تنش بیشینه، بیشتر از تنش کمینه می‌باشد. این نکته با توجه به این که تنش‌های بیشینه در حدود 10^6 و تنش‌های کمینه در حدود 10^4 می‌باشد، روشن می‌شود.



- P1 = X2
- P2 = X1
- P3 = D
- P4 = Z
- P5 = Equivalent Stress 3 Minimum
- P6 = Equivalent Stress 3 Maximum
- P7 = Equivalent Stress 4 Minimum
- P8 = Equivalent Stress 4 Maximum
- P9 = Equivalent Stress 2 Maximum

شکل ۱۰ نمودار مربوط به حساسیت پارامترهای بهینه‌سازی مدل

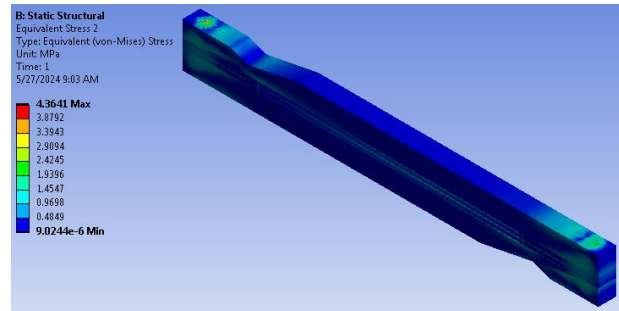
مطابق شکل (۱۰)، تنش‌های بیشینه در هر قسمت از یاگ، حساسیت بیشتری از دو پارامتر هندسی (فاصله بین دو پیچ) دارند و تنش‌های کمینه در هر قسمت از یاگ حساسیت بسیار کمی از این دو پارامتر هندسی دارند. بنابراین در افزایش تنش بیشینه هر قسمت از یاگ، فاصله پیچ‌ها اثر قابل توجهی دارند. بنابراین جهت کاهش تنش‌های بیشینه، می‌توان پارامترهای هندسی مناسبی را اتخاذ نمود. همچنین مطابق این دو شکل، فاصله مربوط به پیچ‌ها، اثرات متفاوتی در بهینه‌سازی دارند. شکل (۱۱) و (۱۲) به ترتیب نشان دهنده نتایج تحلیل سازه‌ای برای حالت بارگذاری ($F_1=250$ & $F_2=140$) و حالت بارگذاری ($F_1=250$ & $F_2=140$) هستند.

نیرو شده و در نتیجه در یک نقطه تنش افزایش یافته و در نقاط دیگر کاهش می‌یابد که این به معنی افزایش گرادیان تنش است. طبق نتایج تحلیل پارامتری، نیروی F_1 قابلیت تغییر بیشتری نسبت به نیروی F_2 دارد. این مسئله مربوط به این است که نیروی F_1 بیشتر تأثیر خود را روی یک سطح صاف و نیروی F_2 بیشتر تأثیر خود را سطح مورب می‌گذارد. با افزایش نیروی F_2 امکان لغزش آن روی سطح مورب وجود دارد و باعث ناپایداری می‌شود. این حالت در بارگذاری با استراتژی $(F_1 = 155 \text{ \& } F_2 = 195)$ دیده می‌شود.

روش مورد استفاده در مطالعه حاضر یک روش نوین در تحلیل و بهینه‌سازی سیستم‌های حساس و شکننده محسوب می‌شود. علاوه بر آن، روش توسعه داده شده قابلیت استفاده در سیستم‌هایی را دارد که نیاز به آب‌بندی داشته و به دلیل شرایط محیطی و فضا، امکان استفاده از آب‌بندهای رایج را دارند. افزایش بارگذاری بدون ایجاد شکست در سیستم یک مسئله مهم در سازه‌های مهندسی محسوب می‌شود تا از خرابی جلوگیری گردد. این روش قابلیت کاهش گرادیان تنش در سیستم‌های پیچیده را دارد. تنش بیشینه در سیستم‌های آب‌بند تابعی از تغییر شکل‌های حرارتی قطعات حساس است.

۶- مراجع

- [1] W. Bäuml, H. Ulrich, A. Hartl, M. Landthaler, and G. Shafirstein. "Optimal parameters for the treatment of leg veins using Nd: YAG lasers at 1064 nm," *British Journal of Dermatology*, vol. 155, no. 2, pp. 364-371, 2006, <https://doi.org/10.1111/j.1365-2133.2006.07314.x>.
- [2] R. F. Barron and B. R. Barron, "Design for Thermal Stresses," John Wiley & Sons, 2011, <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/book/10.1002/9781118093184>.
- [3] P. Orlov, "Fundamentals Of Machine Design," *Mir Publication*, 1980, <https://mirtitles.org/2018/10/13/fundamentals-of-machine-design-orlov/>.
- [4] M. Shafiei Alavijeh and H. Amirabadi, "Investigation and Optimization Flat Lapping Process Using Non-Dominated Sorting Genetic Algorithm II," *Amirkabir J. Mech. Eng.*, vol. 52, no. 3, pp. 669-686, 2020, [In Persian], <https://doi.org/10.22060/mej.2018.14421.5853>.
- [5] O. Sunanta, "Flat Surface Lapping: Process Modeling in an Intelligent Environment," Ph. D. dissertation, School of Engineering, University of Pittsburgh, 2002, <http://d-scholarship.pitt.edu/id/eprint/7886>.



شکل ۱۳ نتایج تحلیل تنش برای ماکزیمم حالت بارگذاری ممکن برای یک یاگ با ابعاد بزرگ‌تر (طول 345 mm) $(F_1=200 \text{ \& } F_2=100)$

مطابق شکل (۱۳)، برای یک بارگذاری نزدیک به بارگذاری لیزر قبلی، نتایج تحلیل تنش بسیار متفاوت هستند. این مسئله به این دلیل است که ابعاد بزرگ‌تر باعث کاهش چشم‌گیر تنش شده‌اند. البته نکته مهم این است که قطعات یاگ بسیار گران قیمت هستند و الزاماً افزایش اندازه باعث بهبود عملکرد یاگ نیستند. با توجه به مقادیر تنش می‌توان گفت در این یاگ امکان افزایش بارگذاری و افزایش آب‌بندی وجود دارد.

۵- نتیجه‌گیری

بیشینه نیروی مورد اعمال برای آب‌بندی مناسب در یاگ، N با استراتژی بارگذاری $(F_1 = 250 \text{ N \& } F_2 = 151 \text{ N})$ و کمینه نیروی اعمالی 300 N $(F_1 = F_2 = 150 \text{ N})$ می‌باشد. بارگذاری خارج از این محدوده سبب شکست در سیستم و یا عدم بارگذاری مناسب و در نتیجه عدم آب‌بندی سیستم می‌شود. در راستای دستیابی به بهترین حالت ممکن، توزیع نیروی اعمالی به فک باید نیروی پیچ دوم در حدود ۶۰ درصد نیروی پیچ اول باشد. طبق نتایج سازه‌ای تغییر شکل سازه در هنگام بارگذاری بیشینه در حدود ۵۷ میکرومتر خواهد بود. طبق نتایج، بهینه‌سازی نیرویی بسیار اثر بیشتری نسبت به بهینه‌سازی هندسی دارد چرا که بعضی از اندازه‌های هندسی در طول بهینه‌سازی غیرقابل تغییر هستند و با توجه به محدودیت تغییر برخی از اندازه‌ها، تأثیر کلی بهینه‌سازی هندسی کمتر است. طبق نتایج بهینه‌سازی هندسی تأثیر فاصله پیچ‌ها نسبت به یکدیگر بیشتر از پارامترهای هندسی دیگر است. بنابراین می‌توان نتیجه گرفت که بیشترین تأثیر در بهینه‌سازی نهایی مربوط به نیروها و موقعیت آن‌ها در هندسه سازه است. مشاهده شده است که با کاهش فاصله دو پیچ هر فک، تنش افزایش قابل توجهی داشته است. مفهوم کاهش فاصله این است که دو نیرو تبدیل به یک

- [13] G. Liu, D. Hou, X. Zhao, D. Yuan, L. Li, and Y. Sun, "Power transformer's electrostatic ring optimization based on ANSYS parametric design language and response surface methodology, " *Applied Sciences*, vol. 9, no. 20, p. 4286, 2019, <https://doi.org/10.3390/app9204286>.
- [14] F. Tan, B. Yang, L. Huang, J. Ding, and Z. Li, "Study on the Structure Optimization of Shield Tunneling Machine's Main Drive Seal, " *Lubr. Eng.*, vol. 47, pp.116-123, 2022, [doi:10.3969/j.issn.0254-0150.2022.04.015](https://doi.org/10.3969/j.issn.0254-0150.2022.04.015).
- [15] Q. Liu, Y. Yin, H. Xu, and Z. Chen, "Finite Element Analysis of Triangular Groove Sealing Performance for Large Cabin on Submersible, " *Lubr. Eng.*, 2021, vol. 46, pp. 163–170, 2021, [doi: 10.3969/j.issn.0254-0150.2021.12.024](https://doi.org/10.3969/j.issn.0254-0150.2021.12.024).
- [16] Y. Ma, Z. Y. Yuan, Y. Ni, X. K. Meng, X. D. Peng, "Performance prediction and multi-objective optimization of metal seals in roller cone bits," *J. Petrol. Sci. Eng.*, 2022, vol. 208, p.109316, 2022.
- [17] X. Liu, S. He, and J. Zheng, "Analysis of Sealing Characteristics of Lip Seal Rings for Deep-Sea Separable Pressure Vessels, " *Applied Sciences*, vol. 13, no. 11, p.6843, 2023, <https://doi.org/10.3390/app13116843>.
- [18] N. Rino Nelson, N Siva Prasad and A.S. Sekhar, "Structural integrity and sealing behaviour of bolted flange joint: A state of art review, " *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 204, 2023, <https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2023.104975>.
- [19] Y. Liu, W. Li and C. Xia, "Research on sealing mechanism and structural improvement of metal sealing structures for high speed drill bits, " *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 207, 2024, <https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2023.105104>.
- [6] M. R. Darmiani and H. Amirabadi, "Lapping of ceramic balls, " *Journal of Mechanical Engineering*, vol. 26, no. 1, pp.48-56, 2016, [In Persian], https://mmep.isme.ir/article_25338.html.
- [7] I. D. Marinescu, E. Uhlmann, and T. Doi, "Handbook of lapping and polishing, " *Taylor & Francis*, London, 2007, <https://doi.org/10.1201/9781420017632>.
- [8] F. Klocke, and A. Kuchle, "Manufacturing Processes (vol. 2): Grinding, Honing, Lapping, " *Berlin: Springer*, 2009, <https://doi.org/10.1007/978-3-540-92259-9>.
- [9] C. Tong, Y. J. Chao, and J. W. Van Zee, "Sealing force prediction of elastomeric seal material for PEM fuel cell under temperature cycling," *International journal of hydrogen energy*, vol. 39, no. 3, pp.1430-1438, 2014, <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2013.10.086>.
- [10] Y. Zhuang, G. Lian-Xin, and Y. Peng-Bin, "Force analysis and tightening optimization of gas sealing drill pipe joints," *Engineering Failure Analysis*, vol. 58, pp. 173-183, 2015, <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2015.08.032>.
- [11] S. Ramesh, R. Handal, M. J. Jensen, and R. Rusovici, "Topology optimization and finite element analysis of a jet dragster engine mount," *Cogent Engineering*, vol. 7, no. 1, p. 1723821, 2020, <https://doi.org/10.1080/23311916.2020.1723821>.
- [12] R. Gatzi, M. Uebersax, and O. Konig, "Structural optimization tool using genetic algorithms and ansys," in *Proc. 18. CAD-FEM User's Meeting, Internationale FEM-Technologietage, Graf-Zeppelin-Haus, Friedrichshafen, June. 2000*, https://www.powerpac.ethz.ch/pub-pat/Optimierung_mittels_Genetischen_Algorithmen.pdf

بررسی تجربی تأثیر دمای نانو سیال هیبریدی Al_2O_3 - MWCNTs/Water ورودی به برج خنک کننده جریان مخالف بر عملکرد حرارتی برج

چکیده: در این مطالعه تأثیر دمای ورودی نانو سیال هیبریدی آلومینا و نانو لوله کربنی افزوده شده به سیال پایه آب بر انتقال حرارت در برج خنک کننده مرطوب با جریان مخالف بصورت تجربی در برج خنک کننده تر جریان مخالف بررسی شده است. جریان هوای درون برج توسط یک مکندۀ ایجاد می شود و دستگاہ دارای جریان اجباری است، برج خنک کننده دارای جاذب رطوبت می باشد، انتقال حرارت و جرم از دیواره های برج خنک کننده صفر است، دما در هر سطح جریان آب در برج یکنواخت می باشد و فشار محیط ۶۰۰ میلی متر جیوه است. نتایج نشان می دهد که در نسبت دبی سیال به دبی هوا $(L/G=2)$ ، حرارت دفع شده از سیال برای آب خالص و نانوسیال هیبریدی با غلظت ۰/۰۵ درصد حجمی به ترتیب ۲/۴۸۹ و ۲/۸۴ کیلو وات بوده است. در حقیقت با افزودن نانوذرات آلومینا و نانو لوله کربنی به سیال پایه آب، میزان دفع حرارت از سیال به میزان ۱۴/۱ درصد افزایش یافته است. همچنین راندمان برج در همین مقادیر از ۳۳/۵ درصد به ۳۹/۹ درصد رسیده و افزایش ۶/۴ درصدی داشته است. این به دلیل افزایش ضریب انتقال حرارت نانو سیال هیبریدی نسبت به آب خالص است.

واژه‌های راهنما: نانو سیال، نانو سیال هیبریدی، آلومینا، نانو لوله کربنی، برج خنک کننده جریان مخالف

علی شهرجردی

دانشجوی دکتری،
گروه مهندسی مکانیک،
واحد تهران مرکزی،
دانشگاه آزاد اسلامی، تهران

آرش میرعبداله

لواسانی*
دانشیار،
گروه مهندسی مکانیک،
واحد تهران مرکزی،
دانشگاه آزاد اسلامی، تهران

مسعود زارع

استادیار،
گروه مهندسی مکانیک،
واحد علوم و تحقیقات،
دانشگاه آزاد اسلامی،
تهران

مقاله علمی پژوهشی

دریافت: ۱۴۰۳/۰۵/۱۳

بازنگری: ۱۴۰۳/۰۷/۲۹

پذیرش: ۱۴۰۳/۰۸/۲۷

Ali Shahrjerdi
PhD Student,
Department of
Mechanical
Engineering, Central
Tehran Branch, Islamic
Azad University, Tehran

Arash Mirabdollah*
Lavasani
Associate Professor,
Department of
Mechanical
Engineering, Central
Tehran Branch, Islamic
Azad University, Tehran

Masoud Zareh
Assistant Professor,
Department of
Mechanical
Engineering, Science
and Research Branch,
Islamic Azad
University, Tehran

Experimental study of the effect of Al_2O_3 -MWCNTs/Water hybrid nanofluid temperature entering the counter flow cooling tower on the thermal performance of the tower

Abstract: In this study, the effect of inlet temperature of alumina and carbon nano tube added to water base fluid as hybrid nano fluid on heat transfer in wet counter flow cooling tower has been investigated experimentally in cooling tower. The air flow inside the tower is created by a sucker and the device has a forced flow, the cooling tower has a moisture absorber, the heat and mass transfer from the walls of the cooling tower is zero, the temperature is uniform at every level of the water flow in the tower. And the ambient pressure is 600 mm Hg. The results show that in the ratio of fluid flow rate to air flow rate of 2 ($L/G=2$), the heat dissipated from the fluid for pure water and hybrid nanofluid with a concentration of 0.05 percent by volume is 2.489 and 2.84 kW, respectively have been. In fact, by adding alumina nanoparticles and carbon nanotubes to the water base fluid, the amount of heat removal from the fluid has increased by 14.1%. Also, the efficiency of the tower in the same values has increased from 33.5% to 39.9% and has increased by 6.4%. This is due to the increased heat transfer coefficient of the hybrid nanofluid compared to pure water.

Keywords: Nano fluid, Hybrid Nano fluid, Alumina, Carbon Nano tube, Counter flow cooling tower

۱- مقدمه

نسبت دبی آب به هوا، دمای آب خروجی افزایش یافته و مشخصه برج و راندمان حرارتی آن کاهش می‌یابد، در حالی که در دمای آب ورودی بالاتر، راندمان حرارتی بالاتری از برج مشاهده شد. تأثیر شکل پکینگ بر انتقال جرم و افت فشار برج خنک‌کننده توسط گشایشی و میسندن [۹] و به صورت تجربی بررسی شد. آن‌ها رابطه‌ای بین ضریب انتقال جرم پکینگ و افت فشار پیشنهاد کردند. تأثیر دوران پکینگ اسپلش بر عملکرد حرارتی برج خنک‌کننده مرطوب جریان مخالف توسط لواسانی و همکارانش [۱۰] بررسی شد. نتایج کار آن‌ها نشان داد که پکینگ با سرعت دورانی بیشتر، حرارت بیشتری را از آب دفع می‌کند. بررسی تأثیر چیدمان غیریکنواخت پرکننده‌ها بر عملکرد حرارتی برج‌های خنک‌کننده مرطوب توسط کانو و همکارانش [۱۱] صورت گرفت. آن‌ها با استفاده از یک چیدمان یکنواخت و چهار چیدمان غیریکنواخت، پارامترهای عملکرد برج را مورد بررسی قرار دادند که نتایج آن‌ها نشان داد عملکرد حرارتی برج خنک‌کننده با استفاده از چیدمان‌های غیریکنواخت مناسب‌تر است.

عسکری و همکارانش [۱۲] تأثیر استفاده از نانوسیال بر عملکرد برج خنک‌کننده مرطوب را به صورت تجربی مورد بررسی قرار دادند. آن‌ها در تهیه نمونه‌های نانوسیال از نانوذرات متخلخل گرافن و نانولوله‌های کربنی چندجداره استفاده کردند. آن‌ها گزارش دادند که با استفاده از نانوسیالات، پارامترهای عملکرد برج از جمله بازدهی و محدوده خنک‌سازی در مقایسه با حالتی که از آب خالص استفاده شده، بهبود یافته است. در یک کار تجربی، شاه علی و همکارانش [۱۳] به بررسی تأثیر فاصله میان شیارهای پکینگ فیلمی در برج خنک‌کننده پرداختند. آن‌ها با بیان اینکه فاصله بین شیارهای پکینگ یکی از پارامترهای تأثیرگذار بر عملکرد برج خنک‌کننده است؛ نشان دادند که این فاصله رابطه مستقیمی با محدوده خنک‌سازی و بازدهی برج دارد. رستریو و ریس [۱۴] با مدل‌سازی و شبیه‌سازی برج‌های خنک‌کننده مرطوب جریان مخالف، ضریب انتقال جرم را برای پیش‌بینی عملکرد حرارتی برج خنک‌کننده محاسبه کردند. رحمتی و همکارانش [۱۵] به صورت تجربی تأثیر تعداد طبقات پکینگ فیلمی را بر عملکرد حرارتی برج خنک‌کننده مرطوب مورد بررسی قرار دادند. نتایج آن‌ها نشان داد که ضریب بازدهی رابطه مستقیمی با نرخ جریان هوا، طبقات پکینگ و دمای آب گرم دارد. ایمانی مفرد و همکارانش [۱۶] در یک کار تجربی تأثیر شش نوع پرکننده بر عملکرد حرارتی برج خنک‌کننده را وقتی که از نانوسیال استفاده می‌شود، مورد بررسی قرار دادند. نانوذره مورد استفاده در آزمایش آن‌ها اکسید روی بود. آن‌ها پس از یافتن مناسب‌ترین پرکننده از میان شش بستر مورد استفاده، بیان کردند که با استفاده از نانوسیال مشخصات عملکردی برج خنک‌کننده در

عموماً از برج خنک‌کننده در صنایع گوناگون برای دفع گرما به محیط استفاده می‌شود، بهینه‌سازی و افزایش بازده این تجهیزات امری ضروری است. در اکثر مطالعات انجام شده در زمینه برج خنک‌کننده معمولاً تغییر در ساختار تجهیزات از جمله تغییر در نوع پکینگ‌ها و یا اثر شرایط محیطی مورد بررسی قرار گرفته و کمتر به سیال خنک‌کننده مورد استفاده در آن‌ها توجه شده است. با توجه به هدایت حرارتی پایین سیالات متداول ناقل حرارت، می‌توان انتظار داشت که اضافه نمودن نانوذرات به سیال پایه، موجب بهبود انتقال حرارت و در نتیجه بهبود عملکرد برج خنک‌کننده شود. لذا در مطالعه حاضر اثرات اضافه نمودن نانوذرات به سیال پایه (آب) و استفاده از نانوسیال هیبریدی $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-MWCNTs/Water}$ به عنوان سیال کاری به صورت جامع بررسی شده است.

واکر [۱] فرآیند خنک‌کاری سیال در برج‌های خنک‌کننده را نخست مطرح کرد. اما، اولین مطالعه عملی در خصوص تحلیل عملکرد برج‌های خنک‌کننده توسط مرکل انجام شد [۲]. مرکل با در نظر گرفتن فرضیات ساده‌سازی، حل معادلات انرژی و انتقال جرم را بین هوا و آب درون برج پیش برد. فرضیاتی از قبیل: عدد لوییس، آنتالپی و توصیف هوای خارج شده از برج خنک‌کن و در نظر نگرفتن تلفات آب تبخیر شده از برج.

کی و همکاران [۳]، مشخصه‌های انتقال حرارت و جرم را با استفاده از ضریب مشخصه در یک پکینگ با صفحات موازی بیضی شکل بررسی کردند. نتایج آن‌ها نشان داد که ضریب مشخصه، مستقل از نرخ جریان آب است. بررسی تأثیر فاصله صفحات پکینگ و زاویه قرارگیری آن‌ها بر مشخصه برج، توسط اسپورلاک و بولدر [۴] صورت گرفت. آن‌ها ضریب مشخصه را به صورت تابعی از نسبت نرخ جریان جرمی آب به هوا نشان دادند. کلی و سوئنسون [۵]، با بررسی پکینگ نوع پاششی، نشان دادند که مشخصه برج به نسبت جریان جرمی آب به هوا، ارتفاع و هندسه پکینگ و تا حدودی به دمای آب گرم ورودی وابسته است. بعلاوه نشان دادند که مشخصه برج در یک نسبت نرخ جریان جرمی آب به هوای معین، مستقل از دمای حباب مرطوب هوای ورودی می‌باشد. سانرلند [۶]، روش مرکل را بدون در نظر گرفتن فرض‌های ساده‌کننده آن روی یک برج خنک‌کننده جریان مخالف پیاده کرد. عملکرد حرارتی و هیدرولیکی برج خنک‌کننده توسط دسوک [۷] بررسی شد. او با استفاده از پکینگی که از توپ‌های اسفنجی تشکیل شده بود رابطه‌ای بین مشخصه برج، دمای آب گرم ورودی و نسبت دبی جرمی آب به هوا ارائه کرد. بدکار و همکارانش [۸] به صورت تجربی عملکرد برج خنک‌کننده جریان مخالف مجهز به پکینگ فیلمی را بررسی کردند. نتایج آن‌ها نشان داد که با افزایش

۲- روش تحقیق

در این مطالعه به کمک روش تجربی، تأثیر استفاده از نانوسیال هیبریدی Al_2O_3 -MCNTs/Water در غلظت‌های صفر (استفاده از آب خالص)، ۰/۰۵٪، ۰/۱٪ و ۰/۱۵٪ بر عملکرد حرارتی برج خنک‌کننده مرطوب جریان مخالف بررسی شده است. در این مطالعه تأثیر دمای ورودی سیال به برج خنک‌کننده بر راندمان و میزان گرمای مبادله شده بین سیال و هوا ثبت و بررسی گردیده است. شماتیک قسمت تبادل گرما بین سیال و هوا در دستگاه آزمایش، که یک برج خنک‌کننده مکانیکی از نوع جریان مخالف و جریان اجباری می‌باشد، در شکل (۱) نشان داده شده است.



شکل ۱ شماتیک برج خنک‌کننده مورد استفاده در مطالعه حاضر
۱- ورود سیال، ۲- خروج هوا، ۳- ورود هوا، ۴- خروج سیال

پکینگ مورد استفاده در مطالعه حاضر از نوع اسپلش است که در آن سیال کاری به طور پیوسته بر روی میله‌های افقی ریخته شده و به قطرات کوچک‌تر تبدیل می‌شود. پکینگ مذکور دارای ارتفاع بیشینه ۶۴cm و عرض ۳۰cm می‌باشد و از جنس چوب ساخته شده است. مخزن دستگاه آزمایش دارای دو قسمت می‌باشد. قسمت اول که آب‌گرم در آن قرار دارد شامل دو هیتر الکتریکی مستغرق هر یک با توان ۳ کیلووات است. آب‌سرد خروجی از برج نیز وارد قسمت دوم می‌شود. این دو قسمت در کف مخزن توسط یک دریچه مثلث شکل به یکدیگر متصل هستند به طوری که آب سرد خروجی مجدداً وارد سیکل می‌شود. حجم مخزن حدود ۲۰ لیتر می‌باشد که برای ایجاد غلظت مد نظر نانو سیال هیبریدی مورد ارزیابی قرار می‌گیرد. همچنین جهت جلوگیری از اتلاف حرارتی، کل سطح مخزن عایق کاری شده است. سیال گرم داخل مخزن توسط پمپی با توان ۰/۲ کیلووات، هد ۲۸ متر و سرعت دورانی ۱۵۰۰ دور بر دقیقه از قسمت زیرین مخزن مکش شده و توسط لوله‌ها به قسمت فوقانی برج فرستاده می‌شود. جهت ممانعت از ورود

مقایسه با حالتی که از آب خالص استفاده شده، بهبود یافته است. لیو و همکارانش [۱۷] با استفاده از یک مدل عددی، تأثیر الگوهای مختلف چیدمان پرکننده را بر عملکرد برج خنک‌کننده مرطوب بررسی کردند. نتایج کار آن‌ها نشان داد که چیدمان یکنواخت پکینگ بهترین الگوی چیدمان برای برج نیست و چیدمان غیریکنواخت می‌تواند عملکرد خنک‌سازی برج را در شرایط وجود باد عرضی یا نبودن آن بهبود بخشد. غازانی و همکارانش [۱۸] یک برج خنک‌کننده مرطوب جریان مخالف در مقیاس آزمایشگاهی را با استفاده از قوانین اول و دوم ترمودینامیک تحلیل کردند. دهقانی و احمدی‌کیا [۱۹] به منظور کاهش مصرف آب و توان فن، یک برج خنک‌کننده مرطوب را با رویکرد مرطوب/خشک بازسازی کردند. بر اساس نتایج آن‌ها، کنترل دقیق جریان هوا مانع از نوسانات ناگهانی در قدرت مورد نیاز فن و مصرف آب شده و موجب کاهش حدود ۶۴ درصدی برق مصرفی فن گردیده است. همچنین با رویکرد مرطوب/خشک به طور متوسط ۹/۴ درصد مصرف آب کاهش یافته است. امینی و همکاران [۲۰] با قرار دادن آب مقطر به عنوان سیال پایه و نانو ذرات اکسید آلومینیوم و اکسید مس به عنوان نانو ذرات عملکرد برج خنک‌کننده با پکینگ اسپلش دوار را بصورت تجربی بررسی کرده و در نهایت با استفاده از نانو ذرات اکسید مس-آب، عملکرد برج خنک‌کننده را حدود ۵ درصد بهبود بخشیدند.

موسوی و همکاران [۲۱] اثر نانو سیال هیبریدی نقره-کربن (Ag-CQD) را در برج خنک‌کننده آزمایش کردند. با افزودن نانو ذره ذکر شده راندمان حرارتی برج خنک‌کننده از ۲۳/۷۲ درصد به ۲۸/۲۳ درصد رسید و رشد ۴/۵۱ درصدی را در پی داشت. کریمی بختیار و همکاران [۲۲] با تغییر سیال در گردش (استفاده از نانو سیال آب-نانولوله) عملکرد برج خنک‌کننده را بهبود بخشید. با غلظت ۰/۱ درصد حجمی نانو سیالات $MWCNTs-OH-H_2O$ ، $MWCNTs-COOH/H_2O$ و $MWCNTs/H_2O$ راندمان‌های ۴۶ درصد، ۴۵/۳ درصد و ۴۳/۲ درصدی ثبت شد که در مقایسه با آب خالص افزایش ۱۵/۸ درصدی، ۱۱/۲ درصدی و ۶/۱ درصدی را داشته است. جوادپور [۲۳] در مطالعه‌ای دیگر بر روی برج‌های خنک‌کننده به این نتیجه کلی رسید که عملکرد برج‌های تجهیز شده با پکینگ که با نانو سیال کار می‌کنند از عملکرد برج‌های کنونی بالاتر است. آزمایش وی با ۳ ردیف پکینگ و نانو سیال نانو لوله و آب با درصد حجمی ۰/۰۵، در $L/G=0.4$ افزایش ۲۸ درصدی راندمان و در $L/G=2$ افزایش تنها ۷ درصدی در مقایسه با آب خالص را داشت. آدرینا [۲۴] در مطالعه‌ای عددی، نتایج بدست آمده سابق در خصوص بهبود عملکرد برج خنک‌کننده با نانو سیال اکسید روی-پلی اتیلن گلیکول را شبیه‌سازی و اعتبارسنجی کرد و راندمان حرارتی سیستم تا ۱۶ درصد افزایش داشت.

اندازه‌گیری دمای سیال کاری نیز با استفاده از ترموکوپل‌هایی در قسمت آب گرم مخزن، قسمت آب سرد خروجی از برج، پیش از ورود به سیستم توزیع آب و در هر طبقه از پکینگ انجام گرفته است. لازم به ذکر است که جهت ثابت نگه داشتن دمای سیال کاری و همچنین دمای هوا از یک سیستم کنترل در مدار آن‌ها استفاده شده است. جهت کالیبراسیون تمام ترموکوپل‌ها از مخلوط آب و بخار و همچنین مخلوط آب و یخ استفاده شده است. روش کار به این صورت است که ابتدا تمامی ترموکوپل‌ها در مخلوط آب و بخار قرار داده شده‌اند و هر عددی که ترموکوپل اندازه گرفته، یادداشت شده است. سپس از جداول ترمودینامیکی (در فشار محیط آزمایش، ۶۰۰ میلی‌متر جیوه) دمای جوش آب استخراج شده است. اختلاف میان دمای اندازه‌گیری شده توسط هر ترموکوپل و دمای حاصل از جداول ترمودینامیکی، خطای آن ترموکوپل را مشخص می‌کند و لازم است که در داده پردازی‌ها و محاسبات در نظر گرفته شود. کالیبراسیون با مخلوط آب و یخ نیز به همین روش انجام شده است. به منظور اندازه‌گیری فشار هوا قبل از ورود به اوریفیس و اختلاف فشار دو طرف آن، از یک فشارسنج عقربه‌ای ساخت شرکت یاماموتو با محدوده اندازه‌گیری صفر تا ۲۰۰ میلی‌متر آب و با دقت $2\text{mmH}_2\text{O}$ استفاده شده است. دبی سیال کاری ورودی به برج توسط یک روماتر با دقت ۱۰ لیتر بر ساعت که در مسیر جریان قرار دارد، قابل اندازه‌گیری می‌باشد. دبی جرمی هوای ورودی نیز با استفاده از اختلاف فشار دو طرف اوریفیس، قطر اوریفیس و دمای هوا قبل از ورود به آن با استفاده از معادله (۱) محاسبه شده است.

$$G = 3600 \cdot \alpha \cdot \varepsilon \cdot \frac{\pi d_0^2}{4} \sqrt{2g \cdot (P_{0.1} - P_{0.2}) \cdot \gamma_0} \quad (1)$$

در معادله (۱) مقادیر پارامترهای ضریب تخلیه، قطر داخلی اوریفیس و ضریب تصحیح انبساط هوا، به ترتیب $\alpha = 0.8013$ ، $d_0 = 0.04769\text{m}$ و $\varepsilon = 0.999$ است. همچنین g شتاب جاذبه زمین و $(P_{0.1} - P_{0.2})$ اختلاف فشار دو طرف اوریفیس می‌باشد. γ_0 نیز وزن مخصوص هوای خشک قبل از ورود به اوریفیس است که از معادله (۲) قابل محاسبه می‌باشد.

$$\gamma_0 = \frac{P_0}{294T_0} \quad (2)$$

در معادله (۲) T_0 و P_0 به ترتیب فشار و دمای مطلق هوا پیش از ورود به اوریفیس می‌باشند. صحت محاسبه دبی هوای به دست آمده از معادله (۱) با استفاده از اندازه‌گیری سرعت هوا در خروجی برج (توسط یک دستگاه انیمومتر) و قطر لوله خروجی آن و با توجه به قانون بقای جرم که تضمین کننده برابر بودن دبی جرمی هوای ورودی و خروجی می‌باشد، بررسی شده است. پس از محاسبات، تنها حدود ۱/۲ تا ۲/۵ کیلوگرم بر ساعت اختلاف میان دبی جرمی هوای ورودی و خروجی مشاهده شده است و لذا میانگین خطای ۰/۷ درصد ثبت شد.

ذرات معلق درون مخزن به پمپ، در مسیر ورود آب به پمپ یک عدد صافی تعبیه شده است. سیال خروجی از پمپ قبل از ورود به پکینگ، وارد سیستم توزیع آب می‌شود که وظیفه آن توزیع یکنواخت سیال کاری در سرتاسر پکینگ است. در برج خنک‌کننده مورد استفاده، جریان سیال کاری پس از خروج از پمپ وارد یک سیستم توزیع آب می‌شود که شامل ۴ لوله با فواصل مساوی از یکدیگر است و زیر آن‌ها یک صفحه مشبک با منافذ دایروی وجود دارد. سیال ورودی به این سیستم در چهار قسمت مساوی بر روی صفحه مشبک پاشیده می‌شود. در نتیجه هم از سرعت ریزش آن کاسته شده و هم‌زمان تماس سیال کاری و هوا افزایش می‌یابد. بعلاوه اینکه پروفیل پاشش سیال بر روی پکینگ یکنواخت می‌شود. در برج خنک‌کننده مورد استفاده در این مطالعه، فن تأمین‌کننده جریان هوا از نوع دمنده سانتریفیوژ بوده که در مسیر ورود هوا به داخل برج و در قسمت تحتانی آن قرار گرفته است. فن توسط یک موتور با توان ۰/۷۵ کیلووات و با سرعت ۲۸۸۰ دور بر دقیقه کار می‌کند. دبی هوای ورودی به برج توسط دریچه تعبیه شده در ورودی فن قابل تنظیم است به طوری که مقدار آن به میزان باز بودن دریچه ورودی بستگی دارد. به منظور ایجاد دمای هوای ورودی مشخص و تثبیت آن، در مسیر جریان هوا (بعد از فن و قبل از اوریفیس) یک هیتر با توان ۳ کیلووات تعبیه شده است. هوایی که به منظور خنک‌سازی سیال کاری وارد برج می‌شود، در هنگام خروج از آن حاوی قطرات بخار آب بوده و غیر از مواردی با دبی پایین، معمولاً اشباع می‌باشد. به منظور جلوگیری از ورود این هوای مرطوب به محیط و هدررفت آب، در قسمت فوقانی برج و در خروجی هوا، یک جاذب رطوبت قرار داده شده است تا قطره‌های آب موجود در هوا را از آن جدا سازد. قطرات آب جدا شده از هوا توسط لوله به مخزن آب فرستاده شده، در آنجا گرم می‌شود و بار دیگر در سیستم جریان می‌یابد. بدین ترتیب تا حد امکان از هدررفت آب جلوگیری شده است. درون جاذب رطوبت، تیغه یا صفحاتی پلاستیکی قرار دارند که با تغییر جهت حرکت هوایی که از آن‌ها می‌گذرد، قطرات آب را جدا می‌سازند. برای انتقال جریان آب و همچنین هوا به داخل برج از لوله‌هایی با مقطع دایروی استفاده شده است. به این منظور، جریان آب از لوله‌های آهنی با قطر ۲۰mm و جریان هوا از لوله‌های آهنی به قطر ۱۲۸mm عبور داده شده است. به منظور سنجش دبی هوا از یک اوریفیس نوع Quadrant type (corner tap) استفاده شده است. برای اندازه‌گیری دما در قسمت‌های مورد نیاز، از ترموکوپل‌های نوع K کلاس ۰/۷۵ مدل شینکو استفاده شده است. مقادیر دمای اندازه‌گیری شده توسط ترموکوپل‌ها به کمک دو ترمومتر دیجیتال با دقت 0.1°C نمایش داده می‌شود. برای اندازه‌گیری دمای هوا سه ترموکوپل در قسمت‌های ورودی هوا به برج، خروجی هوا از برج و قبل از ورود به اوریفیس نصب شده است.

معادلات اساسی مورد استفاده جهت تحلیل برج خنک کننده به شرح زیر می‌باشد. اختلاف دمای بین سیال کاری ورودی و خروجی برج، محدوده خنک‌سازی (CR) نامیده می‌شود و معادله محاسبه آن به صورت زیر است [۱۵].

$$CR = T_{wf,1} - T_{wf,2} \quad (۳)$$

در این معادله، $T_{wf,1}$ و $T_{wf,2}$ به ترتیب دمای سیال کاری ورودی (که ورودی متغیر این مطالعه خواهد بود) و خروجی برج هستند.

کسر حجمی نانوذرات و گرمای ویژه آن‌ها با استفاده از روابط ذیل محاسبه شده و سورفکتانت نیز با رعایت نسبت جرم نانوذرات به سورفکتانت ۱:۱ به سیال پایه اضافه شده است.

$$\phi = \frac{(m_{np,1}/\rho_{np,1}) + (m_{np,2}/\rho_{np,2})}{(m_{np,1}/\rho_{np,1}) + (m_{np,2}/\rho_{np,2}) + (m_{water}/\rho_{water})} \quad (۴)$$

$$C_{p,nf} = \frac{(1 - \phi_p)\rho_{nf}C_{p,bf} + \phi_p \rho_1 C_{p,1} + \phi_p \rho_2 C_{p,2}}{\rho_{nf}} \quad (۵)$$

در رابطه (۵)، ϕ کسر حجمی نانوسیال، m_{np} جرم نانوذره، m_{water} جرم آب، ρ_{np} چگالی نانوذره، ρ_{water} چگالی آب، $C_{p,nf}$ گرمای ویژه نانوسیال، $C_{p,bf}$ گرمای ویژه نانوذره و $C_{p,1}$ و $C_{p,2}$ به ترتیب نمایانگر نانو ذره اول و دوم در سیال هیبریدی است.

در مطالعه کنونی به منظور تعیین عدم قطعیت نتایج برج خنک‌کننده از تئوری موفات استفاده شده است. در این تئوری، نتیجه نهایی (D) به صورت تابعی از متغیرهای اندازه‌گیری شده مختلف (X_i) تعریف می‌شود که $D = f(X_1, X_2, X_3, \dots, X_n)$. سپس سهم عدم قطعیت در هر متغیر با استفاده از معادله (۶) قابل تخمین است.

$$\frac{U_D}{D} = \sqrt{\left(\frac{\delta X_1}{X_1}\right)^2 + \left(\frac{\delta X_2}{X_2}\right)^2 + \dots + \left(\frac{\delta X_n}{X_n}\right)^2} \quad (۶)$$

لازم به ذکر است که مقادیر خطای دمای حباب مرطوب هوای ورودی، دمای سیال کاری ورودی و خروجی، دبی جرمی سیال کاری و گرمای ویژه آن که کمیت‌های مستقل این آزمایش هستند از طریق کالیبراسیون به دست آمده است. خطای کمیت‌های وابسته آزمایش از جمله محدوده خنک‌سازی، بازدهی و حرارت دفع شده از سیال کاری که شامل چند متغیر مستقل هستند. نتایج بررسی عدم قطعیت متغیرهای مستقل و وابسته آزمایش به ترتیب در جداول (۳) و (۴) قابل مشاهده است.

$$U_{CR} = (U_{T_{wf,1}}^2 + U_{T_{wf,2}}^2)^{0.5} \quad (۷)$$

در کار تجربی حاضر، برای آماده‌سازی نانوسیال از روش دو مرحله‌ای استفاده شده است. در این روش ابتدا نانوذرات به صورت پودر خشک تهیه می‌شوند و سپس در مرحله بعدی، ذرات را در سیال پایه پراکنده می‌کنند. در آماده‌سازی نمونه‌های نانوسیال از آب مقطر با خلوص ۹۹/۷ درصد به عنوان سیال پایه استفاده شده است و نانوذرات آلفا اکسید آلومینیوم (فاز آلفا اکسید آلومینیوم جامد است؛ در حالی که فاز گاما اکسید آلومینیوم متخلخل است، هدایت حرارتی فاز آلفا اکسید آلومینیوم بالاتر است. فاز آلفای اکسید آلومینیوم چگالی بالاتری نسبت به فاز گاما آلومینیوم دارد (۳/۹۷ در برابر ۳/۶۵ گرم بر سانتیمتر مکعب) و این به اندازه کافی برای ایجاد اختلاف هدایت حرارتی مناسب است) و نانو لوله کربنی به ترتیب با میانگین قطر ذرات ۳۰ و ۲۵ نانومتر به عنوان فاز پخش‌شونده مورد استفاده قرار گرفته‌اند. همچنین برای کمک به پخش بهتر نانوذرات و بهبود پایداری سوسپانسیون از ماده فعال‌کننده سطح سدیم دودسیل بنزن سولفونات استفاده شده است.

مشخصات عمومی نانوذرات و سورفکتانت مورد استفاده، به ترتیب در جداول (۱) و (۲) ارائه شده است.

جدول ۱ مشخصات عمومی نانوذرات مورد استفاده در آزمایش

نانوذره	رنگ/شکل ذرات	APS (nm)	ρ (g/cm ³)	SSA (m ² /g)	C_p (J/kgK)	k_p (w/mK)
Al ₂ O ₃	سفید/تقریباً کروی	۳۰	۰/۳۹	۱۰۰	۸۰۰	۴۶
MWCNTs	مشکی/تقریباً استوانه‌ای	۲۰-۳۰	۲/۱	۱۱۰	۷۱۰	۳۰۰۰

جدول ۲ مشخصات عمومی سورفکتانت مورد استفاده در آزمایش

سورفکتانت	رنگ	فرمول مولکولی	وزن مولکولی (g/mol)	چگالی ظاهری (g/cm ³)
SDBS	زرد روشن	C18H29NaO3S	۳۴۸/۴۸	۰/۳۵-۰/۲۵

به منظور تهیه نانوسیال با درصد وزنی مشخص، ابتدا مقدار تعیین شده سورفکتانت به آب مقطر اضافه شده و به مدت ۳۰ دقیقه در یک سیستم همزن مخلوط شده است. سپس مقدار اندازه‌گیری شده نانوذرات به مخلوط آب سورفکتانت اضافه گردیده و مخلوط حاصل مجدداً به مدت ۳۰ دقیقه هم‌زده شده است.

شکل (۲) تکرارپذیری نتایج آزمایش را نشان می‌دهد که با استفاده از داده‌های جمع‌آوری شده در چند روز متفاوت، در یک ساعت معین و با مشخصات محیطی و عملکردی یکسان رسم شد. در بدترین حالت و در $L/G=2.5$ اختلاف $2/7$ درصدی نمایانگر تکرارپذیری قابل قبول در این آزمایشات است. برای بررسی تأثیر دمای ورودی نانوسیال هیبریدی به برج (دماهای ورودی در بازه $37/5$ درجه سلسیوس تا $42/5$ درجه سلسیوس متغیر بودند) بر عملکرد حرارتی برج خنک‌کننده، آزمایش‌ها با ثابت نگه داشتن شرایط محیطی و عملکردی مطابق جدول (۵) هنگام استفاده از آب خالص و نانوسیال هیبریدی با غلظت $0/05$ درصد وزنی انجام گرفت.

جدول ۵ شرایط محیطی و عملکردی آزمایش بررسی تأثیر غلظت نانو سیال هیبریدی

نوع نانو سیال	آب خالص و آب $AL_2O_3.MCNTs/$ با سه غلظت مختلف
دمای حباب مرطوب هوای ورودی	۱۶
دمای هوای ورودی	$30\text{ }^\circ C$
غلظت نانو سیال هیبریدی	$0/05\%$
تعداد طبقات پکینگ	۶
چیدمان پکینگ	غیر یکنواخت
جنس پکینگ	چوب

در شکل‌های (۴) تا (۷) به ترتیب تغییرات دمای سیال خروجی، محدوده خنک‌سازی، حرارت دفع شده از سیال کاری و راندمان برج خنک‌کننده برحسب مقادیر مختلف L/G هنگام استفاده از آب خالص و نانوسیال هیبریدی با دماهای ورودی مختلف ارائه شده است.

همانطور که در شکل (۴) مشاهده می‌شود، سیال خروجی از برج خنک‌کننده هنگام استفاده از نانوسیال هیبریدی در مقایسه با حالتی که از آب خالص استفاده شد، دمای کمتری دارد. در نسبت $L/G=2$ و دمای ورودی $42/5$ درجه سانتی‌گراد مقادیر $33/3$ درجه سانتی‌گراد برای آب خالص و $31/6$ درجه سانتی‌گراد برای نانوسیال هیبریدی به ثبت رسیده که کاهش $5/1$ درصدی در پی داشته است. افزایش ضریب رسانش حرارتی و افزایش ضریب انتقال حرارتی جابجایی با افزودن نانو ذرات عامل این مهم می‌باشد. رسانش حرارتی در فلزات بیشتر از مایعات است و با افزودن ذرات فلزی نانو به سیال پایه و افزایش رسانش نانو سیال، دمای خروجی کمتر در نانو سیال حاصل شده است.

جدول ۳ عدم قطعیت متغیرهای مستقل آزمایش

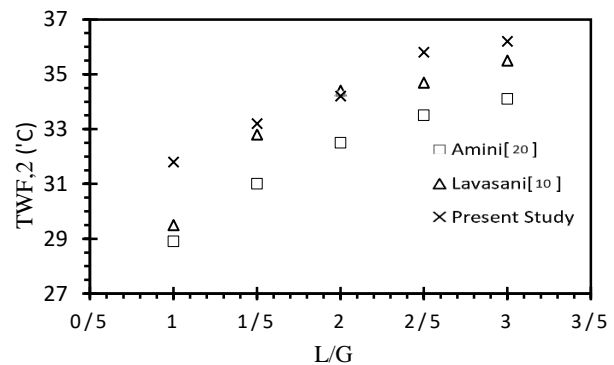
متغیر	$T_{wf,1}$	$T_{wf,2}$	$T_{wb,1}$	C_p	L
عدم قطعیت	0.2	0.1	0.2	0	10

جدول ۴ عدم قطعیت متغیرهای وابسته آزمایش

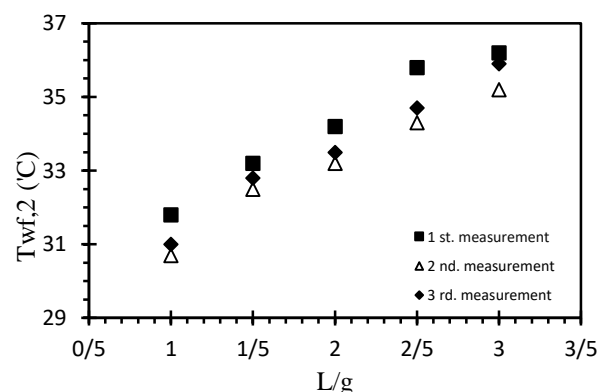
متغیر	دامنه مقادیر	خطای مطلق	خطای نسبی	درصد خطای نسبی
CR	$4/4-19/1$	$0/223$	$-0/0506$ $0/0117$	$1/117-5/06$

۳- نتایج

به منظور حصول اطمینان از صحت عملکرد دستگاه آزمایش و نتایج خروجی آن، دمای سیال خروجی برج خنک‌کننده با نتایج کار لواسانی و همکارانش [۱۰] و نیز امینی و همکارانش [۲۰] تحت شرایط یکسان مقایسه شد. در هر سه آزمایش که روی یک دستگاه برج خنک‌کن یکسان انجام گرفت، دمای هوای ورودی، دمای آب ورودی و دمای حباب مرطوب هوای ورودی به ترتیب 27 ، 45 و 15 درجه سانتی‌گراد در نظر گرفته شد. در بدترین حالت که $L/G=1$ بود، اختلاف نتایج آزمایش کنونی با نتایج مطالعه مشابه $8/4\%$ ثبت شده است.

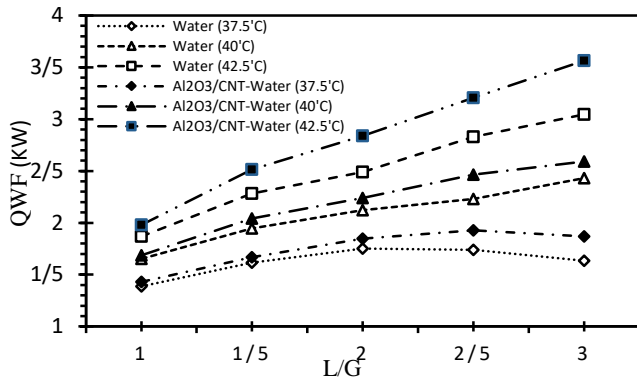


شکل ۲ دمای سیال خروجی برج خنک‌کننده بر حسب مقادیر مختلف L/G



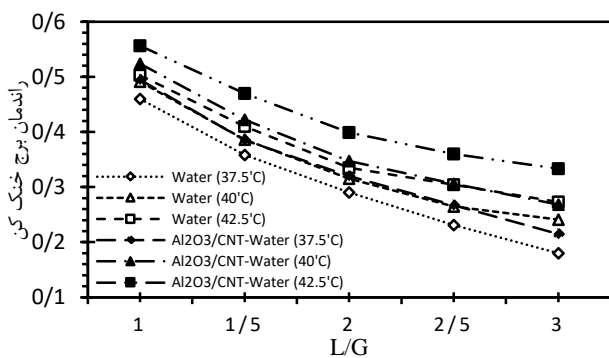
شکل ۳ تکرارپذیری نتایج دستگاه آزمایش

حداکثر افت حرارتی قابل دست‌یابی است که این مهم به دلیل افزایش ضریب انتقال حرارت با افزودن ذرات نانو است.



شکل ۶ تأثیر دمای نانو سیال هیبریدی بر حرارت دفع شده از سیال کاری در نسبت‌های مختلف L/G

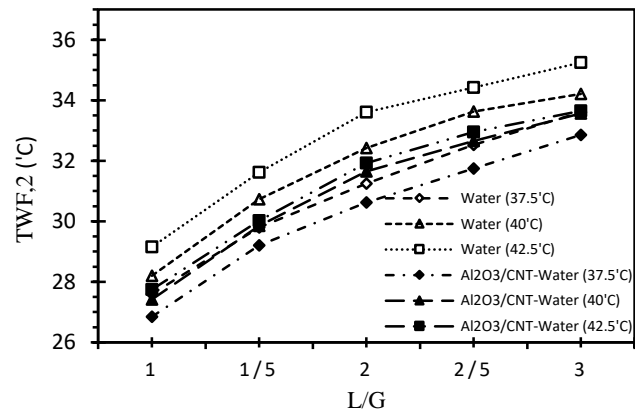
همانطور که از شکل (۶) مشخص است افزودن نانو ذرات به سیال پایه آب، دفع حرارت از سیال کاری را به طور چشم‌گیری افزایش داده است. در دمای $42/5$ درجه سانتی‌گراد و $L/G=1$ میزان دفع حرارت از $3/76$ کیلووات برای آب، به $4/174$ کیلووات برای نانوسیال هیبریدی رسیده است که افزایش $11/01$ درصدی دفع حرارت در نانو سیال هیبریدی نسبت به آب خالص به دلیل افزایش ضریب انتقال حرارت نانو سیال است.



شکل ۷ تأثیر دمای نانو سیال هیبریدی بر راندمان برج خنک‌کننده در نسبت‌های مختلف L/G

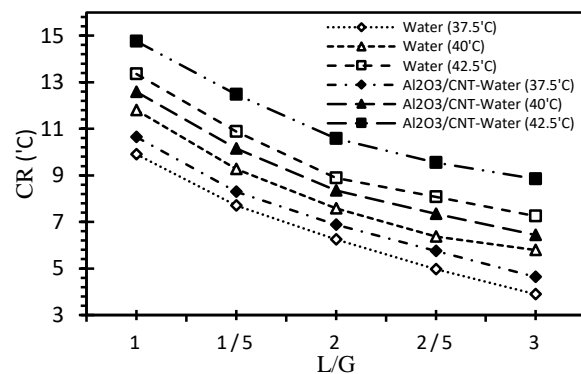
شکل (۷) به وضوح بیانگر افزایش راندمان برج در نانو سیال نسبت به سیال آب خالص به عنوان سیال کاری است. در $L/G=1/5$ افزایش بازدهی با تغییر دمای سیال ورودی از $37/5$ به $42/5$ برای آب و نانوسیال هیبریدی به ترتیب $4/13$ و $8/39$ درصد بوده است.

در توجیه نتایج بالا ذکر این نکته ضروری است که به طور کلی با افزایش دما در بسیاری از موارد هدایت حرارتی به صورت قابل توجهی افزایش می‌یابد [۱] و افزایش بیشتر هدایت حرارتی نانوسیالات در مقایسه با آب خالص به علت پخش نانوذرات با هدایت حرارتی بسیار بالاتر درون سیال پایه و بیشتر



شکل ۴ اثر دمای نانوسیال بر دمای سیال خروجی در L/G های مختلف

در نسبت $L/G=2$ و دماهای ورودی $37/5$ ، 40 و $42/5$ درجه سانتی‌گراد به ترتیب مقادیر $30/8$ ، $32/1$ و $33/3$ درجه سانتی‌گراد برای آب خالص و $30/4$ ، $31/3$ و $31/6$ درجه سانتی‌گراد برای نانوسیال هیبریدی به ثبت رسیده است. این مسئله نشان‌دهنده دفع سریع‌تر انرژی گرمایی توسط نانوسیال هیبریدی می‌باشد.



شکل ۵ تأثیر دمای نانو سیال هیبریدی بر محدوده خنک‌سازی برج در نسبت‌های مختلف L/G

مطابق شکل (۵) با افزایش دمای سیال ورودی، محدوده خنک‌سازی برج افزایش می‌یابد، که این افزایش در هنگام استفاده از نانوسیال هیبریدی بیشتر از آب خالص می‌باشد. در واقع با افزایش دمای نانوسیال هیبریدی ورودی، دمای سیال خروجی تقریباً ثابت باقی مانده است؛ که این مسئله به معنای افزایش محدوده خنک‌سازی و بهبود عملکرد برج خنک‌کننده می‌باشد. برای نمونه در $L/G=2/5$ با تغییر دمای آب خالص از 40 به $42/5$ ، محدوده خنک‌سازی $1/6$ درجه سانتی‌گراد بهبود داشته حال آنکه در نانوسیال هیبریدی با همین تغییر دما، محدوده خنک‌سازی $2/3$ درجه سانتی‌گراد افزایش یافته است (افزایش $43/75$ درصدی محدوده خنک‌سازی برج با افزودن نانو ذرات). محدوده خنک‌سازی بیشتر، نشان دهنده توانایی بیشتر برج خنک‌کننده در کاهش دمای سیال گرم ورودی به

مطالعه بوده است. در $L/G=1/5$ افزایش بازدهی با تغییر دمای سیال ورودی از $37/5$ به $42/5$ برای آب و نانوسیال هیبریدی به ترتیب $4/13$ و $8/39$ درصد بوده است.

۵- مراجع

- [1] W. H. Walker, W. K. Lewis, and W. H. McAdams, *Principles of Chemical Engineering*. McGraw-Hill book Company, Incorporated, 1927, <https://archive.org/details/in.ernet.dli.2015.205897/page/n1/mode/2up>.
- [2] O. Amer, R. Boukhanouf, and H. Ibrahim, "A review of evaporative cooling technologies," *International Journal of Environmental Science and Development*, vol. 6, no. 2, p. 111, 2015, doi: 10.7763/IJESD.2015.V6.571.
- [3] X. Qi, Z. Liu, and D. Li, "Performance characteristics of a shower cooling tower," *Energy Conversion and Management*, vol. 48, no. 1, pp. 193-203, 2007/01/01/ 2007, doi: <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2006.04.021>.
- [4] S. Suranjan Salins, S. Kumar, A. T. González, and S. Shetty, "Influence of Packing configuration and Flow Rate on the Performance of a Forced Draft Wet Cooling Tower," *Journal of Building Engineering*, vol. 72, p. 106615, 2023/08/01/ 2023, doi: <https://doi.org/10.1016/j.jobte.2023.106615>.
- [5] N. Kelly and L. Swenson, "Comparative performance of cooling tower packing arrangements," *Chemical Engineering Progress*, vol. 52, no. 7, 1956, doi:10.15665/rp.v15il.820.
- [6] J. W. Sutherland, "Analysis of Mechanical-Draught Counterflow Air/Water Cooling Towers," *Journal of Heat Transfer*, vol. 105, no. 3, pp. 576-583, 1983, doi: 10.1115/1.3245624.
- [7] H. El-Dessouky, "Thermal and hydraulic performance of a three-phase fluidized bed cooling tower," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 6, no. 4, pp. 417-426, 1993/05/01/ 1993, doi: [https://doi.org/10.1016/0894-1777\(93\)90018-E](https://doi.org/10.1016/0894-1777(93)90018-E).
- [8] S. V. Bedekar, P. Nithiarasu, and K. N. Seetharamu, "Experimental investigation of the performance of a counter-flow, packed-bed mechanical cooling tower," *Energy*, vol. 23, no. 11, pp. 943-947, 1998/11/01/ 1998, doi: [https://doi.org/10.1016/S0360-5442\(98\)00044-9](https://doi.org/10.1016/S0360-5442(98)00044-9).
- [9] H. Goshayshi and J. Missenden, "The investigation of cooling tower packing in various arrangements," *Applied Thermal Engineering*, vol. 20, no. 1, pp. 69-80, 2000, [https://doi.org/10.1016/S1359-4311\(99\)00011-3](https://doi.org/10.1016/S1359-4311(99)00011-3).

شدن سطح انتقال حرارت آن می‌باشد. بعلاوه هدایت حرارتی نانوسیالات حساسیت بیشتری نسبت به افزایش دما در مقایسه با سیالات خالص دارد [1]. در حقیقت با افزایش دمای نانوسیال هیبریدی، نانوذرات درون آن فعال‌تر شده و قابلیت انتقال انرژی آن‌ها افزایش می‌یابد. در ضمن افزایش دمای ورودی، افزایش میزان تبخیر سیال کاری را به دنبال خواهد داشت، که خود موجب دفع حرارت بیشتر و بهبود خنک‌کاری در برج می‌شود. لازم به ذکر است که افزودن فعال‌کننده‌های سطحی به سیال پایه، تأثیر چندانی بر انتقال حرارت ندارد و فقط عاملی جهت جلوگیری از انباشتگی ذرات می‌باشد. هرچند که ممکن است استفاده از سورفکتانت‌ها در دماهای بالاتر از 60 درجه سانتی‌گراد، پیوند میان آن‌ها و نانوذرات آسیب دیده و نتایج را تحت تأثیر قرار دهد.

۴- نتیجه‌گیری و جمع‌بندی

هدف از این مطالعه بررسی تأثیر نانوسیال هیبریدی Al_2O_3 -MCNTs/Water بر انتقال حرارت در برج خنک‌کننده جریان مخالف است. با استفاده از نانوسیال هیبریدی خنک‌کاری بیشتری در برج خنک‌کننده صورت گرفته است.

با افزودن نانوسیال هیبریدی، میزان کاهش دما بیشتر بوده است. در نسبت $L/G=2$ و دمای ورودی $42/5$ درجه سانتی‌گراد مقادیر $33/3$ درجه سانتی‌گراد برای آب خالص و $31/6$ درجه سانتی‌گراد برای نانوسیال هیبریدی به ثبت رسیده که کاهش $5/1$ درصدی در پی داشته است. این مسئله نشان‌دهنده دفع سریع‌تر انرژی توسط نانوسیال هیبریدی است. با افزودن نانوسیال هیبریدی، محدوده خنک‌سازی برج رشد داشته است. در $L/G=2/5$ با تغییر دمای آب خالص از 40 به $42/5$ ، محدوده خنک‌سازی $1/6$ درجه سانتی‌گراد بهبود داشته حال آنکه در نانوسیال هیبریدی با همین تغییر دما، محدوده خنک‌سازی $2/3$ درجه سانتی‌گراد افزایش یافته است (افزایش $43/75$ درصدی محدوده خنک‌سازی برج با افزودن نانو ذرات). محدوده خنک‌سازی بیشتر، نشان دهنده توانایی بیشتر برج خنک‌کننده در کاهش دمای سیال گرم ورودی به حداکثر افت حرارتی قابل دست‌یابی است، که این مهم به دلیل افزایش ضریب انتقال حرارت با افزودن ذرات نانو است.

افزودن نانو ذرات به سیال پایه آب، دفع حرارت از سیال کاری را به طور چشم‌گیری افزایش داده است. در دمای $42/5$ درجه سانتی‌گراد و $L/G=1$ میزان دفع حرارت از $3/76$ کیلووات برای آب، به $4/174$ کیلووات برای نانوسیال هیبریدی رسیده است که افزایش $11/01$ درصدی دفع حرارت در نانو سیال هیبریدی نسبت به آب خالص به دلیل افزایش ضریب انتقال حرارت نانو سیال است. افزایش راندمان برج در نانو سیال نسبت به سیال آب خالص به عنوان سیال کاری نتیجه مهم این

- <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2016.08.190>.
- [18] M. Akbarpour Ghazani, A. Hashem-ol-Hosseini, and M. D. Emami, "A comprehensive analysis of a laboratory scale counter flow wet cooling tower using the first and the second laws of thermodynamics," *Applied Thermal Engineering*, vol. 125, pp. 1389-1401, 2017/10/01/ 2017, doi: <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2017.07.090>.
- [19] S. T. Dehaghani and H. Ahmadikia, "Retrofit of a wet cooling tower in order to reduce water and fan power consumption using a wet/dry approach," *Applied Thermal Engineering*, vol. 125, pp. 1002-1014, 2017, <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2017.07.069>.
- [20] M. Amini, M. Zareh, and S. Maleki, "Thermal performance analysis of mechanical draft cooling tower filled with rotational splash type packing by using nanofluids," *Applied Thermal Engineering*, vol. 175, p. 115268, 2020/07/05/ 2020, doi: <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2020.115268>.
- [21] M. Hamid, T. G. Seyed Mostafa, R. Alimorad, and M. Masoumeh, "A novel approach for energy and water conservation by using silver-carbon quantum dots hybrid nanofluids in wet cooling towers systems," *Journal of Thermal Science*, vol. 30, pp. 1827-1841, 2021, <https://doi.org/10.1007/s11630-021-1502-8>.
- [22] N. Karimi Bakhtiyar, R. Javadpour, S. Zeinali Heris, and M. Mohammadpourfard, "Improving the thermal characteristics of a cooling tower by replacing the operating fluid with functionalized and non-functionalized aqueous MWCNT nanofluids," *Case Studies in Thermal Engineering*, vol. 39, p. 102422, 2022/11/01/ 2022, doi: <https://doi.org/10.1016/j.csite.2022.102422>.
- [23] R. Javadpour, S. Zeinali Heris, and J. P. Meyer, "Experimental study of the effect of filled bed type on the performance of a cross-flow cooling tower with the approach of using water-based nanofluids (MWCNTs and TiO₂)," *Energy Reports*, vol. 8, pp. 8346-8360, 2022/11/01/ 2022, doi: <https://doi.org/10.1016/j.egy.2022.06.027>.
- [24] A. A. Minea, W. M. El-Maghlany, and E. Z. Massoud, "Heat Transfer Analysis of Nanocolloids Based on Zinc Oxide Nanoparticles Dispersed in PEG 400," *Nanomaterials*, vol. 12, no. 14, doi: 10.3390/nano12142344.
- [10] A. Mirabdollah Lavasani, Z. Namdar Baboli, M. Zamanizadeh, and M. Zareh, "Experimental study on the thermal performance of mechanical cooling tower with rotational splash type packing," *Energy Conversion and Management*, vol. 87, pp. 530-538, 2014/11/01/ 2014, doi: <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2014.07.036>.
- [11] M. Gao, L. Zhang, N.-n. Wang, Y.-t. Shi, and F.-z. Sun, "Influence of non-uniform layout fillings on thermal performance for wet cooling tower," *Applied Thermal Engineering*, vol. 93, pp. 549-555, 2016/01/25/ 2016, doi: <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2015.09.054>.
- [12] S. Askari, R. Lotfi, A. Seifkordi, A. M. Rashidi, and H. Koolivand, "A novel approach for energy and water conservation in wet cooling towers by using MWNTs and nanoporous graphene nanofluids," *Energy Conversion and Management*, vol. 109, pp. 10-18, 2016/02/01/ 2016, doi: <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2015.11.053>.
- [13] P. Shahali, M. Rahmati, S. R. Alavi, and A. Sedaghat, "Experimental study on improving operating conditions of wet cooling towers using various rib numbers of packing," *International Journal of Refrigeration*, vol. 65, pp. 80-91, 2016/05/01/ 2016, doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2015.12.004>.
- [14] M. Llano-Restrepo and R. Monsalve-Reyes, "Modeling and simulation of counterflow wet-cooling towers and the accurate calculation and correlation of mass transfer coefficients for thermal performance prediction," *International Journal of Refrigeration*, vol. 74, pp. 47-72, 2017/02/01/ 2017, doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2016.10.018>.
- [15] M. Rahmati, S. R. Alavi, and M. R. Tavakoli, "Experimental investigation on performance enhancement of forced draft wet cooling towers with special emphasis on the role of stage numbers," *Energy Conversion and Management*, vol. 126, pp. 971-981, 2016/10/15/ 2016, doi: <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2016.08.059>.
- [16] P. Imani-Mofrad, Z. H. Saeed, and M. Shanbedi, "Experimental investigation of filled bed effect on the thermal performance of a wet cooling tower by using ZnO/water nanofluid," *Energy Conversion and Management*, vol. 127, pp. 199-207, 2016/11/01/ 2016, doi: <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2016.09.009>.
- [17] D. Lyu, F. Sun, and Y. Zhao, "Impact mechanism of different fill layout patterns on the cooling performance of the wet cooling tower with water collecting devices," *Applied Thermal Engineering*, vol. 110, pp. 1389-1400, 2017/01/05/ 2017, doi:

مروری بر اتصال آلیاژهای با آنتروپی بالا با استفاده از جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی

چکیده: آلیاژهای با آنتروپی بالا نسل جدیدی از آلیاژها هستند که در ساختار آنها برخلاف آلیاژهای متداول، حداقل پنج عنصر با درصدهای مساوی یا نزدیک به هم یافت می شود. به دلیل نوظهور بودن این دسته از آلیاژها و از طرفی با توجه به پیچیدگی و تفاوت گسترده رفتار این آلیاژها با آلیاژهای متداول، جوشکاری آنها دارای پیچیدگی های منحصر به فردی است. روش های جوشکاری متفاوتی هم از روش های ذوبی و هم از روش های حالت جامد برای اتصال این آلیاژها مورد استفاده قرار گرفته است. برخی از پرکاربردترین روش ها، جوشکاری قوس تنگستن با گاز محافظ، جوشکاری لیزر و جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی است. جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی یک فرآیند اتصال حالت جامد است که به دلیل حالت جامد بودن بسیاری از عیوب جوشکاری ذوبی را ندارد. در مقاله حاضر به جمع بندی مطالعات صورت گرفته در حوزه اتصال اصطکاکی اغتشاشی آلیاژهای با آنتروپی بالا و مقایسه آن با سایر روش های جوشکاری پرداخته شده است. همچنین پردازش اصطکاکی اغتشاشی این دسته از مواد و همچنین کاربرد این مواد به عنوان روکش یا ذرات تقویت کننده نیز با توجه به مقالات منتشر شده در نشریات معتبر داخلی و خارجی مورد ارزیابی قرار گرفته است.

واژه های راهنما: آلیاژهای با آنتروپی بالا، جوشکاری حالت جامد، جوشکاری ذوبی، جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی، خواص مکانیکی، ساختار مواد

هادی صفی ولیلو
دانشجوی کارشناسی

موسی ساجد*

استادیار،
دانشکده فنی و مهندسی،
دانشگاه شهید مدنی آذربایجان،
تبریز

مقاله مروری

دریافت: ۱۴۰۳/۰۴/۰۶

بازنگری: ۱۴۰۳/۰۵/۳۱

پذیرش: ۱۴۰۳/۰۶/۲۷

Hadi Safi Valilu
BSc Student

Moosa Sajed*

Assistant Professor,
Department of Mechanical
Engineering
Azarbaijan Shahid Madani
University, Tabriz

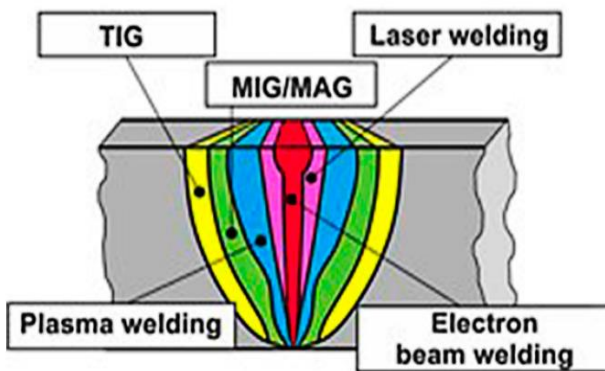
A review on the application of friction stir welding in the welding of high entropy alloys

Abstract: High-entropy alloys (HEAs) are a new generation of alloys that, unlike conventional alloys, contain at least five elements with equal or close percentages. Due to the emerging nature of this category of alloys and on the other hand due to the complexity and wide difference in the behavior of these alloys with conventional alloys, their welding has unique complications. Different welding methods, both fusion and solid state methods, have been used to join these alloys. Some of the most widely used methods are gas tungsten arc welding (GTAW), laser welding, and friction stir welding. Friction stir welding is a solid state joining process that does not have many of the defects of fusion welding due to its solid state nature. In this article, the studies conducted in the field of friction stir welding of high entropy alloys and its comparison with other welding methods have been summarized. Also, the friction stir processing of this class of materials as well as the use of these materials as coatings or reinforcing particles have also been evaluated according to the articles published in academic journals.

Keywords: High entropy alloys, Friction stir welding, Solid-state welding, Fusion welding, Mechanical properties, Material structure

۱- مقدمه

الکتريکی فلزی یا جوشکاری قوس پلازما و تا ۱۰۷ تا ۱۰۸ وات بر سانتی متر مربع برای جوشکاری لیزری یا پرتو الکترونی متغیر است. مناطق ساختاری تشکیل شده که در شکل (۱) نشان داده شده است، پس از فرآیندهای مختلف جوشکاری می‌توانند از نظر هندسه، اندازه، ریزساختار و ترکیبات به‌طور قابل توجهی متفاوت باشند که به عوامل بسیاری مانند رفتار مواد (عناصر، تبخیر، ذوب، جریان، تغییرات فاز، خنک‌سازی و غیره)، ساختارهای اصلی قطعه کار، اندازه نمونه و پارامترهای جوشکاری وابسته هستند. ساختار و خواص اتصالات جوش داده شده (مانند اندازه/شکل مناطق جوشکاری، توزیع سختی، تنش پسماند، عیوب و غیره) همچنین بر عملکرد کلی اتصالات تحت حالت‌های مختلف بارگذاری و شرایط کاری تأثیرگذار است. این موارد به‌طور مستقیم بر مناسب بودن هر فرآیند جوشکاری در اتصال آلیاژهای با آنتروپی بالا، کاربرد آنها و پیشرفت‌های آتی در زمینه‌های مرتبط تأثیرگذار هستند [۲].



شکل ۱ هندسه تشکیل شده توسط روش‌های مختلف جوشکاری [۲]

۲- آلیاژهای با آنتروپی بالا

همان‌طور که ذکر شد آلیاژهای با آنتروپی بالا آلیاژی هستند که از ترکیب حداقل پنج عنصر تشکیل می‌شوند. خواص مکانیکی این آلیاژها بر خلاف آلیاژهای متداول مستقل از عناصر تشکیل دهنده آنها است. بدین معنی که پارامتر مهم در تعیین خواص مکانیکی آلیاژهای با آنتروپی بالا از قبیل استحکام یا سختی در کنار سایر خواص، نوع ساختار آنها هستند. به‌طور مثال اگر ساختار آنها مکعب مرکز پر^{۱۲} باشد دارای استحکام تسلیم بالایی

آلیاژها ترکیبات فلزی هستند که از یک عنصر فلزی اصلی (فلز پایه) و یک یا چند عنصر فلزی یا غیر فلزی تشکیل می‌شوند. هدف از آلیاژ کردن فلزات را می‌توان به بهبود بخشیدن خواص یک ماده مانند استحکام، سختی، چقرمگی و... دانست. این نوع آلیاژها بر یک فلز به‌عنوان پایه اصلی استوار هستند؛ اما دسته‌ای جدید از آلیاژها توسعه داده شده‌اند که در ساختار اصلی خود دارای حداقل پنج عنصر اصلی با درصد اتمی حدوداً برابر (عموماً مابین ۵٪ الی ۳۵٪) هستند [۱]. این نوع آلیاژها که با عنوان آلیاژهای با آنتروپی بالا^۱ شناخته می‌شوند، دارای استحکام تسلیم بسیار بالایی هستند و برخی از این نوع آلیاژها می‌توانند تا دمای ۸۰۰ درجه کلوین استحکام خود را حفظ کنند.

آلیاژهای با آنتروپی بالا را می‌توان با روش‌های مختلفی مانند روش‌های پردازش در فاز مایع (به‌عنوان مثال، ذوب قوس^۲، انجماد بریچمن^۳، اتمی شدن^۴ و روکش لیزری^۵)، ساخت افزودنی، آلیاژسازی مکانیکی (مانند متالورژی پودر)، اختلاط عناصر حالت بخار^۶ مانند رسوب پاششی^۷، رسوب لایه اتمی^۸ و رسوب فاز بخار^۹ تولید کرد. جوشکاری یک فرآیند پیچیده است زیرا شرایط یا عوامل زیادی بر فرآیند جوشکاری تأثیر می‌گذارد. کیفیت اتصالات جوش داده شده را می‌توان با ریزساختار نواحی جوشکاری تشکیل شده و یکپارچگی ساختاری مکانیکی جوش و همچنین خوردگی و خستگی ارزیابی کرد. بسیاری از فرآیندهای جوشکاری مختلف مانند جوشکاری قوس الکتریکی، جوشکاری لیزری، جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی، جوشکاری با پرتو الکترونی، جوشکاری نقطه ای مقاومت الکتریکی و همچنین فرآیندهای دیگری مانند جوشکاری الکتروسرپاره^{۱۰}، جوشکاری نفوذی در خلاء^{۱۱} و غیره وجود دارد. این فرآیندهای جوشکاری از نظر مکانیسم جوشکاری، اصول کار تجهیزات و کارایی تفاوت قابل توجهی دارند، اما مشخص شده است که هر کدام کاربردهای گسترده ای در صنایع مختلف دارند. انرژی ورودی و حداکثر درجه حرارت در روش‌های مختلف و البته پارامترهای ورودی مختلف، متفاوت است که مستقیماً بر رفتار مواد مانند تبخیر، ذوب و خنک‌شدن تأثیر می‌گذارد. به‌عنوان مثال، چگالی گرما از ۱۰۵ تا ۱۰۶ وات بر سانتی متر مربع برای جوشکاری قوس

⁷ Sputter deposition

⁸ Atomic layer deposition

⁹ Vapor phase deposition

¹⁰ Electroslag welding

¹¹ Vacuum diffusion welding

¹² BCC

¹ High Entropy Alloy (HEA)

² Arc melting

³ Bridgman solidification

⁴ Atomization

⁵ Laser cladding

⁶ Mixing elements of the vapor state

آلیاژهای با آنتروپی بالا با توجه به ساختارشان نسبت به آلیاژهای معمولی دارای خواص مکانیکی فوق العاده از قبیل تنش تسلیم، تنش کششی نهایی و کرنش طولی بسیار بالا هستند. علاوه بر آن خواص این آلیاژها در دمای مختلف نیز قابل مقایسه هستند.

جدول (۱) بررسی خواص مکانیکی چند آلیاژ با آنتروپی بالا را در دماهای مختلف نشان می دهد.

خواهند بود اما اگر ساختار آنها از نوع مکعبی با وجوه مرکز پر^۱ باشد دارای استحکام تسلیم پایینی خواهد بود و در صورت ترکیب این دو ساختار به خواص مکانیکی مطلوبی می توان دست یافت [۳، ۴]. از جمله پارامترهایی را که بر خواص و ریزساختار آلیاژهای با آنتروپی بالا تأثیر می گذارد می توان به اثرات ترمودینامیکی، اعوجاج شبکه و اثر نفوذ کند اشاره نمود. آلیاژهای با آنتروپی بالا به دلیل خواص مکانیکی و فیزیکی مناسب جایگزین مناسبی برای آلیاژهای معمولی هستند [۴، ۵].

جدول ۱ مقایسه خواص مکانیکی آلیاژهای با آنتروپی بالا در دماهای مختلف [۶]

آلیاژ	خواص مکانیکی	دما (°K)				
		۷۷	۲۹۶	۶۷۳	۸۷۳	۱۰۷۳
CoCrFeNiMn	تنش تسلیم (MPa)	۷۵۹	۴۱۰	-	-	-
	تنش نهایی (MPa)	۷۶۳	۱۲۸۰	-	-	-
	کرنش طولی (%)	۷۱	۵۷	-	-	-
CoCrFeNiAl	تنش تسلیم (MPa)	-	۹۱۰	۱۵۵	۱۵۰	-
	تنش نهایی (MPa)	-	-	-	-	-
	کرنش طولی (%)	-	>۵۰	>۵۰	>۵۰	-
CoCrFeMn	تنش تسلیم (MPa)	۴۸۱	۲۷۲	-	-	-
	تنش نهایی (MPa)	۱۰۰۳	۵۶۷	-	-	-
	کرنش طولی (%)	۶۵	۴۷	-	-	-
CoCrFeNiAlTi	تنش تسلیم (MPa)	-	۱۴۲۰	۱۲۸۵	۷۹۵	۲۸۵
	تنش نهایی (MPa)	-	-	-	-	-
	کرنش طولی (%)	-	۱۸	۲۴	>۵۰	>۵۰
CoCrFeNiV	تنش تسلیم (MPa)	۴۷۷	۴۷۰	-	-	-
	تنش نهایی (MPa)	۱۰۰۰	۶۲۶	-	-	-
	کرنش طولی (%)	۶۲	۳۶	-	-	-

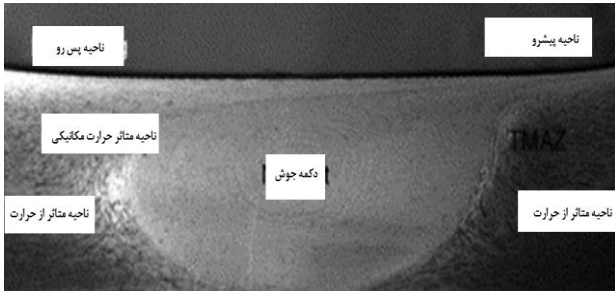
نمی کند و به مواد خطرناکی برای جوشکاری نیاز ندارد، و از آن می توان در اتصال به شکل های مختلف استفاده کرد [۸].

پردازش اصطکاکی اغتشاشی تکنیکی است که طراحی آن بر اساس جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی است. در صنعت از روش جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی در کشتی سازی و ساخت قطار استفاده می شود. در این روش، اتصال حالت جامد تحت شرایط تغییر شکل شدید و اختلاط مواد توسط یک ابزار چرخشی با یک پین و شانه که در لایه های نزدیک به سطح نمونه قرار می گیرد تا با اغتشاش و سیلان مواد، اصلاح های ریزساختاری انجام شود. از مزایای پردازش اصطکاکی اغتشاشی می توان به انجام آن توسط

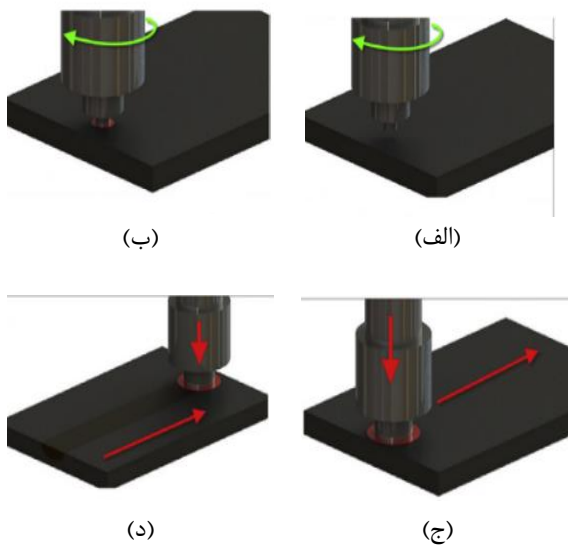
۳- جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی

جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی یک روش جوشکاری حالت جامد است که در آن از یک ابزار دوار غیرمصرفی برای تولید حرارت اصطکاکی و اتصال فلزات و پلیمرها در حالت جامد استفاده می شود [۷]. شماتیک این روش جوشکاری در شکل (۲) نشان داده شده است. جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی مزایای متعددی دارد. از آن جمله تولید جوش های با استحکام بالا، نیروی خارجی فقط در هنگام فرورفتن ابزار اعمال می شود و از اینرو اعوجاج کمتری وجود دارد، نیازی به آماده سازی لبه ها و تمیز کردن سطوح فلزی وجود ندارد، دوستاندار محیط زیست است زیرا هیچ بخاری تولید

^۱ FCC



شکل ۳ ناحیه ریزساختاری مختلف در ناحیه جوشکاری یا فرآوری- شده به روش اصطکاکی اغتشاشی [۹]



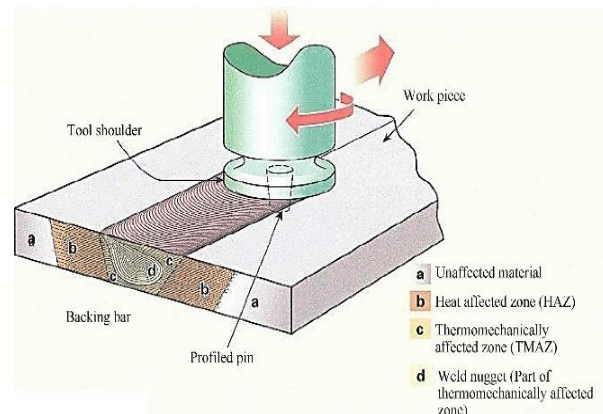
شکل ۴ مراحل پردازش اصطکاکی اغتشاشی؛ الف- ابزار چرخشی قبل از تماس با صفحه، ب- پین ابزار با صفحه تماس پیدا می کند و گرما ایجاد می کند، ج- شانه تماس برقرار می کند گسترش منطقه داغ را محدود می کند، د- ابزار دوار در طول نمونه حرکت می کند و یک ناحیه پردازش اصطکاکی اغتشاشی ایجاد می کند [۹]

در شکل (۴) نمایش شماتیکی از روش پردازش اصطکاکی اغتشاشی نشان داده شده است. به دلیل وجود اصطکاک بین شانه و پین ابزار و لایه نزدیک به سطح در فلز پایه، تولید گرما باعث جریان پلاستیکی و همچنین به هم زدن می شود و با خنک کردن مواد تا دمای محیط، در این روش یک ریز ساختار با دانه های ریز ناشی از تبلور مجدد بدون نقص تشکیل می شود. لذا می توان با استفاده از این روش، خواص مکانیکی اغلب فلزات را بهبود بخشید و برای اصلاح لایه های کامپوزیت سطحی که با استفاده از پودرهای سرامیکی تولید شده اند از آن استفاده کرد.

۴- روش های تولید و خواص مکانیکی آلیاژهای با آنروپی بالا

در این بخش ابتدا نحوه تولید و آلیاژسازی، خواص آلیاژهای با آنروپی بالا و کاربرد آن ها در صنعت بررسی خواهد شد. آلیاژهای

ماشین های فرز، عدم انتشار گاز یا دود مضر و عدم تغییر اندازه محصول قبل و بعد از انجام فرآیند اشاره نمود. بنابراین می توان با تنظیم پارامترهای این فرآیند به خواص مورد نظر دست پیدا کرد. عمده تولید گرما در طول فرآیند توسط اصطکاک بین نمونه و شانه در حال چرخش ایجاد می شود. پین دوار ماده گرم شده را تغییر شکل می دهد، این مواد گرم شده که در اطراف پین دوار است جریان پیدا می کند و حفره ایجاد شده توسط پین ابزار را پس از عبور ابزار، پر می کند. پس می توان این فرآیند را یک روشی که در آن تغییر شکل داغ به صورت محلی اتفاق می افتد در نظر گرفت. اغتشاش مواد عموماً در لایه سطحی نمونه در مجاورت شانه چرخان رخ می دهد. در سرتاسر ناحیه جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی تبلور مجدد دینامیکی رخ می دهد که باعث تولید دانه های جدید می شود و می توان آن را به سه دسته تقسیم کرد: (۱) تبلور مجدد دینامیکی ناپیوسته: با هسته زایی و رشد دانه های جدید، دانه های جدید ایجاد می شوند، (۲) تبلور مجدد دینامیکی پیوسته: شامل تشکیل مرزدانه ها با زاویه کم و افزایش تدریجی در جهت گیری نادرست مرزدانه ها در طول تغییر شکل داغ است که باعث می شود دانه های جدید ایجاد شوند و (۳) تبلور مجدد دینامیکی هندسی: از برخورد مرزدانه دنداندار که به صورت دانه هایی که در اثر تغییر شکل داغ به طور شدید کشیده می شوند ایجاد می شوند. ویژگی مکانیسم های نامبرده این است که دانه هایی که داخل یک نمونه قرار دارند تصفیه می شوند، ساختار منطقه پردازش شده را می توان به سه ناحیه متمایز طبقه بندی کرد: منطقه اغتشاشی، منطقه تحت تأثیر کار مکانیکی و حرارت و منطقه متأثر از حرارت که در شکل (۳) نشان داده شده است. تغییرات ریزساختاری در هر منطقه در خواص نمونه فرآوری شده موثر هستند که می توان به افزایش بسیار زیاد در استحکام، شکل پذیری، خستگی، سایش، خوردگی و چقرمگی شکست اشاره کرد. طبق یافته های اخیر افزایشی حدود ۸۵ درصد در استحکام و حد تحمل خستگی مواد به دست آمده است.



شکل ۲ شماتیک جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی [۸]

فلز پایه ایجاد می‌شود. قوس الکتریکی گرما تولید می‌کند و ناحیه اتصال فلز پایه را ذوب می‌کند. قوس الکتریکی و حوضچه جوش توسط گازهای بی‌اثر مانند آرگون، هلیوم یا مخلوط آن‌ها پوشیده شده است تا از اکسیداسیون محافظت کند. این روش یکی از متداول‌ترین روش‌های مورد استفاده در جوشکاری آلیاژهای با آنتروپی بالا است. در استفاده از این روش و سایر روش‌های ذوبی، تغییر چشمگیر در ریزساختار و استحکام اتصالات آلیاژهای با آنتروپی بالا گزارش شده است. همچنین انتقال فاز و جداسازی عنصری، در جوش با چرخه‌های حرارتی تحت گرمایش و سرد شدن سریع اتفاق می‌افتد [۱۳].

ژانگ و همکاران [۱۴] جوش‌پذیری CoCrFeMnNi به-عنوان یک آلیاژ با آنتروپی بالا و فولاد ضد زنگ را برای تعیین پتانسیل آنها برای کاربرد در زمینه‌های هسته‌ای و هوافضا مورد بررسی قرار دادند. به این منظور از جوش قوسی تنگستن با گاز محافظ استفاده شد و اتصال بدون نقصی حاصل شد. ریزساختار ناحیه همجوشی شامل یک فاز مکعب با وجوه مرکز پر بدون تشکیل ترکیبات بین فلزی است. با این حال، یک ناحیه مخلوط نشده در نزدیکی فولاد ضد زنگ وجود دارد که می‌توان آن را به سرد شدن فرعی ترکیب ناشی از دمای مایع پایین‌تر فلز جوش حجیم نسبت به فلز پایه نسبت داد. علاوه بر این، افزایش کمی در سختی ناحیه همجوشی مشاهده شد. این نتایج را می‌توان به پالایش دانه جوش و اثر تقویتی ناشی از ترکیب کربن نسبت داد. اتصالات استحکام کششی تقریبی ۴۶۵ مگاپاسکال و شکل‌پذیری ۳۸ درصد را نشان دادند که نزدیک به آلیاژ با آنتروپی بالا است. این اتصال برای کاربردهای سازه‌ای در دمای اتاق مناسب هستند.

اولیویرا و همکاران [۱۵] جوشکاری قوس تنگستن گازی ورق‌های آلیاژی با آنتروپی بالا CrMnFeCoNi مورد شده انجام شد. دانه‌بندی بزرگ و سختی کم، در محل شکست نمونه‌ها محل شکست را توجیه می‌کند. آفونسو و همکاران [۱۶] جوشکاری لیزری غیرمشابه بین یک آلیاژ با آنتروپی بالا CoCrFeMnNi و سوپرآلیاژ اینکونل ۷۱۸ را با موفقیت انجام داده‌اند. اتصالات بدون نقص با استحکام کششی ۸۲۲ مگاپاسکال و کرنش شکست ۷/۱ درصد به دست آمد. نتایج بیانگر جوش‌پذیری عالی بین دو آلیاژ است که امکان استقرار این جفت مواد متفاوت را برای کاربردهای سازه‌ای فراهم می‌کند. عباسیان و همکاران [۱۷] دو آلیاژ آنتروپی بالا با ساختار AlCoCrFeNi و با درصد متفاوت آلومینیوم را با فرایند جوشکاری قوسی تنگستن با گاز محافظ

با آنتروپی بالا را می‌توان در سه حالت جامد، مایع و بخار تولید کرد. روش حالت جامد همان روش آلیاژسازی مکانیکی است. روش‌های حالت مایع شامل روش قوس الکتریکی، ذوب مقاومت الکتریکی، ذوب القایی، ذوب لیزری و روکش‌کاری لیزری است. حالت بخار نیز شامل رسوب پاشش، رسوب لیزر پالسی و رسوب لایه اتمی است.

سختی آلیاژهای با آنتروپی بالا به سیستم‌های آلیاژسازی و نوع روش ساخت، عملیات حرارتی و ترکیب شیمیایی آن بستگی دارد و به‌طور معمول سختی آنها بین ۱۴۰ تا ۹۶۰ ویکرز متغیر است [۱۰، ۱۱]. فاز مکعبی مرکز پر در چندین سیستم از آلیاژهای با آنتروپی بالا از فاز مکعبی وجوه مرکز پر مستحکم‌تر است. از طرفی در ساختار مکعبی وجوه مرکز پر اتصال قوی بین اتمی برقرار است. در نتیجه آلیاژهای با این ساختار مدول الاستیسیته بالاتری و استحکام بالاتری نیز خواهد داشت. چرا که تنش بحرانی برای لغزش در ساختار مکعبی وجوه مرکز پر کوچکتر از ساختار مکعبی مرکز پر است [۱، ۱۲].

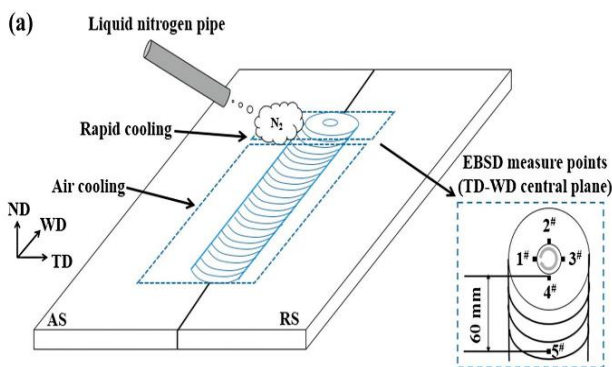
دما نقش تعیین‌کننده‌ای در خواص مکانیکی آلیاژها دارد اما این تاثیر در آلیاژهای متداول بیش از آلیاژهای با آنتروپی بالا است. به‌عنوان نمونه آلیاژهای با آنتروپی بالا در دماهای بالا تنش‌های تسلیم بهتری نسبت به آلیاژهای متداول دارند. به‌طور مثال اگر تنش تسلیم MoNbTaW و Haynes230 را در دمای بیش از ۱۲۷۳ درجه کلوین بررسی کنیم، آلیاژ با آنتروپی بالا دارای تنش تسلیم نهایی حدوداً ۴۵۰ مگاپاسکال در دمای ۱۸۷۳ است ولی تنش تسلیم نهایی آلیاژ معمولی حدوداً ۱۶ مگاپاسکال در دمای ۱۴۷۳ است. این نشانگر مهم بودن آلیاژهای با آنتروپی بالا نسبت به آلیاژهای معمولی است [۶].

۵- جوشکاری ذوبی آلیاژهای با آنتروپی بالا

به‌طور کلی روش‌های جوشکاری به دو دسته اصلی جوشکاری ذوبی و جوشکاری حالت جامد تقسیم می‌شود. در روش‌های ذوبی به منظور اختلاط مواد و ایجاد اتصال از ذوب مواد در ناحیه جوش استفاده می‌کند. در این بخش به بررسی روش‌های جوشکاری ذوبی مورد استفاده در جوشکاری آلیاژهای با آنتروپی بالا پرداخته شده است. جوشکاری قوس تنگستن با گاز محافظ^۱ همچنین به‌عنوان جوشکاری با گاز بی‌اثر تنگستن^۲ شناخته می‌شود، یک فرآیند جوشکاری قوس الکتریکی است که در آن یک قوس الکتریکی بین یک الکترود آلیاژ تنگستن غیرمصرفی و

² TIG¹ GTAW

آلیاژهای با آنتروپی بالا لازم است تا از یک جنس سخت تر مثل کاربید تنگستن به منظور حداقل کردن سایش ابزار استفاده نمود [۲۱]. همان طور که در شکل دیده می شود، در حین این فرایند و برای جلوگیری از تغییر ساختار و بافت به طور مداوم نیتروژن مایع اسپری می شود و این تغییرات را متوقف می کند. در این مطالعه نشان داده شد که استحکام اتصال آلیاژهای با آنتروپی بالا را می توان بدون از دست دادن شکل پذیری با استفاده از خنک کننده فوق سریع در طول فرآیند جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی افزایش داد.



شکل ۵ نمایی از جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی و خنک کاری نمونه [۱۹]

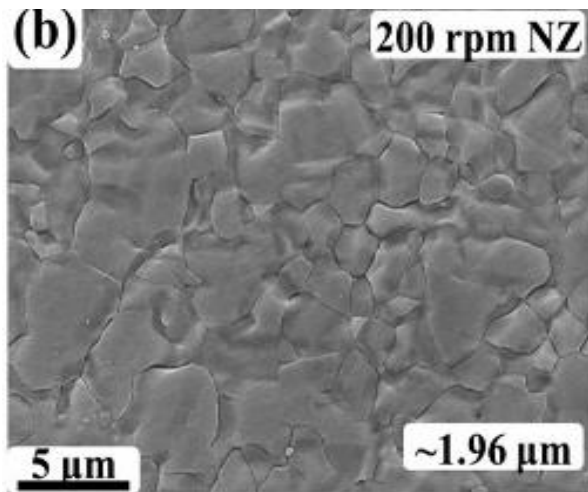
کوبین و همکاران [۲۲] جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی را بر روی آلیاژ با آنتروپی بالای CoCrFeNi انجام دادند و اثر سرعت چرخش ابزار بر ریزساختار و خواص مکانیکی حاصل را بررسی کردند. پارامترهای جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی مانند سرعت چرخش ابزار، سرعت جوشکاری، حرارت ورودی، بر نحوه جریان مواد، تشکیل جوش و عملکرد آن تأثیر می گذارند. در این مطالعه نیز از یک ابزار از جنس کاربید تنگستن که از یک شانه به قطر ۱۲ میلی متر و یک پین استوانه ای به قطر ۴ میلی متر و به طول ۱/۳ میلی متر ساخته شده بود، استفاده شد. سرعت جوش ۵۰ میلی متر بر دقیقه و سرعت چرخش ابزار ۲۰۰ تا ۶۰۰ دور در دقیقه بود. با استفاده از این پارامترها اتصال لب به لب بدون حفره یا ترک بدست آمد. تبلور مجدد دینامیکی رخ داد و دانه های هم محور پالایش شده در ناحیه جوش تشکیل شدند. این دانه ها در شکل (۶) نشان داده شده است. همان طور که در این شکل مشاهده می شود، رشد دانه در ناحیه جوش به گرمای ورودی یعنی گرمای تولید شده توسط اصطکاک ابزار و تغییر شکل شدید پلاستیک مواد حساس بوده و اندازه دانه با افزایش سرعت چرخش ابزار بزرگتر می شود. در شکل (۷) نشان داده شده است که سختی ناحیه جوش پس از انجام فرآیند جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی افزایش یافت. در سرعت چرخش ۲۰۰ دور در دقیقه،

آرگون بر روی فولاد ساده کربنی روکش دهی کردند. نتایج نشان داد که روکش دارای ساختار گلبرگی متشکل از فاز کریستالی با شبکه مکعبی مرکز پر همراه با فاز غنی از کروم بر روی مرز دانه ها است. در آلیاژ با مقدار آلومینیوم کمتر، فاز غنی از کروم حذف شده و به جای آن فاز جدید با شبکه کریستالی مکعبی با وجوه مرکز پر در انواع ویدمن اشتاتن و دندریتی تشکیل می شود. در آلیاژ با آلومینیوم بیشتر هر دو نوع ترک های مرز دانه ای و درون دانه ای ایجاد شده از نوع ترک انجمادی تشخیص داده شدند. همچنین تنش های حرارتی و ترد بودن فاز مکعبی مرکز پر به عنوان عوامل افزایش حساسیت به ترک تعیین شد. در آلیاژ حاوی آلومینیوم کمتر، ترکیبی از عواملی نظیر کاهش دامنه انجماد، تشکیل فاز مکعبی با وجوه مرکز پر دندریتی و کاهش سختی در نتیجه کاهش مقدار آلومینیوم، به عنوان عوامل حذف ترک در آلیاژ تشخیص داده شد.

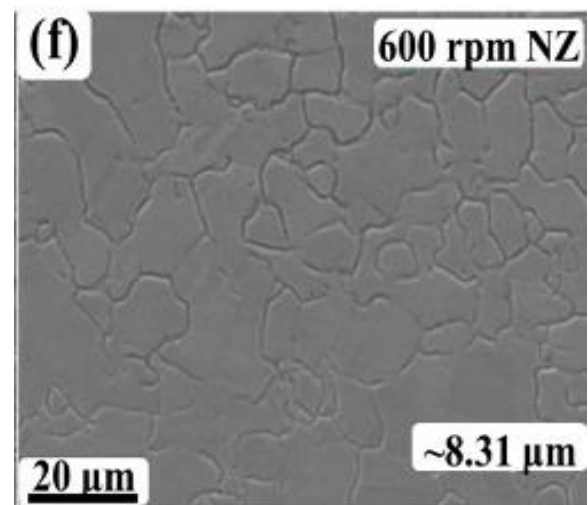
۶- جوشکاری حالت جامد آلیاژهای آنتروپی بالا

در این بخش به بررسی جوشکاری آلیاژهای با آنتروپی بالا در حالت جامد و به طور مشخص به روش اصطکاکی اغتشاشی پرداخته می شود. همچنین نتایج بدست آمده از آن و خواص و تغییرات مکانیکی ناشی از جوشکاری بررسی می شود. به طور کلی در تکنیک جوشکاری حالت جامد پس از انجام جوشکاری تنش های پسماند و اعوجاج در اتصالات رخ نمی دهد یا بسیار جزئی است و عملکرد اتصال به لحاظ خواص مکانیکی، در روش حالت جامد بسیار برتر از حالت ذوبی است. تحقیقات بر روی جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی آلیاژهای با آنتروپی بالا عمدتاً بر روی بهینه سازی پارامترهای مهم و مؤثر جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی متمرکز است [۱۸].

خو و همکاران [۱۹] خواص مکانیکی اتصالات به روش جوشکاری اغتشاشی اصطکاکی را بر روی آلیاژ با آنتروپی بالای CrMnFeCoNi را بررسی کردند و مکانیزم پالایش دانه را از طریق بررسی ویژگی های ریز ساختاری جوش ها در مرحله هم زدن و مرحله خنک کاری بعدی به طور جداگانه مطالعه کردند. شکل شماتیک جوشکاری و خنک کاری مورد استفاده در این مطالعه در شکل (۵) نشان داده شده است. در این مقاله به منظور جوشکاری از یک ابزار از جنس کاربید تنگستن با یک شانه مقعر به قطر ۱۲ میلی متر و یک پین استوانه ای به قطر ۴ میلی متر و طول ۱/۹ میلی متر استفاده شد. جنس متداول ابزار مورد استفاده در جوشکاری و پردازش اصطکاکی اغتشاشی فولاد ابزار گرم کار است [۲۰]. اما در مورد آلیاژهای با سختی بالا مثل فولاد و

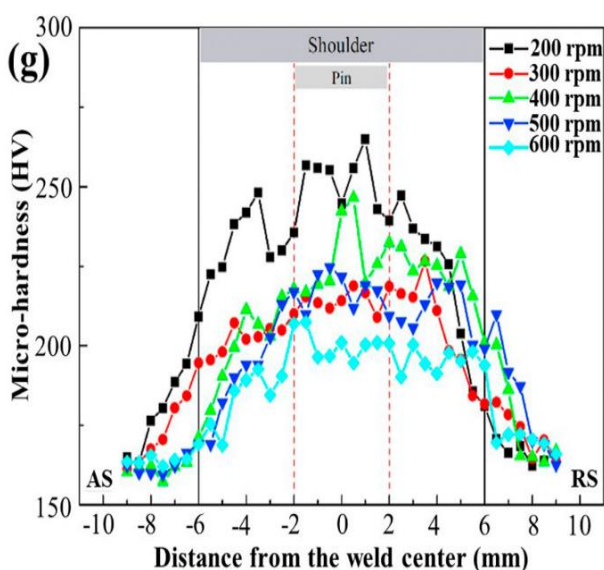


(ب)



(ج)

شکل ۶ اندازه دانه در الف- فلز پایه، ب- ناحیه جوش در سرعت چرخش ابزار ۲۰۰ دور در دقیقه، ج- ناحیه جوش در سرعت چرخش ابزار ۶۰۰ دور در دقیقه [۲۲]

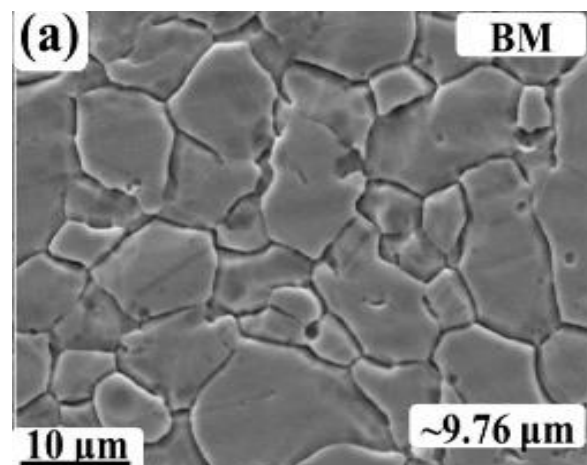


شکل ۷ پروفیل‌های میکروسختی در مقطع اتصالات [۲۲]

خواص مکانیکی اتصالات از جمله استحکام تسلیم در مقایسه با فلز پایه افزایش یافت.

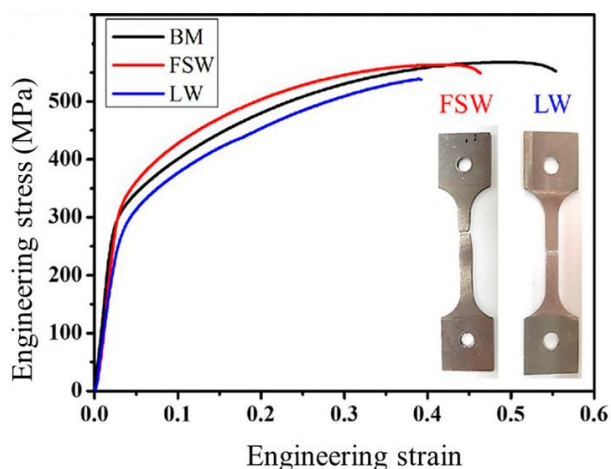
۷- مقایسه جوشکاری ذوبی و حالت جامد در اتصال آلیاژهای با آنتروپی بالا

جو و همکاران [۲۳] جوش‌پذیری آلیاژ CrMnFeCoNi را به روش اصطکاکی اغتشاشی بررسی کردند و ریزساختارها و خواص مکانیکی اتصالات را در حالت جوش داده شده به روش اصطکاکی اغتشاشی و جوش داده شده به روش لیزر را مقایسه کردند. مشاهده شد که مکانیزم‌های تشکیل شده حاصل از جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی با اتصالات جوش لیزر کاملاً متفاوت بوده است. برای اتصالات جوش داده شده به روش اصطکاکی اغتشاشی، تبلور مجدد دینامیکی تحت تأثیر پردازش حرارتی - مکانیکی، اندازه دانه‌ها از ۷۰ میکرون در فلز اصلی تا حدود ۵ میکرون در ناحیه جوش پالایش شده است. ریزساختار فلز پایه و نواحی جوشکاری شده با روش اصطکاکی اغتشاشی و جوشکاری لیزر به ترتیب در شکل (۸-الف)، (۸-ب)، و (۸-ج) نشان داده شده است. در ناحیه ذوب در جوشکاری لیزر مشاهده شد که ریزساختار ستونی با جهت‌گیری کریستالوگرافی تصادفی است و دندریت‌ها در سراسر مرزهای فلز اصلی و ناحیه ذوب تا خط مرکزی جوش کشیده شده‌اند. به دلیل تفاوت در ریزساختار اتصالات انجام شده، خواص مکانیکی مهم مانند استحکام تسلیم، استحکام کششی نهایی و افزایش طول (کرنش طولی) در جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی به مراتب از اتصال لیزری بیشتر است. همچنین با انجام تست کشش در اتصالات انجام شده به روش اصطکاکی اغتشاشی مشاهده شد که شکست در فلز اصلی اتفاق می‌افتد در حالی که نمونه‌های اتصالات لیزری در مرکز جوش در ناحیه ذوب دچار شکست شدند. نتایج آزمون کشش و نمونه‌های تست شده که به روش اصطکاکی اغتشاشی و جوش لیزر جوشکاری شده‌اند، در شکل (۹) نشان داده شده است.



(الف)

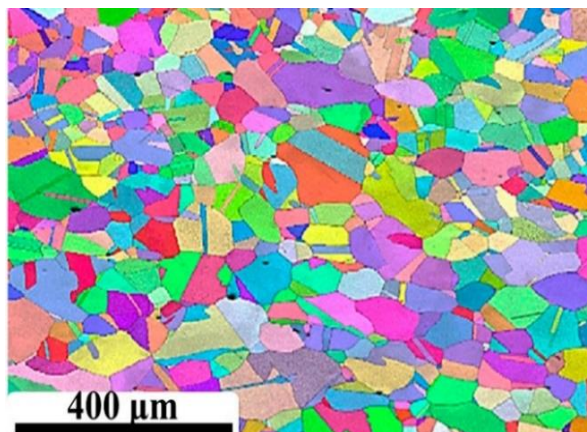
گاز از طریق پردازش اغتشاشی اصطکاکی است. ریزسختی و استحکام کششی نهایی نمونه تولید شده به این روش به ترتیب ۴۱/۳ و ۳۹/۱ درصد افزایش یافته است که دلیل آن ریزدانه شدن و توزیع یکنواخت ذرات با آنتروپی بالا است. لویز و همکاران [۲۵] تأثیری افزودن ذرات TiB_2 با ابعاد میکرون بر ریزساختار آلیاژ با آنتروپی بالا $AlCoCrFeNi$ را در حین جوشکاری قوسی تنگستن با گاز محافظ مورد بحث قرار داده‌اند جوشکاری قوسی تنگستن با گاز محافظ و فرآیندهای جوشکاری مبتنی بر ذوب منجر به ایجاد ساختارهای دانه بزرگ در ناحیه جوش می‌شوند که اغلب برای عملکرد اتصال مضر است. بنابراین، ادغام ذرات جوانه‌زا^۱ با دمای بالا در ناحیه جوش در حین جوشکاری یک راه بالقوه برای بهبود ریزساختار این ناحیه و در نتیجه عملکرد مکانیکی آن است. نتایج نشان داد که افزودن TiB_2 قادر به تغییر ریزساختار منطقه جوش و پالایش آن است. با این وجود، تغییر شکل ترجیحی در منطقه تحت تأثیر حرارت نسبتاً نرم‌تر در طول آزمایش کشش منجر به شکست زودرس اتصالات، به دلیل سختی بالاتر ناحیه ذوب شده می‌شود.



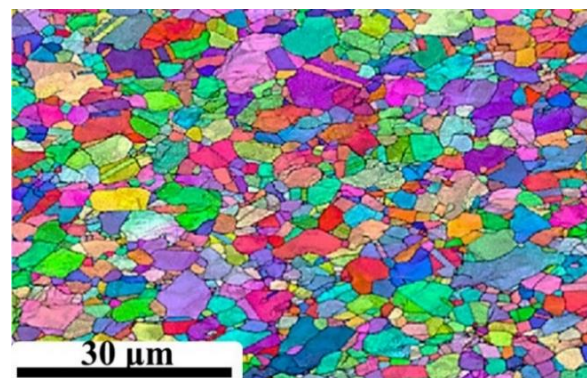
شکل ۹ نتایج تست کشش بر روی نمونه اتصالات جوش داده شده به روش اصطکاکی اغتشاشی و لیزر [۲۳]

شن و همکاران [۲۶] به مطالعه جوشکاری قوس فلزی گازی برای اتصال آلیاژ با آنتروپی بالا $CoCrFeMnNi$ به صورت نورد شده با استفاده از مونل ۲۴۰۰ به عنوان سیم پرکننده پرداخته‌اند. نتایج نشانگر یک واکنش شیمیایی-متالورژیکی

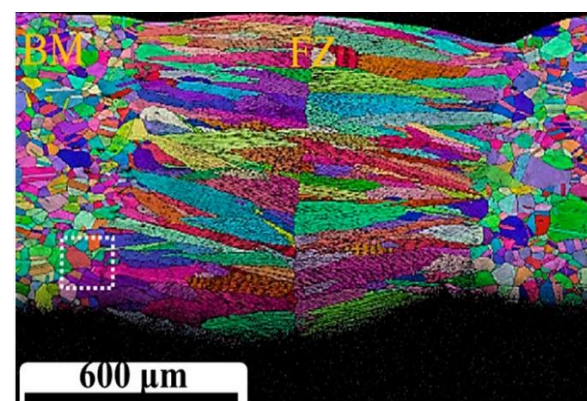
مطلوب بین پرکننده و آلیاژ است که منجر به اختلاط ترکیبی در منطقه جوش می‌شود. این امر منجر به تقویت اثر محلول جامد شده و سختی کم معمولی مرتبط با منطقه جوش را خنثی می‌کند. تغییر در اندازه دانه، فازهای موجود و بافت



(الف)



(ب)



(ج)

شکل ۸ ریزساختار آلیاژ با آنتروپی بالا در شرایط مختلف اتصال؛ الف- ریزساختار فلز پایه، ب- ریزساختار ناحیه جوش در اتصالات جوشکاری شده به روش اصطکاکی اغتشاشی، ج- ریزساختار ناحیه ذوب شده در جوش لیزر [۲۳]

۸- استفاده از افزودنی در حین اتصال و فرآوری

راگونا و همکاران [۲۴] یک آلیاژ با آنتروپی بالا بر روی سطح فولاد SS410 قرار داده‌اند تا خواص مکانیکی آن را برای کاربردهای صنعتی افزایش دهد. هدف از کار آنها اصلاح سطح فولاد SS410 با پودر $AlCrCoFeNi$ سنتز شده با اتمیزاسیون

² Monel 400

¹Inoculant

فلز پایه است، بیانگر برتری روش اصطکاکی اغتشاشی در ارائه استحکام بالاتر برای اتصالات است. همچنین نشان داده شد که طبق مطالعات انجام شده با استفاده از پردازش اصطکاکی اغتشاشی به عنوان یک روش فرآوری حالت جامد می توان ساختار آلیاژهای با آنتروپی بالا را تا حد زیادی بهبود بخشید. مطالعات جدید در این حوزه علاوه اتصال به استفاده از پودرهای تقویت کننده، پودرهای جوانه زای و مواد پرکننده در حین جوشکاری برای بهبود خواص مکانیکی و کنترل تحول ریزساختار اشاره دارند که به اختصار به تین مطالعات نیز پرداخته شد. یک حوزه مورد توجه نیز استفاده از پودرهای آنتروپی بالا به منظور روکش دهی آلیاژهای متداول و عمدتاً گریدهای مختلف فولاد است که با استفاده از روش های مختلف مبتنی بر جوشکاری مورد پژوهش قرار گرفته است و در این مقاله نیز به آنها اشاره شده است. در مجموع با توجه به خواص منحصر به فرد آلیاژهای با آنتروپی بالا به نظر می رسد کاربرد آنها در صنایع گوناگون رو به افزایش باشد و در نتیجه نیاز به مطالعه در این حوزه و به طور مشخص پژوهش به منظور اتصال موفق و پایدار این دسته از آلیاژها حداقل در دهه پیش رو یک حوزه جذاب پژوهشی باقی خواهد ماند.

۱۰- مراجع

- [1] J. W. Yeh *et al.*, "Nanostructured high-entropy alloys with multiple principal elements: novel alloy design concepts and outcomes," *Advanced engineering materials*, vol. 6, no. 5, pp. 299-303, 2004, doi: <https://doi.org/10.1002/adem.200300567>.
- [2] J. Guo *et al.*, "Welding of High Entropy Alloys—A Review," *Entropy*, vol. 21, no. 4, doi: 10.3390/e21040431.
- [3] S. Gorsse, M. Nguyen, O. Senkov, and D. Miracle, "Database on the mechanical properties of high entropy alloys and complex concentrated alloys," *Data Brief*. 21 (2018) 2664–2678," ed, 2018, <https://doi.org/10.1016/j.dib.2018.11.111>.
- [4] Y. Zhang *et al.*, "Microstructures and properties of high-entropy alloys," *Progress in materials science*, vol. 61, pp. 1-93, 2014, doi: <https://doi.org/10.1016/j.pmatsci.2013.10.001>.
- [5] S. Varalakshmi, M. Kamaraj, and B. Murty, "Synthesis and characterization of nanocrystalline AlFeTiCrZnCu high entropy solid solution by mechanical alloying," *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 460, no. 1-2, pp. 253-257, 2008, doi: <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2007.05.104>.

محل از جمله آثار مشاهده شده در این مطالعه است. اندازه دانه از فلز پایه به سمت منطقه جوش افزایش می یابد. یک ماتریس با وجوه مرکزپر و اکسیدهای ریز بر پایه Cr-Mn هم در مواد پایه و هم در منطقه متأثر از حرارت مشاهده شد. در منطقه جوش، فازها و کاربیدهای جدید با ساختار مکعبی با وجوه مرکز پر پس از اختلاط پرکننده موند ۴۰۰ تشکیل شد.

منصوری و خرسند [۲۷] اشاره کرده اند که به دلیل خواص آلیاژهای با آنتروپی بالا، این آلیاژها گزینه مناسبی برای استفاده به عنوان فلزات پرکننده در لحیم کاری سخت هستند. آنها در مطالعه خود سه پودر با ترکیب CoCrCuFeMnNi و نسبت-های ترکیب متفاوت را طراحی کرده و با استفاده از آلیاژسازی مکانیکی، نانو پودر پرکننده را سنتز نموده اند. از این پودر پرکننده در لحیم کاری سخت سوپر آلیاژ اینکول ۶۰۰ استفاده شده است. نتایج حاکی از رفتار انجماد تک فازی است. همچنین عدم وجود بور و سیلیکون در پرکننده آنتروپی بالا منجر به ایجاد یک ریزساختار پیوسته بدون اجزای یوتکتیک یا فازهای شکننده در فصل مشترک لحیم کاری سخت شده است. بالاترین استحکام برشی به دست آمده در این مطالعه ۵۴۵ مگاپاسکال است. در لحیم کاری با استفاده از فلز پرکننده معمولی، انجماد هم دما ناقص و متعاقب آن انجماد حرارتی مایع باقی مانده منجر به ایجاد فازهای شکننده می شود که در سراسر ریزساختار توزیع می شوند.

۹- نتیجه گیری

در این مقاله به معرفی آلیاژهای با آنتروپی بالا، روش تولید و خواص آنها پرداخته شد. همچنین مطالعات انجام شده در یکی از موضوعات چالش برانگیز این حوزه یعنی جوشکاری این دسته از مواد جمع بندی شده و به صورت طبقه بندی شده خلاصه شد. بر طبق مطالعات انجام شده، علاوه بر این که خود فرآیند جوشکاری در کنار نوع ساختار شبکه ای آلیاژ، تاثیر قابل ملاحظه ای بر خواص مکانیکی اتصال دارند. به طور مشخص با مقایسه جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی با سایر روش های جوشکاری مورد استفاده در اتصال آلیاژهای با آنتروپی بالا و به طور مشخص جوشکاری قوس تنگستن با گاز محافظ و جوشکاری لیزری، نشان داده شد که به دلیل ذات حالت جامد بودن این روش جوشکاری، تغییرات ریزساختاری عموماً به نفع بهبود خواص مکانیکی بوده و اتصالات نوعاً استحکام بهتری دارند. به عنوان مثال استحکام ۵۵۰ مگاپاسکالی برای اتصالات اصطکاکی اغتشاشی آلیاژ CrMnFeCoNi که بیش از استحکام فلز پایه است در مقایسه با استحکام ۵۰۰ مگاپاسکالی جوش لیزر که کمتر از استحکام

- [15] J. P. Oliveira *et al.*, "Gas tungsten arc welding of as-rolled CrMnFeCoNi high entropy alloy," *Materials & Design*, vol. 1, p. 108505, 2020/04/01/ 2020, doi: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2020.108505>.
- [16] D. Afonso *et al.*, "Dissimilar laser welding of an as-rolled CoCrFeMnNi high entropy alloy to Inconel 718 superalloy," *Optics & Laser Technology*, vol. 180, p. 111427, 2025, doi: <https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2024.111427>.
- [17] N. Abbasian Vardin, T. Saeid, and A. R. Akbari, "Crack prevention by adjusting aluminum concentration in GTAW clad AlxCoCrFeNi high entropy alloy," *JWSTI*, vol. 9, no. 1, pp. 1-13, 2023, doi: 10.47176/JWSTI.2023.11.
- [18] J. Li, X. Meng, L. Wan, and Y. Huang, "Welding of high entropy alloys: Progresses, challenges and perspectives," *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 68, pp. 293-331, 2021/08/01/ 2021, doi: <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2021.05.042>.
- [19] N. Xu, Q. Song, and Y. Bao, "Microstructure evolution and mechanical properties of friction stir welded FeCrNiCoMn high-entropy alloy," *Materials Science and Technology*, vol. 35, no. 5, pp. 577-584, 2019/03/24 2019, doi: <https://doi.org/10.1080/02670836.2019.1573525>.
- [20] S. Pedrammehr *et al.*, "Experimental and Machine Learning Study on Friction Stir Surface Alloying in Al1050-Cu Alloy," *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, vol. 8, no. 4, doi: <https://doi.org/10.3390/jmmp8040163>.
- [21] J. Iwaszko and M. Sajed, "Technological Aspects of Producing Surface Composites by Friction Stir Processing—A Review," *Journal of Composites Science*, vol. 5, no. 12, doi: <https://doi.org/10.3390/jcs5120323>.
- [22] X. Qin, Y. Xu, Y. Sun, H. Fujii, Z. Zhu, and C. H. Shek, "Effect of process parameters on microstructure and mechanical properties of friction stir welded CoCrFeNi high entropy alloy," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 782, p. 139277, 2020/04/24/ 2020, doi: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2020.139277>.
- [23] M.-G. Jo *et al.*, "Microstructure and mechanical properties of friction stir welded and laser welded high entropy alloy CrMnFeCoNi," *Metals and Materials International*, vol. 24, no. 1, pp. 73-83, 2018/01/01 2018, doi: <https://doi.org/10.1007/s12540-017-7248-x>.
- [24] S. Ragunath, N. Radhika, S. A. Krishna, and L. Rajeshkumar, "A study on microstructural, mechanical properties and optimization of wear behavior of friction stir processed AlCrCoFeNi High Entropy Alloy reinforced SS410 using response
- [6] J. G. Lopes and J. P. Oliveira, "A Short Review on Welding and Joining of High Entropy Alloys," *Metals*, vol. 10, no. 2, p. 212, 2020, doi: <https://doi.org/10.3390/met10020212>.
- [7] M. Sajed, J. W. Guerrero, and H. A. Derazkola, "A Literature Survey on Electrical-Current-Assisted Friction Stir Welding," *Applied Sciences*, vol. 13, no. 3, doi: 10.3390/app13031563.
- [8] T. Sonar, M. Ivanov, E. Trofimov, A. Tingaev, and I. Suleymanova, "A critical review on solid-state welding of high entropy alloys— processing, microstructural characteristics and mechanical properties of joints," *Defence Technology*, vol. 34, pp. 78-133, 2024/04/01/ 2024, doi: <https://doi.org/10.1016/j.dt.2023.08.001>.
- [9] M. Ebrahimi and M. A. Par, "Twenty-year uninterrupted endeavor of friction stir processing by focusing on copper and its alloys," *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 781, pp. 1074-1090, 2019/04/15/ 2019, doi: <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2018.12.083>.
- [10] S. Guo, C. Ng, and C. T. Liu, "Anomalous solidification microstructures in Co-free AlxCrCuFeNi₂ high-entropy alloys," *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 557, pp. 77-81, 2013/04/25/ 2013, doi: <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2013.01.007>.
- [11] Y. X. Zhuang, W. J. Liu, Z. Y. Chen, H. D. Xue, and J. C. He, "Effect of elemental interaction on microstructure and mechanical properties of FeCoNiCuAl alloys," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 556, pp. 395-399, 2012/10/30/ 2012, doi: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2012.07.003>.
- [12] C.-C. Tung, J.-W. Yeh, T.-t. Shun, S.-K. Chen, Y.-S. Huang, and H.-C. Chen, "On the elemental effect of AlCoCrCuFeNi high-entropy alloy system," *Materials Letters*, vol. 61, no. 1, pp. 1-5, 2007/01/01/ 2007, doi: <https://doi.org/10.1016/j.matlet.2006.03.140>.
- [13] T. Sonar, M. Ivanov, E. Trofimov, A. Tingaev, and I. Suleymanova, "A comprehensive review on fusion welding of high entropy alloys – Processing, microstructural evolution and mechanical properties of joints," *International Journal of Lightweight Materials and Manufacture*, vol. 1, pp. 122-183, 2024/01/01/ 2024, doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijlmm.2023.06.003>.
- [14] P. Zhang, Y. Qi, Q. Cheng, and X. Sun, "Welding Dissimilar Alloys of CoCrFeMnNi High-Entropy Alloy and 304 Stainless Steel Using Gas Tungsten Arc Welding," *Journal of Materials Engineering and Performance*, vol. 33, no. 7, pp. 3273-3282, 2024/04/01 2024, doi: 10.1007/s11665-023-08229-1.

- entropy alloy," *Materials & Design*, vol. 242, p. 112996, 2024/06/01/ 2024, doi: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2024.112996>.
- [27] E. Mansouri and H. Khorsand, "Similar jointing of Inconel 600 super alloy using nano structure powder filler with high entropy design," *JWSTI*, vol. 9, no. 2, pp. 77-92, 2024, doi: <https://doi.org/10.47176/JWSTI.2024.07>.
- surface methodology," *Heliyon*, vol. 10, no. 2, 2024, doi: <https://doi.org/10.1016/j.heliyon.2024.e24429>.
- [25] J. G. Lopes *et al.*, "Role of TiB₂ inoculation particles during welding of a AlCoCrFeNi high entropy alloy," *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 995, p. 174694, 2024/08, ۲۰۲۴ /۱۵/doi: <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2024.174694>.
- [26] J. Shen *et al.*, "Synergistic effects of Monel 400 filler wire in gas metal arc welding of CoCrFeMnNi high



مروری بر مطالعات تجربی و عددی انجام شده بر روی روش لایه نشانی همجوش

چکیده: در سال های اخیر، فناوری چاپ سه بعدی به ویژه در نمونه سازی و ساخت قطعات با سرعت بالا و هزینه پایین، نقش مهمی ایفا کرده است. در این میان، روش لایه نشانی همجوش به عنوان یکی از اقتصادی ترین و پرکاربردترین روش های چاپ سه بعدی شناخته می شود. این روش از مواد مختلفی مانند پلی لاکتیک اسید و اکریلونیتریل بوتادین استایرن به عنوان ماده اولیه استفاده می کند و پارامترهایی نظیر دمای نازل، ضخامت لایه و سرعت چاپ، تأثیر مستقیمی بر کیفیت نهایی قطعه دارند. با توجه به تأثیر قابل توجه این پارامترها بر ویژگی هایی مانند استحکام کششی، مدول یانگ، استحکام خمشی و همچنین پایداری ابعادی، مطالعات تجربی و عددی متعددی برای بررسی این اثرات انجام شده اند. توسعه استفاده از این روش در کاربردهای صنعتی لزوم بررسی مطالعات انجام شده در این زمینه را برجسته می کند. هدف از انجام این پژوهش، مرور و تحلیل انتقادی این مطالعات از دو دیدگاه تجربی و عددی است تا مشخص شود کدام پارامترها نقش کلیدی تری در بهینه سازی خواص مکانیکی و کاهش هزینه ساخت دارند. نتایج نشان می دهند که برخی پارامترها از جمله ضخامت لایه و سرعت چاپ، تأثیر بیشتری بر ویژگی هایی مانند استحکام کششی و زمان/هزینه ساخت دارند. همچنین، یکی از نکات مهم در این روش، ایجاد توازن مناسب میان پارامترهای چاپ برای دستیابی به قطعاتی با خواص مکانیکی بهینه و هزینه تولید پایین است. یافته های این پژوهش با نتایج تحقیقات پیشین نیز همخوانی دارد.

واژه های راهنما: چاپ سه بعدی، لایه نشانی همجوش، پارامترهای چاپ، تحلیل تجربی، شبیه سازی عددی

فاطمه ابراهیمی

دانشجوی دکتری،
دانشکده مهندسی مکانیک و انرژی،
دانشگاه شهید بهشتی، تهران

امیرمسعود رضادوست*

دانشیار،
پژوهشگاه پلیمر و پتروشیمی ایران،
گروه کامپوزیت، تهران

عسل حسینی منزه

استادیار

روح الله سرفراز

استادیار،
دانشکده مهندسی مکانیک و انرژی،
دانشگاه شهید بهشتی، تهران

مقاله مروری

دریافت: ۱۴۰۳/۰۶/۰۱

بازنگری: ۱۴۰۳/۰۷/۲۵

پذیرش: ۱۴۰۳/۰۸/۲۷

A review of the experimental and numerical studies on fused deposition modeling

Fatemeh Ebrahimi

Ph.D. Student, Faculty of
Mechanical and Energy
Engineering, Shahid
Beheshti University,
Tehran

Amir Masoud Rezadoust*

Associate Professor, Iran
Polymer and
Petrochemical Research
Institute, Composite
Group, Tehran

Asal Hosseini Monazzah

Assistant Professor

Roohollah Sarfaraz

Assistant Professor,
Faculty of Mechanical and
Energy Engineering,
Shahid Beheshti
University, Tehran

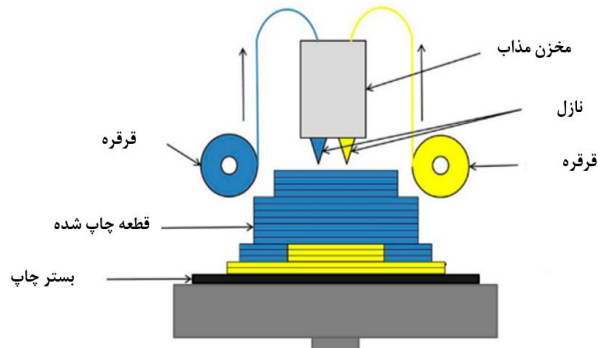
Abstract: In recent years, 3D printing technology has played an important role, especially in prototyping and manufacturing parts with high speed and low cost. Among the various methods, fused deposition modeling (FDM) is known as one of the most economical and widely used. This method uses materials such as polylactic acid (PLA) and acrylonitrile butadiene styrene (ABS), and parameters like nozzle temperature, layer thickness, and print speed directly affect the final quality of the part. Due to their significant impact on properties such as tensile strength, Young's modulus, flexural strength, and dimensional stability, many experimental and numerical studies have been conducted. The growing industrial use of this method highlights the need to review and evaluate these studies. This research aims to review and critically analyze them from both experimental and numerical perspectives to identify the key parameters in optimizing mechanical properties and reducing costs. Results show that parameters such as layer thickness and print speed have a greater effect on tensile strength and production time/cost. Achieving a proper balance among printing parameters is essential to produce parts with optimal properties and low cost. The findings are also consistent with previous research.

Keywords: 3D printing, Fused Deposition Modeling (FDM), Printing parameters, Experimental analysis, Numerical simulation

۱- مقدمه

به دلیل سادگی، هزینه کم و دسترسی آسان به یکی از پرکاربردترین روش‌ها برای ساخت قطعات تبدیل شده است [۷]. این روش بیشتر برای چاپ فیلامنت‌های پلیمری استفاده می‌شود و به‌ویژه برای نمونه‌سازی سریع مناسب است. با این حال، در تکنیک‌های مبتنی بر بستر پودری مانند SLS و SLM هزینه‌ها و زمان ساخت معمولاً بالا هستند [۸] که ممکن است محدودیت‌هایی در کاربردهای گسترده ایجاد کند. علاوه بر این، روش DLP نیز به دلیل هزینه بالای مواد اولیه کمتر از روش لایه‌نشانی همجوش مورد استفاده قرار می‌گیرد.

این روش در ۳۰ سپتامبر ۱۹۸۹ در ایالات متحده توسط اسکات کرامپ^{۱۱} ثبت اختراع شد [۹]. اساس این روش به بیان ساده، ذوب مواد خام و ایجاد لایه‌ای نازک از ماده با هندسه به-دست آمده از برش‌های متوالی مقطع یک جسم سه‌بعدی است. ماده مورد استفاده به صورت فیلامنتی که در یک قرقره قرار دارد، توسط یک چرخ محرک کشیده می‌شود. سر نازل با دمای کنترل شده، جهت ایجاد قابلیت جریان‌پذیری، قرار می‌گیرد. نازل دقیقاً مواد را در یک لایه‌ی فوق نازک هدایت کرده، تا ساختاری لایه به لایه تولید شود [۱۰]. طرحواره‌ای از روش لایه‌نشانی همجوش^{۱۲} در شکل (۱) ارائه شده است.



شکل ۱ قسمت‌های مختلف دستگاه لایه‌نشانی همجوش [۱۱]

در این روش معمولاً طراحی محصول با استفاده از نرم‌افزارهای مدل‌سازی نظیر سالیدورکز^{۱۳} انجام شده و فایل خروجی با قالب استریولیتوگرافی^{۱۴} ایجاد می‌شود. سپس فایل خروجی توسط نرم‌افزارهایی مانند سیمپلیفای^{۱۵} به لایه‌های نازک دوبعدی تقسیم می‌گردد. ابتدا نازل طبق مسیر داده شده

ساخت افزایشی^۱، روشی نوآورانه جهت ایجاد فرصت‌های جدید برای شرکت‌هایی است که به دنبال بهبود کارایی تولید می‌باشند. تولید قطعات با استفاده از مجموعه روش‌های ساخت افزایشی به‌طور قابل توجهی روش‌های سنتی را ساده کرده و این پتانسیل را دارد که در دهه‌های آینده به روش ساختی پرکاربرد تبدیل شود [۱]. ساخت افزایشی که با عنوان چاپ سه‌بعدی نیز شناخته می‌شود، روشی ساختی مبتنی بر افزودن مواد به صورت لایه به لایه، جهت ایجاد ساختار یکپارچه می‌باشد [۲]. این روش برای ساخت قطعات با اشکال پیچیده بسیار مناسب بوده و پتانسیل بالایی برای کاهش زمان و هزینه ساخت محصول دارد [۳]. با مدیریت درست مواد اولیه در این روش، ضایعات ناشی از ساخت کمتر می‌شود و مزایایی مانند افزایش سرعت ساخت و کیفیت بالاتر نسبت به تولید معمولی را فراهم می‌آورد که باعث محبوبیت روزافزون این فناوری شده است [۴]. روش ساخت افزایشی به سرعت در بخش‌های مختلف صنعتی شامل: خودروسازی و هواپیماسازی تا زیست پزشکی به‌کار گرفته شده و توسعه یافته است [۵]. فرآیندهای ساخت افزایشی به گونه‌های مختلفی تقسیم‌بندی می‌شوند. به‌عنوان مثال این روش را می‌توان براساس نوع مواد مورد استفاده طبقه‌بندی کرد [۶]:

الف) ساخت افزایشی مبتنی بر ماده اولیه جامد که روش‌های آن عبارتند از: لایه‌نشانی همجوش (بکارگیری فیلامنت^۲ به‌عنوان ماده اولیه) و ساخت اشیاء لایه‌ای^۳ (بکارگیری ورق به‌عنوان ماده اولیه).

ب) ساخت افزایشی مبتنی بر ماده اولیه پودر که روش‌های آن عبارتند از: چاپ سه‌بعدی جوهر افشان^۴، ذوب پرتو الکترونی^۵، تفجوشی لیزری انتخابی^۶، ذوب لیزری انتخابی^۷ و لایه‌نشانی لیزری فلزات^۸.

ج) ساخت افزایشی مبتنی بر ماده اولیه مایع که روش‌های آن عبارتند از: استریولیتوگرافی^۹ و پردازش نور دیجیتال^{۱۰}.

هر فرآیند با توجه به مواد مورد استفاده و خواص محصول نهایی، تفاوت‌های مشخصی با سایر فرایندها دارد. روش لایه-نشانی همجوش که با نام لایه‌نشانی ذوبی نیز شناخته می‌شود،

⁹ Stereolithography

¹⁰ Digital Light Processing (DLP)

¹¹ Scott Crump

¹² Fused Deposition Modeling (FDM)

¹³ Solidworks

¹⁴ Stereolithography (STL)

¹⁵ Simplify

¹ Additive Manufacturing (AM)

² Filament

³ Laminated Object Manufacturing (LOM)

⁴ Inkjet 3d Print (3DP)

⁵ Electron Beam Melting (EBM)

⁶ Selective Laser Sintering (SLS)

⁷ Selective Laser Melting (SLM)

⁸ Laser Metal Deposition (LMD)

استفاده قرار می‌گیرد [۱۷]. با توجه به توضیحات فوق، مزایا و معایب کلی این روش را می‌توان به صورت زیر دسته‌بندی نمود:

- مزایا:
 - عدم استفاده از مواد سمی و در نتیجه امکان استفاده از تجهیزات حتی در فضاهای اداری،
 - عدم نیاز به انجام عملیات پیچیده پس از فرآیند ساخت،
 - فناوری ساده، بی‌صدا و ایمن،
 - امکان تولید اشیاء و قطعات کاربردی با هندسه‌ی پیچیده،
 - امکان بکارگیری طیف نسبتاً گسترده‌ای از پلیمرها،
- معایب:
 - استحکام ناکافی قطعات در جهت عمود بر راستای چاپ،
 - وابستگی دقت ابعادی قطعه به ضخامت لایه،
 - احتمال ایجاد عیوب سطحی و داخلی کوچک ناشی از اتصال ناقص لایه‌ها [۱۸].

روش لایه‌نشانی همجوش به‌دلیل هزینه پایین و سادگی استفاده می‌شود.

با توجه به موارد ذکر شده در این پژوهش به بررسی مطالعات تجربی و عددی انجام شده مرتبط با روش لایه‌نشانی همجوش پرداخته می‌شود. در سال ۱۳۹۴ پژوهشی با موضوع مروری بر روش مدل‌سازی لایه‌نشانی همجوش [۱۹] انجام شد که صرفاً مقالات تجربی تا سال ۲۰۱۶ را شامل می‌شود، اما مقاله حاضر به بررسی مقالات مرتبط با این موضوع تا سال ۲۰۲۳ و همچنین علاوه بر بررسی مطالعات تجربی به بررسی مطالعات عددی نیز پرداخته است.

۲- مطالعات تجربی

در این بخش به بررسی مطالعات تجربی صورت گرفته توسط محققان، جهت بررسی اثر ماده اولیه و پارامترهای چاپ بر خواص مکانیکی قطعات ساخته‌شده به روش لایه‌نشانی همجوش پرداخته شده است. جهت ساخت، زاویه ساخت، تراکم چاپ، ضخامت لایه، سرعت چاپ، قطر نازل، دمای نازل و الگوی چاپ از جمله پارامترهای مورد بررسی هستند. برخی از این پارامترها

توسط نرم‌افزار در بستر چاپ (صفحه $X-Y$) حرکت کرده و همزمان با خروج کنترل شده مواد از نازل، لایه‌نشانی اولین لایه صورت می‌گیرد. پس از تکمیل یک لایه، نازل چاپگر در جهت عمود بر صفحه (راستای Z) به اندازه تعریف شده در نرم‌افزار (ضخامت لایه) به سمت بالا حرکت کرده و یا بستر چاپ به اندازه ضخامت یک لایه به پایین حرکت می‌کند. در ادامه لایه‌ی جدید در لایه‌ی قبلی نفوذ کرده و بین دو لایه اتصال ایجاد می‌شود. لایه‌نشانی متوالی مواد تا شکل‌گیری کامل قطعه ادامه می‌یابد. پس از تکمیل قطعه، می‌توان آن را از بستر چاپ به صورت دستی یا شیمیایی (استفاده از استون) جدا کرد [۱۲]. برخی از پارامترهای مؤثر در این روش به دو دسته تقسیم می‌شود، که عبارتند از:

- پارامترهایی که صرفاً توسط نرم‌افزار قابل تغییر هستند؛ این پارامترها خود به دو دسته مجزا تقسیم می‌شوند.
 - ✓ پارامترهایی با بازه‌های تغییراتی کوچک: ضخامت لایه^۱، سرعت چاپ^۲، تعداد خطوط دیواره^۳، ضخامت دیواره^۴، ضخامت لایه بالا^۵، ضخامت لایه پایین^۶، پارامترهای رشته خروجی از نازل^۷.
 - ✓ پارامترهایی با بازه‌های تغییراتی بزرگ: چگالی پرکردن^۸ و الگوی پرکردن^۹.
- پارامترهایی که هم با دستگاه و هم با نرم‌افزار قابل تغییر هستند، همانند: دمای چاپ^{۱۰}، دمای صفحه ساخت^{۱۱}، قطر نازل^{۱۲} و فن خنک‌کننده^{۱۳} [۱۳].

با توجه به تعدد پارامترها، شناسایی تأثیر و تعیین مقادیر بهینه آن‌ها برای دستیابی به قطعات با کیفیت، اهمیت بالایی دارد [۱۴]. علاوه بر پارامترهای فرایند، جنس فیلامنت مورد استفاده نیز در کیفیت قطعه مؤثر است. در چاپ روش لایه‌نشانی همجوش معمولاً از پلیمرهای ترموپلاستیک متنوعی مانند پلی-لاکتیک اسید^{۱۴}، اکریلونیتریل بوتادین استایرن^{۱۵}، پلی آمید^{۱۶} و پلی کربنات^{۱۷} استفاده می‌شود [۱۵، ۱۶]. علاوه بر این، انواع فیلامنت‌های ساخته شده از مواد مرکب حاوی پلیمرها به عنوان زمینه و تقویت‌کننده‌هایی همانند چوب، ذرات سرامیکی یا فلزی، الیاف کوتاه و پیوسته نیز در روش لایه‌نشانی همجوش مورد

¹⁰ Printing Temperature

¹¹ Build Plate Temperature

¹² Nozzle Diameter

¹³ Cooling

¹⁴ Polylactic Acid (PLA)

¹⁵ Acrylonitrile Butadiene Styrene (ABS)

¹⁶ Polyamide (PA)

¹⁷ Polycarbonate (PC)

¹ Layer Thickness

² Printing Speed

³ Number Of Wall Lines

⁴ Wall Thickness

⁵ Top Layer Thickness

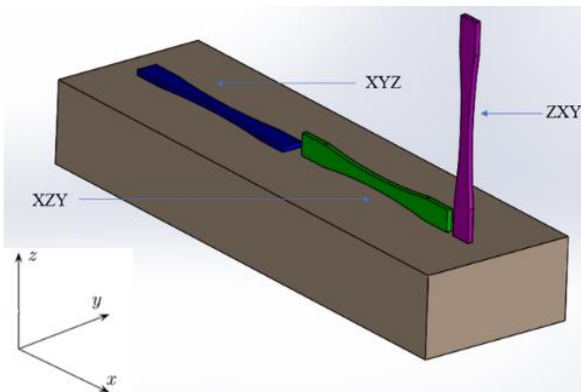
⁶ Bottom Layer Thickness

⁷ Raster Parameters

⁸ Infill Density

⁹ Infill Pattern

همچنین نمونه‌های چاپ شده با پلی اتر کتون کتون^۱ در جهت روی لبه (XZY)، بهترین خواص خمشی و در جهت عمودی (ZXY) (شکل (۳))، کمترین مقاومت خمشی را نشان می‌دهند. شایان ذکر است نحوه نام‌گذاری جهات چاپ از بزرگترین بعد به کوچکترین بعد از چپ به راست نوشته می‌شود. به‌طور مثال منظور از چاپ در جهت XZY به این معنا می‌باشد که X و Y به ترتیب بزرگترین و کوچکترین بعد را در هندسه قطعه دارا هستند [۲۴].



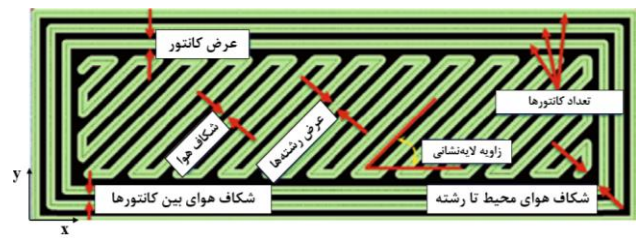
شکل ۳ جهتهای چاپ [۲۳]

۲-۲- ضخامت لایه

ضخامت لایه نقش مهمی در کیفیت قطعات دارد که به‌طور قابل توجهی بر زمان چاپ تأثیر می‌گذارد؛ به‌گونه‌ای که با کاهش ضخامت لایه به‌طور قابل توجهی زمان لازم جهت چاپ افزایش می‌یابد [۲۴]. نتایج تجربی نشان می‌دهند که زبری سطوح تولید شده توسط فرآیند لایه‌نشانی همجوش با افزایش ضخامت لایه افزایش می‌یابد. در واقع شکاف‌های بین لایه‌ها علت اصلی زبری سطح هستند که با افزایش ضخامت لایه، این شکاف‌ها بزرگتر شده و زبری سطح افزایش می‌یابد [۲۵، ۲۶].

این پارامتر بر خواص مکانیکی قطعات چاپ شده نیز مؤثر است. سرعت چاپ کم و ضخامت لایه پایین منجر به افزایش مقاومت کششی، مدول یانگ، استحکام تسلیم و استحکام خمشی قطعات می‌شود؛ زیرا پیوند بین لایه‌ای محکمی ایجاد می‌گردد (نمودار (۲)) [۲۰، ۲۴، ۲۷-۲۹]. از سوی دیگر افزایش ضخامت لایه جهت دستیابی به استحکام ضربه بیشتر توصیه می‌شود (نمودار (۳)) [۲۹، ۳۰]. همچنین دیده شده است با افزایش ضخامت لایه، سختی راکول کاهش می‌یابد که پیامد افزایش زبری و در نتیجه ایجاد حفره‌های هوای بزرگتر بین لایه‌ها است (نمودار (۳)) [۲۹].

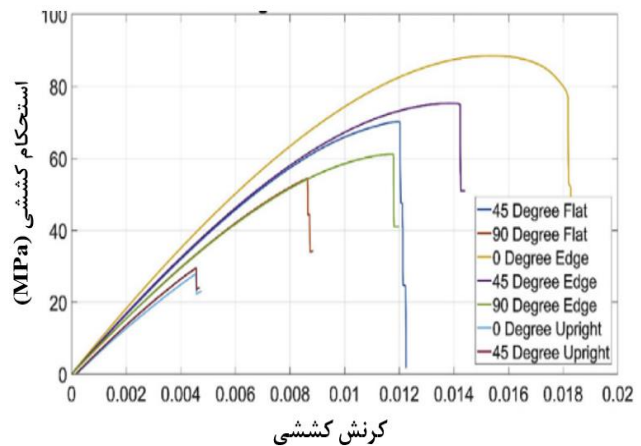
در شکل (۲) ارائه شده است که در ادامه به صورت کامل در بخش مناسب مورد بررسی قرار گرفته است.



شکل ۲ پارامترهای چاپ [۱۰]

۲-۱- جهت ساخت

خواص مکانیکی قطعات چاپ شده به‌شدت تابع جهت ساخت می‌باشد. به‌عنوان مثال در نمودار (۱)، اثر جهت ساخت بر رفتار کششی قطعات ساخته شده از یک ترموپلاستیک با کارایی بالا با نام تجاری ULTEMTM 9085 مورد ارزیابی قرار گرفته است. مشاهده گردید که جهت لبه بالاترین استحکام کششی را دارد [۲۰]. نه تنها خواص کششی، بلکه استحکام فشاری، استحکام خمشی و زمان ساخت نیز با تغییر جهت ساخت تغییر می‌کند [۲۱، ۲۲].



نمودار ۱ میانگین نتایج تنش-گرنش کششی برای ماده

ULTEMTM 9085 [۲۰]

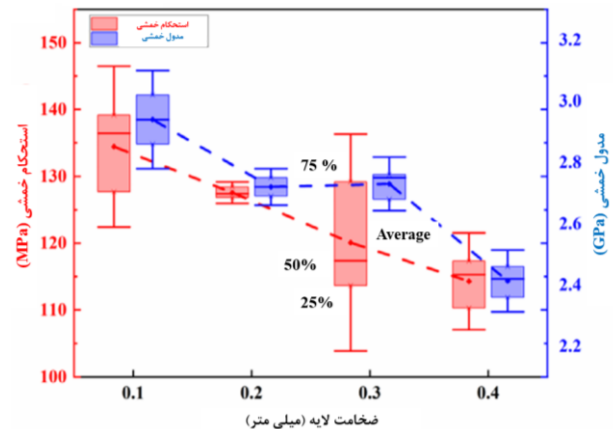
جهت ضخامت نمونه‌ها در روش ساخت افزایشی، می‌تواند در هر یک از جهات X، Y و Z باشد که در شکل (۳) نشان داده شده است. همچنین مشخص گردید جهت لبه (XZY) جهت چاپی است که بهترین نتیجه را از نظر خواص مکانیکی ارائه می‌دهد. به‌طور کلی، بالاترین مقدار میانگین استحکام نهایی به‌دست آمده برای پلی‌کربنات در جهت ساخت XZY به‌دست آمد [۲۳].

¹ Polyetherketoneketone (PEKK)

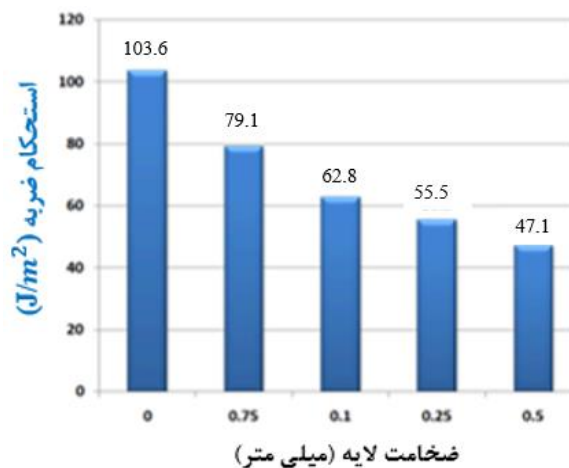
یانگ بهتر می‌شود. همچنین سبب افزایش طول در هنگام شکست می‌گردد [۳۱]. بررسی اثر متقابل ضخامت لایه و ماده مصرفی نشان می‌دهد که تأثیر ضخامت، مستقل از نوع ماده بوده و مقدار بهینه این پارامتر در حدود ۰/۱۶ تا ۰/۳ میلی‌متر می‌باشد [۳۰]. عملاً مشخص نیست که اگر مجموعه‌ای از پارامترهای بهینه به چاپگرهای سه‌بعدی دیگر منتقل شود، چه نتایجی به دست می‌آید [۳۲]. اگر زیبایی و دقت ظاهری قطعه در اولویت باشد، ضخامت لایه‌های پایین‌تر برای این امر مناسب‌تر است [۳۳].

۲-۳- زاویه لایه‌نشانی^۲

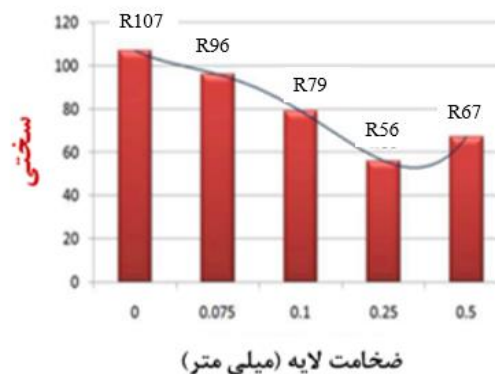
این زاویه جهت لایه‌نشانی مواد را نسبت به محور X نشان می‌دهد (شکل (۲)). به‌طور کلی زاویه لایه‌نشانی ممکن است از ۰ درجه تا ۹۰ درجه متغیر باشد [۳۴]. نتایج نشان می‌دهد که در برخی موارد جهت‌گیری ۰ درجه نسبت به راستای اعمال نیرو دارای بالاترین حد نهایی و استحکام تسلیم است؛ زیرا تراز مولکول‌ها به موازات محور تنش می‌باشد، در حالی که زوایای ۴۵ تا ۹۰ درجه به عنوان ضعیف‌ترین جهت شناسایی شد که در آن‌ها پیوند بین لایه‌ای ضعیف مشاهده می‌شود [۳۵]. همچنین مشخص گردیده، نمونه با زاویه لایه‌نشانی ± 45 درجه دارای حداکثر استحکام کششی و ضربه می‌باشد، در حالی که لایه‌نشانی ۰/۹۰ درجه حداکثر مقاومت خمشی را دارا است. این پارامتر همچنین بر روی مکانیزم و علت شکست نیز تأثیر می‌گذارد. به‌عنوان مثال در نمونه متشکل از فیلامنت ULTEM™ 9085 شکست در زاویه لایه‌نشانی ± 45 درجه صرفاً به دلیل شکست فیلامنت رخ داده، در حالی که شکست نمونه ساخته شده با زاویه لایه‌نشانی ۹۰ درجه، ناشی از پدیده لایه‌لایه شدن اولیه و سپس شکستگی فیلامنت است [۲۰]. همچنین در نمونه‌های کامپوزیت پلاستیکی تقویت شده با فیبر کربن^۳ با زاویه لایه‌نشانی ۰/۹۰ درجه استحکام کششی، مدول یانگ و استحکام تسلیم بیشتری نسبت به نمونه‌هایی با زاویه لایه‌نشانی ± 45 درجه داشته؛ در حالی که نمونه‌های نوع دوم چقرمگی و شکل‌پذیری بالاتری دارند. این تفاوت نسبت به نمونه‌ی ساخته شده بدون تقویت‌کننده (فیلامنت ULTEM™ 9085) ناشی از نقش الیاف تقویت‌کننده به عنوان پارامتر حاکم بر خواص مکانیکی کامپوزیت است. سطوح شکست مربوط به نمونه‌های کامپوزیت تقویت شده با فیبر کربن در شکل (۴) نشان داده شده است [۲۸].



نمودار ۲ تغییرات استحکام و مدول خمشی پلی اتر کتون چابی با ضخامت لایه‌های مختلف (۰/۱، ۰/۲، ۰/۳، ۰/۴ میلی‌متر) [۲۴]



الف



ب

نمودار ۳ الف- تغییر استحکام ضربه با افزایش ضخامت لایه،

ب- تغییرات سختی راکول با ضخامت لایه [۲۹]

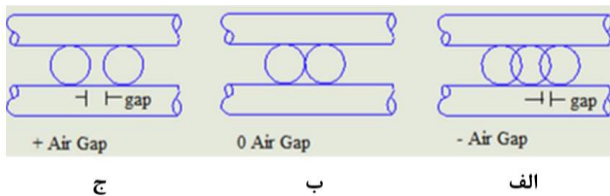
نتایج میکروسکوپ الکترونی روبشی^۱ نشان می‌دهد که ضخامت لایه کوچک‌تر، یکپارچگی قطعه را با افزایش ناحیه پیوند بین لایه‌ها بهبود بخشیده و منجر به استحکام نهایی و مدول

³ Carbon Fiber-Reinforced Plastic (CFRP)

¹ Scanning Electron Microscope (SEM)

² Raster angle

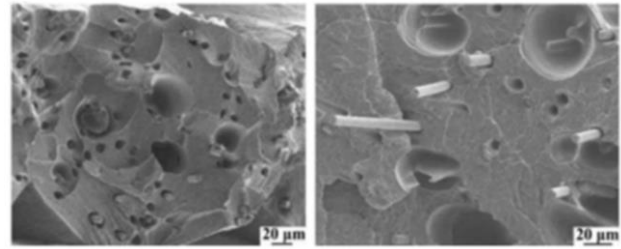
پیوندهای بهتر بین لایه‌های مجاور در شکاف‌های هوا منفی منجر به شکستن قطعه در کرنش بیشتر می‌شود [۲۳]. جهت کاهش شکاف هوای واقعی می‌توان دمای نازل را افزایش داد که همراه با افزایش استحکام خمشی می‌باشد [۲۴].



شکل ۵ انواع شکاف هوا؛ الف- منفی، ب- صفر، ج- مثبت [۲۴]

۲-۵- سرعت چاپ

این پارامتر به عنوان سرعت حرکت نازل در هنگام لایه‌نشانی مواد بر روی بستر چاپ در امتداد صفحه XY شناخته می‌شود. زمان و سرعت چاپ رابطه مستقیم با هم دارند. با این حال، تأثیر سرعت چاپ، هنگام چاپ لایه‌هایی با ضخامت نازک‌تر به دلیل تغذیه‌ی کافی ماده ناچیز است [۴۱، ۴۲] و به‌طور کلی، سرعت چاپ باید متناسب با سرعت خروج ماده از نازل باشد [۲۶]. افزایش سرعت چاپ به دلیل کاهش چگالی قطعات چاپ شده، تأثیر منفی بر استحکام کششی داشته، اگر چه به علت کاهش فاصله زمانی لایه‌گذاری، دمای لایه زیرین هنگام لایه‌نشانی لایه بالایی در سطح مطلوب‌تری باقی مانده و سبب بهبود نفوذ لایه‌ها در یکدیگر می‌شود [۲۶-۲۸]. سرعت چاپ بالاتر می‌تواند به‌طور مؤثر مصرف انرژی را کاهش داده؛ هرچند زبری سطح را افزایش می‌دهد [۲۷]. در پژوهشی دیگر برخلاف مراجع [۲۶-۲۸] بررسی شده، سرعت چاپ تأثیر کمی بر استحکام کششی داشته، اما به‌طور قابل توجهی بر هزینه‌های تولید تأثیر می‌گذارد. هرچند نرخ تغذیه پایین به پیوند بین لایه‌ای کمک کرده، اما تولید را کاهش و هزینه‌های آن را افزایش می‌دهد؛ زیرا هنگامی که سرعت چاپ کندتر باشد، کل زمان چاپ برای یک نمونه افزایش می‌یابد [۳۰، ۴۳]. در تناقض با موارد [۳۰، ۴۳]، در پژوهش انجام گرفته توسط وانگ و همکارانش [۴۴]، مشخص گردید با افزایش سرعت چاپ، استحکام کششی نمونه‌ها تا حد قابل توجهی کاهش می‌یابد. همچنین مشاهده شد افزایش سرعت چاپ در ضخامت لایه یکسان، افزایش زبری سطح را سبب می‌شود [۴۵]. با توجه به پژوهش‌های ذکر شده این پارامتر نیز مستقل از نوع ماده می‌باشد. پیدا کردن سرعت بهینه، بسیار با اهمیت است که این مقدار بدون در نظر گرفتن ملاحظات تولید



شکل ۴ سطوح شکست نمونه‌های کامپوزیت تقویت شده با فیبر کربن ساخته شده با دو زاویه لایه‌نشانی؛ الف- [۰/۹۰]، ب- [۴۵/+۴۵] [-۲۸]

در ادامه بررسی‌ها، خواص مکانیکی فیلامنت متشکل از پلی اتیلن ترفتالات^۱ بازیافتی در سه زاویه لایه‌نشانی موازی (۰°)، مورب (۴۵°) و عمود (۹۰°) و دو جهت ساخت عمودی و افقی بررسی شده است. نتایج نشان می‌دهد زاویه لایه‌نشانی تأثیر قابل توجهی بر شکل‌پذیری دارد. نمونه‌های چاپ شده با زاویه لایه‌نشانی مورب (۴۵°) و عمود (۹۰°) درجه، ازدیاد طول در مقادیر شکست کمتر از ۱۰ درصد را نشان دادند، در حالی که نمونه‌های موازی (۰°) درجه، ازدیاد طول بیش از ۲۰۰ درصد را دارا بودند. همچنین نمونه‌های چاپ شده در جهت عمودی (۹۰°) درجه) استحکام بسیار کمتری در مقایسه با نمونه‌های افقی دارند. این تفاوت را می‌توان به همجوشی ضعیف بین لایه‌های چاپ شده نسبت داد [۳۶]. نمونه‌های چاپ شده با زاویه‌ی ۰ درجه بالاترین استحکام کششی را داشتند و به دنبال آن [۰/۹۰] و [۴۵، +۴۵] و کمترین آن ۹۰ درجه بود [۳۷].

۲-۴- شکاف هوا^۲

این پارامتر نشان‌دهنده فاصله بین لایه‌نشانی دو لایه‌ی مجاور است. مقدار شکاف هوا می‌تواند صفر، مثبت یا منفی باشد (شکل ۵)، که قابلیت تنظیم در نرم‌افزار سیمپلیفای و یا نرم‌افزارهای مشابه را دارد. در مورد شکاف هوای صفر، مواد لایه‌نشینی شده فقط با یکدیگر در تماس هستند. در حالت شکاف هوای مثبت، دو لایه‌ی مجاور از هم جدا شده و در نتیجه ساختاری با استحکام پایین ایجاد می‌شود. شکاف هوای منفی زمانی استفاده می‌شود که ساختار متراکم‌تری مورد نیاز بوده و محدودیت زمانی وجود ندارد [۳۸، ۳۹]. همچنین شکاف هوای منفی خواص مکانیکی مواد مانند استحکام کششی و سفتی را افزایش می‌دهد [۲۰، ۳۸]. بهترین خواص مکانیکی برای همه جهات با استفاده از شکاف هوای شطرنجی منفی به‌دست می‌آید [۴۰]. همچنین

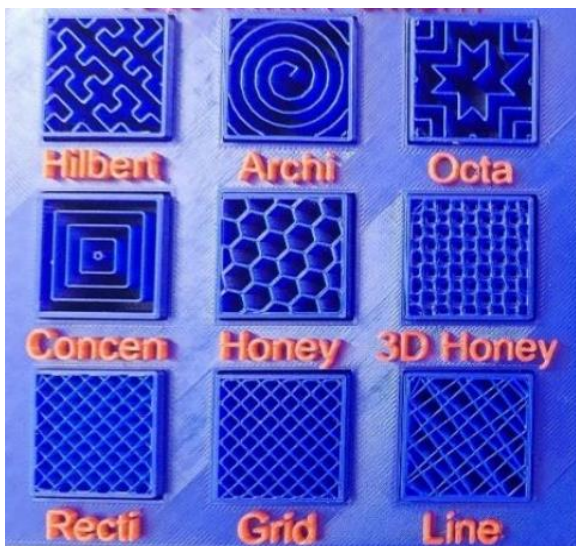
^۲ Air gap

^۱ Polyethylene Terephthalate (PET)

همچنین در نمونه‌های متخلخل (دارای تراکم پرشوندگی کمتر از ۱۰۰٪)، نسبت نیروی تحمل شده ماکزیمم به جرم نزدیک به یکدیگر می‌باشند؛ اما این مقدار در تراکم پرشوندگی ۱۰۰٪ بالاتر است که می‌تواند به دلیل افزایش قابل توجه چسبندگی رشته‌ها باشد [۴۹]. علاوه بر این نشان داده شد درصد بازیابی نیرو برای نمونه‌های چاپ شده با تراکم پرشوندگی ۵۰٪ بالاتر از ۱۰۰٪ می‌باشد [۵۰].

۲-۷- الگوی پرکردن

طرح هندسی منظمی که جهت چاپ ساختار داخلی قطعات در حال چاپ استفاده می‌گردد، الگوی پرکردن نامیده می‌شود. از جمله الگوهای پرکننده رایج می‌توان به الگوهای شش ضلعی، خطی و الماسی اشاره کرد (شکل (۶)) [۵۱]. الگوی پرکردنی که معمولاً در روش لایه‌نشانی همجوش استفاده می‌شود، الگوی شش ضلعی است. در پژوهشی ارتباط تأثیر الگوی پرکردن با خواص مکانیکی نشان داده شده است؛ به نحوی که الگوهای مختلف می‌تواند منجر به نتایج مختلفی در خواص کششی یا فشاری گردد. ممکن است یک الگو تحت یک بارگذاری خواص مکانیکی خوبی را نشان دهد، اما تحت بارگذاری دیگر اینگونه نباشد. الگوی پرکننده متحدالمرکز و مستطیلی مقادیر تقریباً مشابه و بالاتری از استحکام کششی را برای تراکم پر شدن ۱۰۰٪ نشان می‌دهد [۵۲].



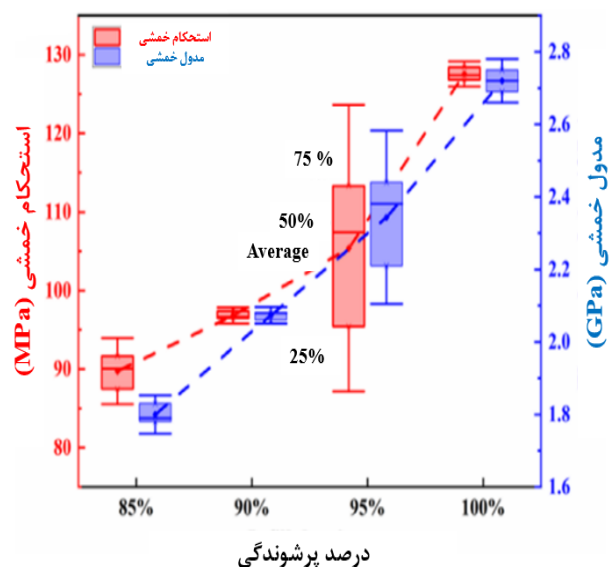
شکل ۶ انواع الگوهای پرکننده [۵۴]

پژوهشگران پس از بررسی اثر الگوهای مختلف پر کردن پلی-لاکتیک اسید به این نتیجه رسیدند که نوع پر کردن مستطیلی دارای استحکام کششی بهینه و نوع پرکردن مثلثی دارای

بین ۴۶ تا ۶۵ میلی‌متر بر ثانیه پیشنهاد شده است؛ زیرا در صورتی که سرعت بالاتر از سرعت بهینه باشد، پیوند لایه‌ها به خوبی ایجاد نمی‌گردد [۳۰] و در سرعت‌های کمتر از مقدار بهینه، استحکام ضربه در جایی که توزیع حفرات داخل هر لایه غیریکنواخت است، کاهش می‌یابد [۴۵].

۲-۶- چگالی پرکردن

چگالی پرکردن، حجم ماده چاپ شده روی بستر را نشان می‌دهد. مطالعات نشان داده است، چگالی کم پرکننده در ساختار داخلی موجب تضعیف خواص مکانیکی می‌گردد [۴۶، ۴۷]. چگالی پر شدن بیشتر به معنای شکاف هوای کوچکتر بوده، که سبب افزایش جرم مواد لایه‌نشانی شده در همان حجم قطعه گردیده و آن را متراکم‌تر می‌کند [۴۸]. چگالی پرکننده بر مصرف انرژی، استحکام، سختی، زمان تولید و وزن قطعات ساخت به روش لایه-نشانی همجوش تأثیر می‌گذارد. چگالی پرکردن نسبت به پارامترهای مؤثر دیگر، بالاترین میانگین اثر را بر استحکام کششی قطعه تولید شده به روش لایه‌نشانی همجوش دارد [۲۷]. همچنین افزایش چگالی پر کردن عملکرد خمشی قطعه چاپ شده را بهبود می‌بخشد که نتایج آن در نمودار (۴) نشان داده شده است [۲۴]. همچنین مشاهده گردید اختلاف داده‌ها در درصد پرشوندگی ۹۵٪ بیشتر از درصد‌های پرشوندگی دیگر است که لازم است این پارامتر در هر قطعه به‌طور جداگانه بررسی شود. در پژوهشی دیگر نتیجه بر آن شد که با کاهش درصد پرشوندگی نیروی تحمل شده توسط قطعه کاهش می‌یابد.



نمودار ۴ استحکام و مدول خمشی پلی‌اترکتون کتون چاپی با تراکم‌های مختلف پرکننده (۸۵٪، ۹۰٪، ۹۵٪، ۱۰۰٪) [۲۴]

در نمونه‌های ساخته شده با پلی‌اتر اتر کتون^۱ دمای نازل بالاتر می‌تواند بر کردن حفره‌ها و منافذ را تسهیل نمود؛ زیرا منجر به سیالیت بهتر رشته پلی‌اتر کتون می‌شود [۵۸]. برای داشتن بهترین خواص، لازم است دمای بهینه مشخص گردد. به‌عنوان مثال این مقدار برای پلی‌لاکتیک اسید در بازه ۲۲۰-۲۰۱ درجه سانتی‌گراد می‌باشد [۳۰]. به‌طور مثال در پژوهشی این مقدار ۲۱۰ درجه سانتی‌گراد انتخاب شد؛ زیرا با افزایش دما، پاشش ماده به اطراف زیادتر شده و زبری افزایش می‌یابد [۵۹]. شایان ذکر است که دمای بهینه نازل تابع جنس فیلامنت مورد استفاده در روش لایه‌نشانی همجوش است [۳۰، ۵۸].

۳-۲- مدل‌سازی و شبیه‌سازی‌های عددی

علاوه بر مطالعات تجربی انجام شده، مطالعات عددی هم به بررسی تأثیر پارامترهای فرآیندی بر رفتار مکانیکی و رئولوژیکی پرداخته و در مواردی میزان همپوشانی نتایج تجربی و شبیه‌سازی مقایسه شده است. استفاده از شبیه‌سازی‌های عددی سبب می‌شود که در استفاده از ماده و زمان صرفه‌جویی شده و با حداقل آزمون‌های آزمایشگاهی بتوان خواص مکانیکی و عیوب قطعه چاپ شده را در شبیه‌سازی‌ها پیش‌بینی و سپس پارامترهای فرآیندی را بهینه نمود.

۳-۱- شبیه‌سازی فرآیند چاپ

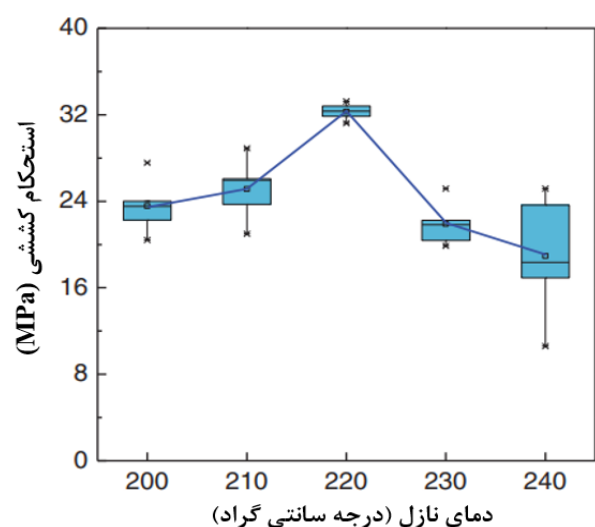
قطعات چاپ شده به روش لایه‌نشانی همجوش تغییرات زیادی اعم از دما، تنش و اعوجاج (انحنای داشتن جزئی نسبت به حالت مطلوب آن) را در حین فرآیند تجربه می‌کنند. به‌طور مثال، رشته مذاب با دمای بالا، در طول لایه‌نشانی روی لایه پشتیبان^۲ سریع سرد می‌شود. در نتیجه، قطعات تولید شده با استفاده از روش لایه‌نشانی همجوش اغلب می‌توانند از هندسه طراحی شده منحرف شده و عملکرد مکانیکی آن‌ها به دلیل اعوجاج‌ها و تنش‌های پسماند که در طول فرآیند چاپ انباشته می‌شوند، تحت تأثیر قرار گیرد. این عیوب هندسی و تنش‌های پسماند می‌تواند به‌طور قابل توجهی بر طول عمر قطعات چاپ شده به روش لایه‌نشانی همجوش تأثیر بگذارد. از این‌رو شبیه‌سازی المان محدود^۳ (با استفاده از نرم‌افزارهایی مانند آباکوس و انسیس) می‌تواند به عنوان ابزاری پیش‌بینی‌کننده برای درک تأثیر این متغیرها و همچنین کاهش تأثیر منفی آن‌ها در قطعات چاپ شده مورد استفاده قرار گیرد [۶۰].

بیشترین مدول یانگ است [۴۷]. نکته حائز اهمیت این است که اثر این خاصیت به نوع ماده‌ای که چاپ می‌شود، وابسته است [۴۷، ۵۳].

۲-۸- دمای نازل (دمای اکستروژن)

دمایی که المنت‌های مجاور نازل تأمین کرده، تا مواد در محل نازل در دمایی بالاتر از نقطه ذوب قرار گرفته و به صورت مذاب از آن خارج شوند، تحت عنوان دمای نازل شناخته می‌شود [۲۸]. این پارامتر بر گرانروی مواد مورد استفاده و در نتیجه‌ی آن بر ویژگی‌های ریزساختاری و مکانیکی قطعه تأثیر می‌گذارد. با کاهش دمای اکستروژن، دقت ابعادی بدلیل امکان کنترل میزان جریان‌پذیری، بهبود می‌یابد. درحالی‌که، خواص مکانیکی قطعات چاپ شده مانند سفتی و استحکام نهایی در نتیجه همجوشی کمتر بین لایه‌ها کاهش می‌یابد [۴۴، ۵۵]. بنابراین تعیین بهینه میزان دمای اکستروژن با اهمیت است [۵۶]. خواص مکانیکی دینامیکی و رفتار رئولوژیکی مواد چاپ شده با روش لایه‌نشانی همجوش با تغییر دمای نازل تغییر می‌کند. هنگامی که دمای نازل بسیار پایین است، سیالیت مواد اکستروژن شده ضعیف بوده، که همراه با استحکام پیوند بین لایه‌های ضعیف می‌باشد [۲۸، ۵۷].

همانطور که در نمودار (۵) مشاهده می‌شود، افزایش دمای نازل تا مقدار معینی به دلیل ایجاد پیوند بهتر، منجر به افزایش خواص کششی شده و بعد از آن به دلیل ایجاد منافذ بیشتر در داخل نمونه، کاهش خواص کششی را به دنبال دارد [۲۸].



نمودار ۵ اثرات دمای نازل بر استحکام کششی [۲۸]

³ Finite Element Analysis (FEA)

¹ Polyether Ether Ketone (PEEK)

² Supporting layer

۳-۲- شبیه‌سازی‌های حرارتی

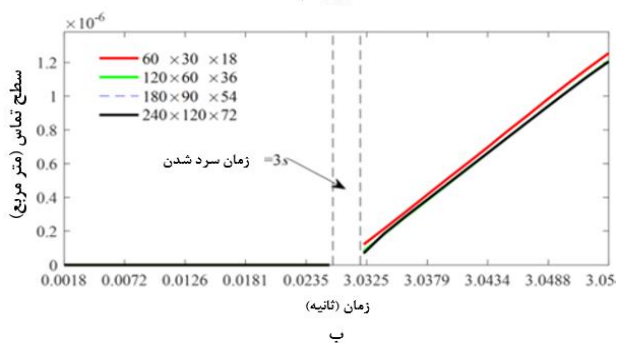
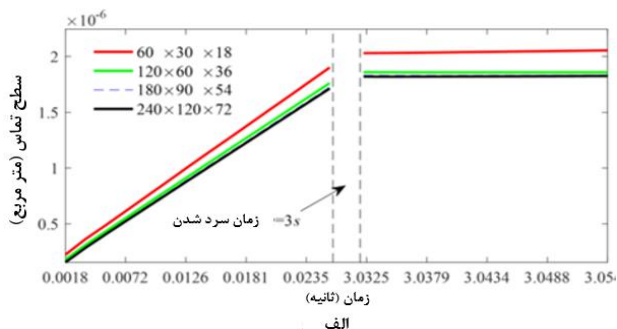
از جمله مطالعات عددی صورت گرفته در زمینه شبیه‌سازی حرارتی می‌توان به بررسی اثرات شرایط انتقال حرارت واقعی با استفاده از مدل‌های یک بعدی (در جهت عمودی یا همان ارتفاع) در محیط یک ماشین ساخت افزایشی با پتانسیل گسترش برای بررسی اجزای سه‌بعدی اشاره نمود [۶۱].

در رابطه با شبیه‌سازی حرارتی فرایند، می‌توان به شبیه‌سازی مکانیسم پیوند سطحی، در فرآیند لایه‌نشانی همجوش به کمک نظریه انتشار بین مولکولی پلیمری مبتنی بر انتقال حرارت برای پیوند پلی‌اورتان ترموپلاستیک^۱ و اکریلونیتریل بوتادین استایرن اشاره کرد. در این پژوهش، یک مدل عددی، اثر دمای نازل و سرعت چاپ جهت را بر استحکام پیوند سطحی اکریلونیتریل بوتادین استایرن/ پلی‌اورتان ترموپلاستیک پیش‌بینی نموده، که با نتایج تجربی نیز ارزیابی شده است [۶۲].

در مطالعه دیگری، رفتار حرارتی پلی‌لاکتیک اسید در طول فرآیند لایه‌نشانی همجوشی از منظر اثرات دمای نازل، سرعت اکستروژن و ضخامت لایه بر حداکثر اعوجاج عمودی و حداکثر تنش حرارتی به کمک مدلی عددی مورد مطالعه قرار گرفته است. نتایج یدست آمده از این مدل نشان می‌دهد که کاهش دمای اکستروژن، کاهش سرعت چاپ و کاهش ب می‌دهد

ضخامت لایه، سبب کاهش اعوجاج عمودی و تنش حرارتی پسماند می‌شود [۶۳]. در زمینه شبیه‌سازی‌های حرارتی، مدل توسعه یافته جهت تخمین مساحت منطقه تماس با بستر چاپ نیز قابل توجه است. نتایج این مدل نشان می‌دهد که پس از لایه‌نشانی، سطح تماس با افزایش زمان افزایش یافته و پس از حدود ۳ ثانیه سرد شدن، با افزایش زمان این سطح ثابت می‌ماند. نتایج این بررسی در نمودار (۶) ارائه شده است [۶۴].

از دیگر پژوهش‌های مرتبط در حوزه شبیه‌سازی، پیش‌بینی تغییر شکل حرارتی قطعه کار در طول فرآیند، برای قطعات ساخته شده از رشته‌های پلی‌آمید ۶۶ تقویت‌شده با پودر کربن است. در این مطالعه از نرم‌افزار دیجیمت^۲ برای تجزیه و تحلیل خواص فیزیکی پلی‌آمید ۶۶ حاوی کربن و پیش‌بینی میزان مناسب کربن استفاده شده است. سپس خواص مواد به عنوان ورودی نرم‌افزار انسیس^۳ استفاده شده تا مشخص گردد که افزودن پودر کربن تا چه میزان در کاهش ضریب انتقال حرارتی^۴ مفید است (جدول (۱)) [۶۵].



نمودار ۶ تغییرات میزان تماس با تغییر زمان برای چهار وضوح مختلف؛ الف- منطقه تماس با سطح پایین، ب- ناحیه تماس بین دو رشته [۶۴]

جدول ۱ پارامترهای کامپوزیت دارای خصوصیات فیزیکی عددی با محتوای کربن متفاوت [۶۵]

wt%	CTE ($\times 10^{-5}$)	E (10^9)	ν
	1/°C	pa	
۲۰	۵/۸۸۹۲	۱/۷۶۳۲	۰/۳۸۷۹
۱۵	۶/۲۲۴۴	۱/۶۲۷۵	۰/۳۹۱
۱۰	۶/۵۵۴۵	۱/۵۰۶۵	۰/۳۹۴
۰	۶/۸۷۹۷	۱/۳۹۷۰۲	۰/۳۹۷

در مطالعه‌ای به بررسی انتقال حرارت با مدل‌سازی رئولوژیکی داده‌های افت فشار ناشی از فرآیند، پرداخته شد. در این حالت فشار نازل با نظارت بر توان مصرفی برای هدایت انتهای داغ (جزئی از چاپگر که لایه به لایه مواد را از طریق یک نازل گرم، ذوب و اکستروژن می‌کند) در طول چاپ اندازه‌گیری می‌شود. در نهایت، نشان داده شد که رسوب مواد در ناحیه مورد استفاده برای ذوب/نرم شدن پلیمر به‌طور قابل توجهی سرعت انتقال حرارت را کاهش می‌دهد. یا به‌طور کلی می‌توان گفت انتقال حرارت بر افت فشار در سراسر نازل تأثیر گذاشته و سرعت چاپ را محدود می‌کند [۶۶].

³ Ansys

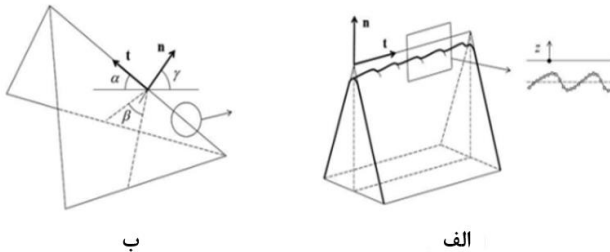
⁴ Coefficient of thermal expansion (CTE)

¹ Thermoplastic Polyurethane (TPU)

² Digimat

۳-۳- شبیه‌سازی جریان مذاب

است. در این روش، انحراف از شکل لبه اسمی (شکل ۸-الف) به عنوان تابعی از ضخامت لایه و سه زاویه‌ی مشخص (شکل ۸-ب) تعریف شد و وابستگی آن به هندسه قطعه و جهت ساخت مشخص گردید و در نهایت صحت شبیه‌سازی با داده‌های تجربی موجود تأیید شد. در این پژوهش اثر پارامترهای دیگری مانند پل زدن^۳ (چاپ یک قسمت صاف و افقی از مدل بدون پشتیبانی لایه زیرین) نادیده گرفته شده است [۶۹].

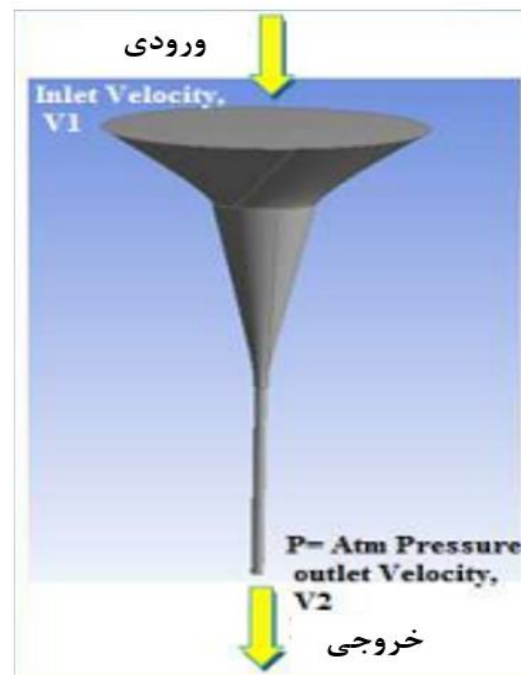


شکل ۸ الف- انحراف از شکل لبه اسمی، ب- زوایای متغیر [۶۹]

مطالعه پارامتری اعوجاج قطعات در روش لایه‌نشانی همجوشی با استفاده از تحلیل المان محدود سه‌بعدی نشان می‌دهد که، سرعت چاپ مهم‌ترین عامل مؤثر بر اعوجاج قطعات و به دنبال آن ضخامت لایه است. همچنین اثر عرض رشته چاپ شده بر اعوجاج به تنهایی ناچیز است. با این حال، اثرگذاری عرض رشته و ضخامت لایه برهم قابل توجه است. به‌طور کلی تنش‌های پسماند در قطعات تولیدی به روش لایه‌نشانی همجوش، با افزایش ضخامت لایه کاهش می‌یابد. همچنین اعوجاج با افزایش عرض رشته و همچنین ضخامت لایه، افزایش می‌یابد [۷۰]. مدل‌سازی تشکیل پیوند بین رشته‌های پلیمری در فرآیند مدل‌سازی لایه‌نشانی همجوشی در ابعاد ماکرو، اثر پارامترهای تولید مانند خنک‌سازی را بر ویژگی‌های ریزساختاری و خواص مکانیکی تأیید می‌کند. نتایج نشان می‌دهد که دمای اکستروژن نسبت به دمای پوشش (دمای سطح قطعه) تأثیر بیشتری بر رشد گلوبی در ناحیه پیوند دارد. همچنین کنترل بهتر خنک‌کننده ممکن است اثرات چشمگیری بر خواص مکانیکی از جمله استحکام کششی قطعه نهایی داشته باشد [۷۱].

در پژوهشی به بررسی تجربی و المان محدود زبری سطح و استحکام کششی نمونه‌های استاندارد ساخته شده از پلی‌لاکتیک اسید با تراکم چاپ مختلف، پرداخته شد. همچنین تجزیه و تحلیل المان محدود بر روی نمونه‌های شبیه‌سازی جهت یافتن تفاوت‌های بین فرآیندهای چاپ و شبیه‌سازی انجام شد. نتایج نشان داد که نمونه‌های شبیه‌سازی کیفیت سطحی بهتری در

رفتار جریان مذاب و اثرات هندسه خروجی نازل بر آن، در ماده پلی‌لاکتیک اسید تقویت شده با نانو الیاف کربن بررسی شده است. رفتار جریان مذاب به شدت تحت تأثیر ویژگی رئولوژیکی مواد است. افت فشار با افزایش گرانشی افزایش می‌یابد. پس از شبیه‌سازی خروجی نازل مشخص گردید، تغییرات فشار و سرعت خروجی، با کاهش قطر نازل افزایش و با افزایش زاویه نازل کاهش می‌یابد. تغییرات فشار و سرعت برای نازل‌هایی با سطح مقطع یکسان، حداقل است [۶۷]. اثر رفتار جریان مذاب در روش لایه-نشانی همجوش برای برخی از پلیمرها، همانند اکریلونیتریل بوتادین استایرن، پلی‌پروپیلن^۱ و پلی‌اتیلن چگالی بالا^۲ و مخلوط اکریلونیتریل بوتادین استایرن با ۱۰ درصد آهن، با استفاده از تجزیه و تحلیل المان محدود توسط نرم‌افزار انسیس مشخص شده است. در موارد فوق، در صورتی که قطر نازل از قطر ورودی کوچکتر باشد (شکل (۷))، سرعت خروج ماده افزایش می‌یابد [۶۸].



شکل ۷ طرحواره از قطر ورودی و قطر خروجی (نازل) [۶۸]

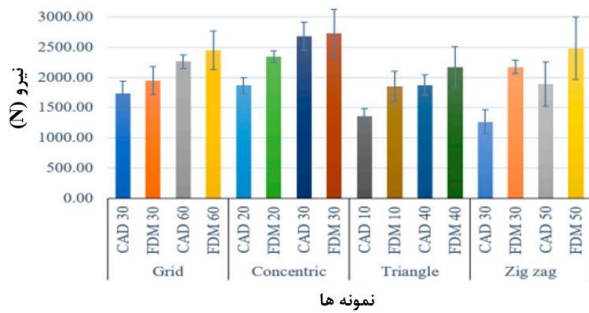
۳-۴- شبیه‌سازی اثر پارامترهای چاپ

جهت شبیه‌سازی مشخصات لبه‌های قطعه تولید شده توسط فرآیند روش لایه‌نشانی همجوش یک حل عددی پیشنهاد شده

³ Bridging

¹ Polypropylene (PP)

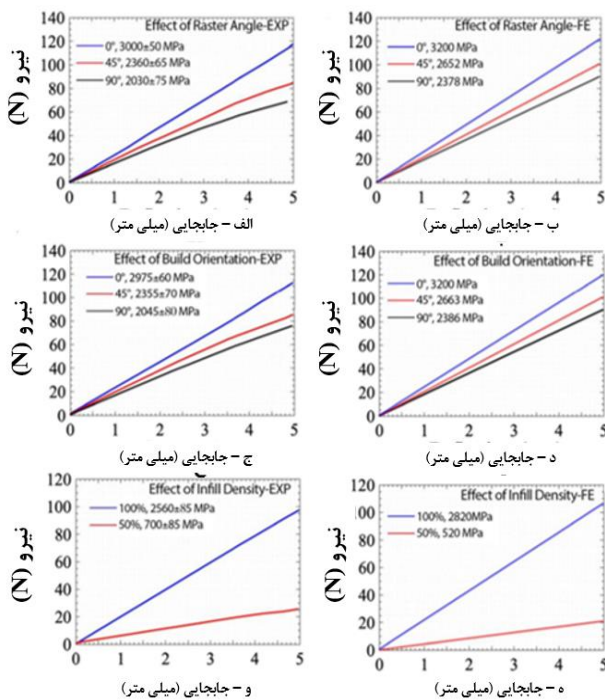
² High-density polyethylene



نمونه ها

نمودار ۷ مقایسه حداکثر استحکام در نمونه‌های چاپی [۷۲]

اثر پارامترهای فرآیند چاپ مانند تراکم چاپ و جهت ساخت بر پاسخ الاستیک قطعات چاپ شده نیز به صورت عددی مورد مطالعه قرار گرفته است. نتایج نمودار (۸) و تطابق خوب شبیه‌سازی‌ها با نتایج آزمایشگاهی نشان می‌دهد که استفاده از این روش، ابزاری قابل اعتماد برای پیش‌بینی پاسخ الاستیک قطعات چاپ شده سه‌بعدی است. این رویکرد به کاهش تعداد تکرارهای آزمایشی و هزینه‌های ساخت کمک می‌کند [۷۳].



نمودار ۸ الف، ب- اثر زاویه لایه‌نشانی، ج، د- جهت ساخت؛ و، ه- چگالی پر کردن در نمودارهای نیرو بر حسب جایابی در بارگذاری خمش سه نقطه با جنس اکریلونیتریل بوتادین استایرن [۷۳]

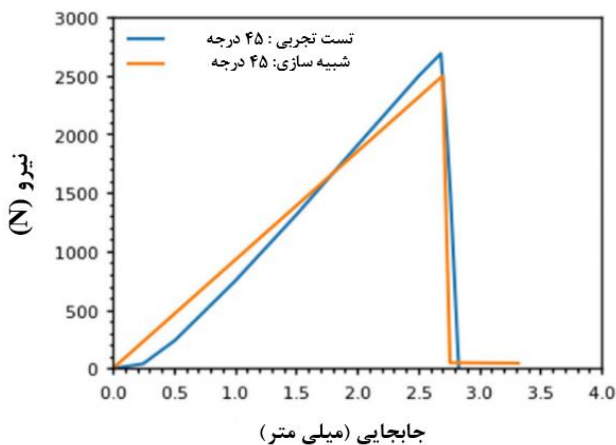
در پژوهشی دیگر، با استفاده از تجزیه و تحلیل مکانیکی-دینامیکی، تفاوت‌ها در خواص مکانیکی دیواره تک رشته‌ای ساخته شده از پلی‌اتراکتون تحت طیف وسیعی از شرایط چاپ بررسی گردید. مدل ارائه شده، دما و سرعت چاپ را به خواص مکانیکی قطعات پلیمری تولید شده با استفاده از روش لایه‌نشانی

مقایسه با نمونه‌های تولیدی دستگاه لایه‌نشانی همجوش دارند. در حالی که آزمایش‌های کشش نشان داد، الگوهای تولید شده توسط روش لایه‌نشانی همجوش از نظر استحکام و سختی نسبت به نمونه‌های شبیه‌سازی شده مستحکم‌تر می‌باشند. مطابق با نتایج شبیه‌سازی، الگوهای شبکه‌ای و متحدالمرکز بهترین کیفیت سطح را داشته و الگوی زیگزاگ بدترین کیفیت را به دلیل طراحی غیربهبوده و چسبندگی ضعیف دارا می‌باشند. در ادامه، آزمایش استحکام کششی و تجزیه و تحلیل میکروسکوپی نشان داد که یک الگوی متحدالمرکز در هر دو روش شبیه‌سازی با آباکوس و روش لایه‌نشانی همجوش بالاترین استحکام را داراست، در حالی که الگوی زیگزاگ ضعیف‌ترین استحکام مکانیکی را دارد [۷۲]. نتایج با جزئیات بیشتر در جدول (۲) و نمودار (۷) نشان داده شده است.

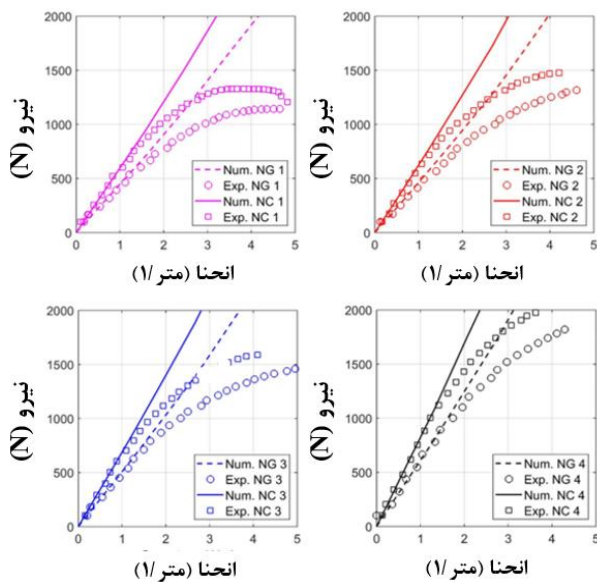
جدول ۲ میانگین زبری نمونه‌های چاپ شده [۷۲]

Point	Grid Pattern				Zigzag Pattern			
	Part	Ra (µm)	Part	Ra (µm)	Part	Ra (µm)	Part	Ra (µm)
1	CAD 30%	2.37	FDM 30%	2.54	CAD 30%	6.78	FDM 30%	2.78
2		2.17		2.77		5.6		3.3
3		2.45		2.93		6.11		3.4
4		3.49		3.14		5.63		2.93
5		3.1		2.89		7.3		2.27
Average		2.72		2.85		6.28		2.94
Standard deviation		0.56		0.22		0.74		0.45
1	CAD 60%	2.52	FDM 60%	3.07	CAD 50%	4.83	FDM 50%	3.73
2		2.19		3.57		4.88		3.81
3		2.25		2.42		4.5		2.94
4		2.78		2.02		4.7		3.47
5		2.54		2.3		4.3		3.26
Average		2.45		2.67		4.64		3.45
Standard deviation		0.24		0.63		0.24		0.36
	Concentric pattern				Triangle pattern			
1	CAD 20%	2.12	FDM 20%	3.11	CAD 10%	3.47	FDM 10%	3.12
2		2.86		3.33		2.64		3.7
3		2.4		3.25		3.78		4.17
4		2.78		3.61		3.4		4.96
5		2.62		3.17		2.77		3.81
Average		2.55		3.29		3.21		3.95
Standard deviation		0.30		0.20		0.49		0.68
1	CAD 30%	1.97	FDM 30%	3.08	CAD 40%	2.83	FDM 40%	3.11
2		2.23		3.89		3.03		3.85
3		2.38		2.74		3.13		4.41
4		2.56		3.47		2.87		3.9
5		2.77		2.22		3.04		2.82
Average		2.38		3.08		2.98		3.62
Standard deviation		0.31		0.64		0.13		0.64

نمودار (۱۰) نشان می‌دهد، که مدل مواد همسانگرد عرضی الاستیک قادر به پیش‌بینی فاز خطی تغییر شکل با دقت خوبی بوده و قادر به تخمین صحیح سفتی اجزا می‌باشد. علاوه بر این، امکان ارزیابی توزیع تنش در بخش‌ها و جهت‌های مختلف اجزا با بکارگیری مدل فوق فراهم است [۷۷]. باید توجه داشت که این مدل در انحنای مشخصی، تطابق خود را با تست تجربی از دست می‌دهد که نشان دهنده‌ی عدم قطعیت این مدل در تمام انحنایها می‌باشد.



نمودار ۹ نتایج مطالعات عددی بر روی نمونه‌های چاپی با استفاده از $\phi = 45^\circ$ [۷۶]

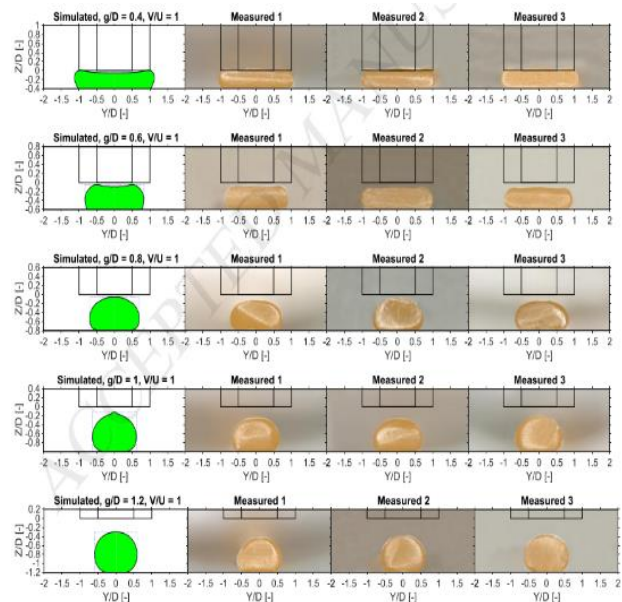


نمودار ۱۰ مقایسه نتایج تجربی و عددی از نظر بار در مقابل انحنای دو ماده مورد بررسی و برای چهار هندسه پرکننده؛ (۱=۱۶ میلی‌متر، الف-۲=۱۲ میلی‌متر، ب-۳=۸ میلی‌متر، ج-۴=۴ میلی‌متر (د)) [۷۷]

در پژوهشی دیگر توسط راز و همکارانش [۷۸]، روش لایه‌نشانی همجوش شبیه‌سازی شد. در ابتدا بر اساس ارزیابی

همجوش مرتبط می‌کند. بنابراین، پایه‌ای برای اتصال بهتر کریستال‌ها جهت افزایش عملکرد مکانیکی پلی‌اترکتون چاپ شده با این روش می‌باشد [۷۴].

تأثیر پارامترهای چاپ بر سطح مقطع یک رشته چاپ شده توسط لایه‌نشانی همجوش بررسی گردید. در این پژوهش با استفاده از میکروسکوپ نوری، سطح مقطع رشته‌های اکستروژده شده برای ضخامت لایه‌ها و سرعت‌های مختلف چاپ اندازه‌گیری شد. بسته به پارامترهای چاپ، سطح مقطع رشته می‌تواند از تقریباً دایره‌ای تا یک شکل مستطیلی دراز با لبه‌های گرد (شکل ۹) متفاوت باشد. مدل عددی پیشنهادی تطابق خوبی با نتایج تجربی نشان داده و قادر است تغییرات مورفولوژی رشته فوق را برای شرایط مختلف چاپ به تصویر بکشد [۷۵].



شکل ۹ سطح مقطع‌های متفاوت در شرایط فرآیندی مختلف [۷۵]

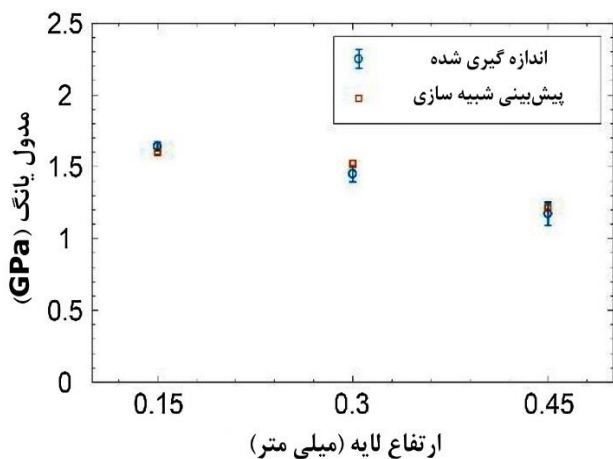
۳-۵- سایر شبیه‌سازی‌ها

با توجه به اینکه سایر موارد شبیه‌سازی متمرکز بر پارامترهای از فرایند لایه‌نشانی همجوشی می‌باشد که کمتر مورد بررسی قرار گرفته است، به صورت تجمیعی در این دسته‌بندی به آن‌ها پرداخته خواهد شد. اثر جهات چاپ بر رفتار شکست و پیش‌بینی محل آن در قطعات، به کمک مدلی عددی مورد مطالعه قرار گرفته است. شایان ذکر است بدون حل جزئیات ریزساختار، تطابق خوبی بین نتایج عددی با نتایج تجربی وجود دارد. (نمودار ۹) [۷۶].

جهت پیش‌بینی خواص مکانیکی، از یک مدل همسانگرد عرضی با انجام آنالیز ضمنی استاتیکی غیرخطی المان محدود با استفاده از کد LS-DYNA استفاده شد. نتایج بدست آمده در

دستیابی به این روش می‌تواند منجر به کاهش قابل توجهی در تعداد آزمایش‌های تجربی شده، و در زمان و هزینه صرفه‌جویی کرد [۷۳].

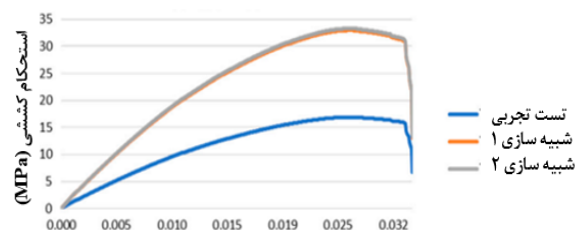
روش‌هایی برای تخمین مدول الاستیک مؤثر نمونه‌های ساخته شده به روش لایه‌نشانی همجوش، بر مبنای تحلیل المان محدود پیشنهاد شده است. رابطه بین مدول ذاتی مواد، هندسه چاپی و مدول الاستیک مؤثر با خطایی کمتر از ۱۰ درصد نسبت به نتایج تجربی مشخص شد. تحلیل داده‌ها نشان می‌دهد که توزیع تنش داخلی و مدول الاستیک مؤثر چگونه با ساختار لایه ای یک نمونه تغییر می‌کند [۷۹]. در مطالعه‌ای دیگر توسط فنگ و همکاران [۸۰]، به بررسی خواص مکانیکی قطعات چاپ شده به روش لایه‌نشانی همجوش با پارامترهای فرایندی متنوع پرداخته شده است. تغییر استحکام و مدول با تغییرات هندسی که با نتایج اسکن میکروسی‌تی^۱ اندازه‌گیری شده‌اند، با نتایج شبیه‌سازی المان محدود مطابقت خوبی دارد (نمودار (۱۲)). نتایج نشان می‌دهد، افزایش ارتفاع لایه همراه با کاهش سطح پیوند، کاهش استحکام کششی عرضی و مدول یانگ می‌باشد. شایان ذکر است ارائه‌ی دلایل این تغییرات با شبیه‌سازی، پیچیدگی کمتری نسبت به حالت تجربی دارد.



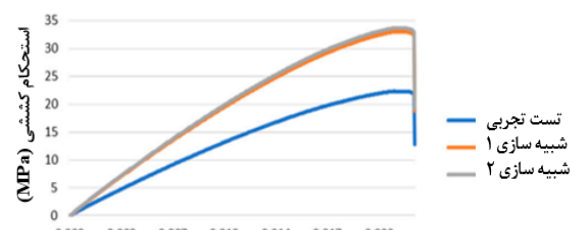
نمودار ۱۲ مقایسه مدول یانگ اندازه‌گیری شده در آزمون‌های عرضی و پیش‌بینی‌های مربوطه از روش المان محدود [۸۰]

در مطالعه‌ای به تحلیل حرارتی فرآیند چاپ لایه‌نشانی همجوش با استفاده از یک کد شبیه‌سازی توسعه‌یافته می‌پردازد که نتایج آن با دقت بیش از ۹۹٪ در مقایسه با راه‌حل‌های تحلیلی اعتبارسنجی شده است. اثرات گرمادهی بین لایه‌ها و درون لایه‌ها نیز بررسی گردیده است. نتایج این پژوهش برای تخمین میزان اتصال بین لایه‌ای قابل استفاده می‌باشد [۸۱].

تجربی تصاویر میکروسکوپی از هندسه‌ی مقطع یک نمونه کششی چاپ شده، اتصال بین رشته‌ها تعیین گردید. شبیه‌سازی‌های المان محدود با در نظر گرفتن طول‌های مختلف قطعه با آزمایش‌های تجربی اعتبارسنجی شدند. این روش از یک سو، تخمین عددی سطح مقطع واقعی یک نمونه و تصحیح منحنی‌های تنش-کرنش تجربی و از سوی دیگر، تعیین دقیق مدول یانگ یک نمونه کششی چاپ شده با روش‌های مختلف را امکان‌پذیر می‌سازد. با تأیید این روش خواص مکانیکی نمونه‌های سه‌بعدی را می‌توان بدون آزمایش کشش فیزیکی، فقط با استفاده از شبیه‌سازی پیش‌بینی کرد، که به طراحان اجازه می‌دهد قطعات را با چگالی‌های متغیر چاپ کرده و بدین ترتیب به میزان قابل توجهی در مواد و زمان صرفه‌جویی نمایند. هرچند برخی از این شبیه‌سازی با ارزیابی تجربی تطابق مناسبی نداشته و لازم است دقیق‌تر مورد بررسی قرار گیرند (نمودار (۱۱)).



الف - کرنش کششی



ب - کرنش کششی

نمودار ۱۱ نتایج نمودارهای تنش-کرنش با نرخ‌های پرشدگی؛

الف - ۲۰٪ ب - ۶۰٪ [۷۸]

جهت بررسی تاثیر جهت‌گیری‌های مختلف چاپ بر خواص الاستیک، شبیه‌سازی دیگری انجام شد، که تطابق خوبی با نتایج تجربی دارد. مشابه با مطالعات تجربی که در قسمت‌های قبل به آن اشاره شد، مشاهده گردید که تغییر در چگالی پرکننده به‌طور قابل توجهی بر خواص مکانیکی قطعات تأثیر می‌گذارد. روش‌های عددی توسعه‌یافته در این مطالعه توانایی پیش‌بینی خواص الاستیک سازه‌های چاپ شده را دارد.

¹ Micro-CT

۴- نتیجه گیری

۵- مراجع

- با توجه به حجم پژوهش‌های انجام شده، اهمیت بررسی روش لایه‌نشانی همجوش به‌دلیل نوظهور بودن آن و نیاز به شناخت جنبه‌های مختلف مؤثر بر کارایی و استفاده بهینه از این روش به‌خوبی روشن است. در این مطالعه به تحلیل مطالعات تجربی و عددی در حوزه روش لایه‌نشانی همجوش پرداخته شده و تأثیر پارامترهای چاپ شامل جهت ساخت، زاویه ساخت، تراکم چاپ، ضخامت لایه، سرعت چاپ، قطر نازل، دمای نازل و الگوی چاپ بر خواص مکانیکی قطعات چاپ شده به‌صورت تجربی مورد بررسی قرار گرفته است. همچنین مدل‌ها و شبیه‌سازی‌های صورت‌گرفته در این زمینه به تفصیل بررسی شدند. براساس نتایج تجربی، به‌طور کلی مشاهده گردید که جهت ساخت و الگوی پرکردن تأثیر بسزایی در خواص مکانیکی قطعه دارد و انتخاب بهینه این پارامترها ضروری است. همچنین، ضخامت لایه کم و دمای نازل بالا منجر به افزایش مقاومت کششی، مدول یانگ، استحکام تسلیم و خمشی مواد می‌شود و جهت‌گیری صفر درجه بیشترین استحکام نهایی و تسلیم را فراهم می‌آورد. از سوی دیگر، شکاف هوا با مقادیر منفی باعث افزایش خواص مکانیکی مانند استحکام و سفتی می‌گردد، ولی در عین حال سرعت ساخت را کاهش می‌دهد. افزون بر این، افزایش سرعت چاپ تأثیر منفی بر استحکام کششی، زبری سطح و چگالی قطعات چاپ شده دارد. همچنین، افزایش چگالی پر کردن موجب بهبود عملکرد خمشی قطعه چاپ شده می‌شود. نهایتاً، نتایج نشان می‌دهند که با کاهش دمای نازل، دقت ابعادی بهبود می‌یابد.
- مطالعات عددی نشان می‌دهند که الگوهای شبکه‌ای و متحدالمرکز بیشترین کیفیت سطح را دارند. همچنین، تغییرات فشار و سرعت خروجی با کاهش قطر نازل افزایش و با افزایش زاویه نازل کاهش می‌یابد. به‌طور کلی، کاهش کیفیت سطح ناشی از اعوجاج، همواره یکی از چالش‌های روش لایه‌نشانی همجوش است که نتیجه تنش‌های پسماند می‌باشد. این تنش‌ها در قطعات تولید شده به روش لایه‌نشانی همجوش با افزایش ضخامت لایه، افزایش می‌یابند. بررسی کلی مطالعات نشان می‌دهد که لازم است دقت شبیه‌سازی‌های عددی افزایش یابد و تأثیرات متقابل پارامترها بر یکدیگر نیز مورد بررسی قرار گیرد تا عدم قطعیت‌ها از بین بروند. به‌طور کلی، با توجه به دقت قابل قبول روش‌های ارائه شده در شبیه‌سازی‌ها، می‌توان فرایند را بهینه‌سازی کرده و زمان و هزینه تولید قطعات را کاهش داد. نتایج به‌دست آمده در این پژوهش با مقالات مشابه [۸، ۱۰] مقایسه گردید که مطابقت خوبی را در ارتباط با اهمیت پارامترهای چاپ و همچنین تأثیر هر پارامتر نشان می‌دهد.
- [1] J. M. Framinan, P. Perez-Gonzalez, and V. Fernandez-Viagas, "An overview on the use of operations research in additive manufacturing," *Annals of Operations Research*, vol. 322, no. 1, pp. 5-40, 2023, doi: <https://doi.org/10.1007/s10479-022-05040-4>.
- [2] R. Subramani *et al.*, "Advancements in 3D printing materials: A comparative analysis of performance and applications," *Applied Chemical Engineering*, pp. 3867-3867, 2024, doi: <https://doi.org/10.59429/ace.v7i2.3867>.
- [3] G. Prayitno, F. Imaduddin, and Z. Arifin, "Recent progress of fused deposition modeling (FDM) 3D printing: constructions, parameters and processings," in *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2021, vol. 1096, no. 1: IOP Publishing, p. 012045, doi: <https://doi.org/10.1088/1757-899X/1096/1/012045>.
- [4] N. Divakaran, J. P. Das, A. K. PV, S. Mohanty, A. Ramadoss, and S. K. Nayak, "Comprehensive review on various additive manufacturing techniques and its implementation in electronic devices," *Journal of Manufacturing Systems*, vol. 62, pp. 477-502, 2022, doi: <https://doi.org/10.1016/j.jmsy.2022.01.002>.
- [5] S. C. Daminabo, S. Goel, S. A. Grammatikos, H. Y. Nezhad, and V. K. Thakur, "Fused deposition modeling-based additive manufacturing (3D printing): techniques for polymer material systems," *Materials today chemistry*, vol. 16, p. 100248, 2020, doi: <https://doi.org/10.1016/j.mtchem.2020.100248>.
- [6] H. Hasdiansah, R. I. Yaqin, P. Pristiansyah, M. L. Umar, and B. H. Priyambodo, "FDM-3D printing parameter optimization using taguchi approach on surface roughness of thermoplastic polyurethane parts," *International Journal on Interactive Design and Manufacturing (IJIDeM)*, vol. 17, no. 6, pp. 3011-3024, 2023, doi: <https://doi.org/10.1007/s12008-023-01304-w>.
- [7] D. Vinay *et al.*, "Parametric analysis of processing variables for enhanced adhesion in metal-polymer composites fabricated by fused deposition modeling," *Journal of Adhesion Science and Technology*, vol. 38, no. 3, pp. 331-354, 2024, doi: <https://doi.org/10.1080/01694243.2023.2228496>.
- [8] T. D. Ngo, A. Kashani, G. Imbalzano, K. T. Nguyen, and D. Hui, "Additive manufacturing (3D printing): A review of materials, methods, applications and challenges," *Composites Part B: Engineering*, vol. 143, pp. 172-196, 2018, doi: <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2018.02.012>.

- [18] A. D. Mazurchevici, D. Nedelcu, and R. Popa, "Additive manufacturing of composite materials by FDM technology: A review," 2020. [Online]. Available: <https://nopr.niscpr.res.in/handle/123456789/54873>.
- [19] B. Najafloo, M. Razavi-Nouri, and A. M. Rezadoust, "A Review on Fused Deposition Modeling Method," (in persian), *Basparesh*, vol. 6, no. 3, pp. 74-85, 2016. [Online]. Available: https://www.researchgate.net/profile/Mohammad-Razavi-nouri/publication/304539208_A_Review_on_Fused_Deposition_Modeling_Method/links/5867543808ae6eb871b0ecc5/A-Review-on-Fused-Deposition-Modeling-Method.pdf.
- [20] K. I. Byberg, A. W. Gebisa, and H. G. Lemu, "Mechanical properties of ULTEM 9085 material processed by fused deposition modeling," *Polymer Testing*, vol. 72, pp. 335-347, 2018, doi: <https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2018.10.040>.
- [21] K. Ashtankar, A. Kuthe, and B. S. Rathour, "Effect of build orientation on mechanical properties of rapid prototyping (fused deposition modelling) made acrylonitrile butadiene styrene (abs) parts," in *ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, 2013, vol. 56406: American Society of Mechanical Engineers, p. V011T06A017, doi: <https://doi.org/10.1115/IMECE2013-63146>.
- [22] M. Eryıldız, "Effect of build orientation on mechanical behaviour and build time of FDM 3D-printed PLA parts: an experimental investigation," *European Mechanical Science*, vol. 5, no. 3, pp. 116-120, 2021, doi: <https://doi.org/10.26701/ems.881254>.
- [23] M. Shojib Hossain, D. Espalin, J. Ramos, M. Perez, and R. Wicker, "Improved mechanical properties of fused deposition modeling-manufactured parts through build parameter modifications," *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 136, no. 6, p. 061002, 2014, doi: <https://doi.org/10.1115/1.4028538>.
- [24] C. Xu *et al.*, "Effect of processing parameters on flexural properties of 3D-printed polyetherketoneketone using fused deposition modeling," *Polymer Engineering & Science*, vol. 61, no. 2, pp. 465-476, 2021, doi: <https://doi.org/10.1002/pen.25590>.
- [25] V. Reddy, O. Flys, A. Chaparala, C. E. Berrimi, V. Amogh, and B. G. Rosen, "Study on surface texture of Fused Deposition Modeling," *Procedia Manufacturing*, vol. 25, pp. 389-396, 2018, doi: <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2018.06.108>.
- [9] T. Diez, "THE IMPACTS OF REORIENTING A FUSED DEPOSITION MODELING 3D PRINTER WITH RESPECT TO GRAVITY," 2023. [Online]. Available: <https://scholarworks.calstate.edu/concern/projects/5425kh702>.
- [10] R. B. Kristiawan, F. Imaduddin, D. Ariawan, Ubaidillah, and Z. Arifin, "A review on the fused deposition modeling (FDM) 3D printing: Filament processing, materials, and printing parameters," *Open Engineering*, vol. 11, no. 1, pp. 639-649, 2021, doi: <https://doi.org/10.1515/eng-2021-0063>.
- [11] N. Mohan, P. Senthil, S. Vinodh, and N. Jayanth, "A review on composite materials and process parameters optimisation for the fused deposition modelling process," *Virtual and Physical Prototyping*, vol. 12, no. 1, pp. 47-59, 2017, doi: <https://doi.org/10.1080/17452759.2016.1274490>.
- [12] P. K. Penumakala, J. Santo, and A. Thomas, "A critical review on the fused deposition modeling of thermoplastic polymer composites," *Composites Part B: Engineering*, vol. 201, p. 108336, 2020, doi: <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2020.108336>.
- [13] V. Cojocar, D. Frunzaverde, C.-O. Miclosina, and G. Marginean, "The influence of the process parameters on the mechanical properties of PLA specimens produced by fused filament fabrication—A review," *Polymers*, vol. 14, no. 5, p. 886, 2022, doi: <http://doi.org/10.3390/polym14050886>.
- [14] N. K. Suniya and A. K. Verma, "A review on optimization of process parameters of fused deposition modeling," *Research on Engineering Structures & Materials*, vol. 9, no. 2, pp. 631-659, 2023, doi: <http://dx.doi.org/10.17515/resm2022.520ma0909>.
- [15] J. D. Kechagias, "Surface roughness assessment of ABS and PLA filament 3D printing parts: structural parameters experimentation and semi-empirical modelling," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, pp. 1-12, 2024, doi: <https://doi.org/10.1007/s00170-024-14232-0>.
- [16] S. Y. Park *et al.*, "Comparison of translucency, thickness, and gap width of thermoformed and 3D-printed clear aligners using micro-CT and spectrophotometer," *Scientific reports*, vol. 13, no. 1, p. 10921, 2023, doi: <https://doi.org/10.1038/s41598-023-36851-5>.
- [17] A. Karimi, D. Rahmatbadi, and M. Baghani, "Various FDM mechanisms used in the fabrication of continuous-fiber reinforced composites: a review," *Polymers*, vol. 16, no. 6, p. 831, 2024, doi: <https://doi.org/10.3390/polym16060831>.

- thermoplastics prepared by fused deposition modeling (FDM) based additive manufacturing technique," *Materials Today: Proceedings*, vol. 90, pp. 256-261, 2023, doi: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2023.06.212>.
- [35] O. S. Es-Said, J. Foyos, R. Noorani, M. Mendelson, R. Marloth, and B. A. Pregger, "Effect of layer orientation on mechanical properties of rapid prototyped samples," *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 15, no. 1, pp. 107-122, 2000, doi: <https://doi.org/10.1080/10426910008912976>.
- [36] A. A. Bakır, R. Atik, and S. Özerinç, "Effect of fused deposition modeling process parameters on the mechanical properties of recycled polyethylene terephthalate parts," *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 138, no. 3, p. 49709, 2021, doi: <https://doi.org/10.1002/app.49709>.
- [37] S. H. Ahn, M. Montero, D. Odell, S. Roundy, and P. K. Wright, "Anisotropic material properties of fused deposition modeling ABS," *Rapid prototyping journal*, vol. 8, no. 4, pp. 248-257, 2002, doi: <https://doi.org/10.1108/13552540210441166>.
- [38] T. N. A. T. Rahim, A. M. Abdullah, and H. Md Akil, "Recent developments in fused deposition modeling-based 3D printing of polymers and their composites," *Polymer Reviews*, vol. 59, no. 4, pp. 589-624, 2019, doi: <https://doi.org/10.1080/15583724.2019.1597883>.
- [39] F. Rayegani and G. C. Onwubolu, "Fused deposition modelling (FDM) process parameter prediction and optimization using group method for data handling (GMDH) and differential evolution (DE)," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 73, pp. 509-519, 2014, doi: <https://doi.org/10.1007/s00170-014-5835-2>.
- [40] V. Schöppner and K. P. KTP, "Mechanical properties of fused deposition modeling parts manufactured with Ultem* 9085," in *Proceedings of the 69th Annual Technical Conference of the Society of Plastics Engineers (ANTEC'11)*, Boston, MA, USA, 2011, pp. 1-5. [Online]. Available: https://www.researchgate.net/profile/Volker-Schoeppner/publication/284341800_Mechanical_properties_of_fused_deposition_modeling_parts_manufactured_with_ULTEMzast9085/links/5c73971b458515831f6cd501/Mechanical-properties-of-fused-deposition-modeling-parts-manufactured-with-ULTEM-zast9085.pdf
- [41] L. Kačergis, R. Mitkus, and M. Sinapius, "Influence of fused deposition modeling process parameters on the transformation of 4D printed morphing structures," *Smart Materials and Structures*, vol. 28, no. 10, p. 105042, 2019, doi: <https://doi.org/10.1088/1361-665X/ab3d18>.
- [26] P. Wang, B. Zou, H. Xiao, S. Ding, and C. Huang, "Effects of printing parameters of fused deposition modeling on mechanical properties, surface quality, and microstructure of PEEK," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 271, pp. 62-74, 2019, doi: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2019.03.016>.
- [27] E. U. Enemuoh, S. Duginski, C. Feyen, and V. G. Menta, "Effect of process parameters on energy consumption, physical, and mechanical properties of fused deposition modeling," *Polymers*, vol. 13, no. 15, p. 2406, 2021, doi: <https://doi.org/10.3390/polym13152406>.
- [28] F. Ning, W. Cong, Y. Hu, and H. Wang, "Additive manufacturing of carbon fiber-reinforced plastic composites using fused deposition modeling: Effects of process parameters on tensile properties," *Journal of composite materials*, vol. 51, no. 4, pp. 451-462, 2017, doi: <https://doi.org/10.1177/0021998316646169>.
- [29] P. Shubham, A. Sikidar, and T. Chand, "The influence of layer thickness on mechanical properties of the 3D printed ABS polymer by fused deposition modeling," *Key engineering materials*, vol. 706, pp. 63-67, 2016, doi: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.706.63>.
- [30] L. Sandanamsamy *et al.*, "A comprehensive review on fused deposition modelling of polylactic acid," *Progress in Additive Manufacturing*, vol. 8, no. 5, pp. 775-799, 2023, doi: <https://doi.org/10.1007/s40964-022-00356-w>.
- [31] J. M. Barrios and P. E. Romero, "Improvement of surface roughness and hydrophobicity in PETG parts manufactured via fused deposition modeling (FDM): An application in 3D printed self-cleaning parts," *Materials*, vol. 12, no. 15, p. 2499, 2019, doi: <http://doi.org/10.3390/ma12152499>.
- [32] D. Popescu, A. Zapciu, C. Amza, F. Baciuc, and R. Marinescu, "FDM process parameters influence over the mechanical properties of polymer specimens: A review," *Polymer Testing*, vol. 69, pp. 157-166, 2018, doi: <https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2018.05.020>.
- [33] M. Heidari-Rarani, N. Ezati, P. Sadeghi, and M. Badrossamay, "Optimization of FDM process parameters for tensile properties of polylactic acid specimens using Taguchi design of experiment method," *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, vol. 35, no. 12, pp. 2435-2452, 2022, doi: <https://doi.org/10.1177/0892705720964560>.
- [34] S. Shashikumar and M. Sreekanth, "The effect of printing parameters on tensile properties of

- Mechanical Engineering Science*, vol. 235, no. 10, pp. 1811-1827, 2021, doi: <https://doi.org/10.1177/0954406219856383>.
- [51] R. Srinivasan, K. N. Kumar, A. J. Ibrahim, K. Anandu, and R. Gurudhevan, "Impact of fused deposition process parameter (infill pattern) on the strength of PETG part," *Materials Today: Proceedings*, vol. 27, pp. 1801-1805, 2020, doi: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.03.777>.
- [52] J. Joudaki and S. A. Naghavi Alhoseini, "Comparison of Tensile Strength for 3D Printed Parts Fabricated by Fused Filament Fabrication (FFF)," (in persian), *Iranian Journal of Manufacturing Engineering*, vol. 9, no. 5, pp. 40-48, 2022, doi: <https://doi.org/10.22034/ijme.2022.160058>.
- [53] M. Q. Tanveer, G. Mishra, S. Mishra, and R. Sharma, "Effect of infill pattern and infill density on mechanical behaviour of FDM 3D printed Parts-a current review," *Materials today: proceedings*, vol. 62, pp. 100-108, 2022, doi: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2022.02.310>.
- [54] S. Abidaryan, M. Barmouz, and S. K. Hedayati, "Effect of infill percentage and raster angle in fused deposition modeling (FDM) process on shape memory properties of poly (lactic acid) and comparison with compression molding," (in persian), *Iranian Journal of Manufacturing Engineering*, vol. 7, no. 5, pp. 14-23, 2020. [Online]. Available: https://www.iranjme.ir/article_110680_en.html.
- [55] A. Qattawi, "Investigating the effect of fused deposition modeling processing parameters using Taguchi design of experiment method," *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 36, pp. 164-174, 2018, doi: <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.09.025>.
- [56] A. J. Sheoran and H. Kumar, "Fused Deposition modeling process parameters optimization and effect on mechanical properties and part quality: Review and reflection on present research," *Materials Today: Proceedings*, vol. 21, pp. 1659-1672, 2020, doi: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.11.296>.
- [57] S. Wang, Y. Ma, Z. Deng, S. Zhang, and J. Cai, "Effects of fused deposition modeling process parameters on tensile, dynamic mechanical properties of 3D printed polylactic acid materials," *Polymer testing*, vol. 86, p. 106483, 2020, doi: <https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2020.106483>.
- [58] P. Zarean *et al.*, "Effect of printing parameters on mechanical performance of material-extrusion 3D-printed PEEK specimens at the Point-of-care," *Applied Sciences*, vol. 13, no. 3, p. 1230, 2023, doi: <https://doi.org/10.3390/app13031230>.
- [42] T. van Manen, S. Janbaz, and A. A. Zadpoor, "Programming the shape-shifting of flat soft matter," *Materials Today*, vol. 21, no. 2, pp. 144-163, 2018, doi: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2017.08.026>.
- [43] L. Miazio, "Impact of print speed on strength of samples printed in FDM technology," *Agricultural Engineering*, vol. 23, no. 2, pp. 33-38, 2019. [Online]. Available: <https://intapi.sciendo.com/pdf/10.1515/agriceng-2019-0014>.
- [44] L. Wang, J. E. Sanders, D. J. Gardner, and Y. Han, "Effect of fused deposition modeling process parameters on the mechanical properties of a filled polypropylene," *Progress in Additive Manufacturing*, vol. 3, pp. 205-214, 2018. [Online]. Available: <https://link.springer.com/article/10.1007/s40964-018-0053-3>.
- [45] M. Ramesh and K. Panneerselvam, "Mechanical investigation and optimization of parameter selection for Nylon material processed by FDM," *Materials Today: Proceedings*, vol. 46, pp. 9303-9307, 2021, doi: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.02.697>.
- [46] M.-H. Hsueh *et al.*, "Effect of printing parameters on the tensile properties of 3D-printed polylactic acid (PLA) based on fused deposition modeling," *Polymers*, vol. 13, no. 14, p. 2387, 2021, doi: <https://doi.org/10.3390/polym13142387>.
- [47] M. Khosravi, S. M. Hosseini, and M. Lakhi, "Investigation of parameters affecting the roughness and cylindricality of holes in PLA parts made of 3D printing by fused deposition modeling process using response surface method," (in persian), *Journal of Solid and Fluid Mechanics*, vol. 11, no. 3, pp. 119-133, 2021, doi: <https://doi.org/10.22044/jsfm.2021.2209>.
- [48] A. P. Agrawal, V. Kumar, J. Kumar, P. Paramasivam, S. Dhanasekaran, and L. Prasad, "An investigation of combined effect of infill pattern, density, and layer thickness on mechanical properties of 3D printed ABS by fused filament fabrication," *Heliyon*, vol. 9, no. 6, 2023, doi: <https://doi.org/10.1016/j.heliyon.2023.e16531>.
- [49] A. Qattawi, B. Alrawi, and A. Guzman, "Experimental optimization of fused deposition modelling processing parameters: a design-for-manufacturing approach," *Procedia Manufacturing*, vol. 10, pp. 791-803, 2017, doi: <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2017.07.079>.
- [50] H. K. Dave, N. H. Patadiya, A. R. Prajapati, and S. R. Rajpurohit, "Effect of infill pattern and infill density at varying part orientation on tensile properties of fused deposition modeling-printed polylactic acid part," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of*

- no. 5, pp. 1097-1107, 2018, doi: <https://doi.org/10.1122/1.5022982>.
- [67] M. Papon, A. Haque, and M. Sharif, "Effect of nozzle geometry on melt flow simulation and structural property of thermoplastic nanocomposites in fused deposition modeling," in *Proceedings of The American Society for Composites, Thirty-Second Technical Conference October*, 2017. [Online]. Available: https://www.researchgate.net/profile/Easir-Arafat-Papon-2/publication/320877727_Effect_of_Nozzle_Geometry_on_Melt_Flow_Simulation_and_Structural_Property_of_Thermoplastic_Nanocomposites_in_Fused_Deposition_Modeling/links/5a007b3aaca2725286d90977/Effect-of-Nozzle-Geometry-on-Melt-Flow-Simulation-and-Structural-Property-of-Thermoplastic-Nanocomposites-in-Fused-Deposition-Modeling.pdf.
- [68] N. Sa'ude, M. Ibrahim, and M. H. I. Ibrahim, "Melt flow behavior of polymer matrix extrusion for fused deposition modeling (FDM)," *Applied Mechanics and Materials*, vol. 660, pp. 89-93, 2014, doi: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.66.0.89>.
- [69] A. Armillotta, "Simulation of edge quality in fused deposition modeling," *Rapid Prototyping Journal*, vol. 25, no. 3, pp. 541-554, 2019, doi: <https://doi.org/10.1108/RPJ-06-2018-0151>.
- [70] Y. Zhang and K. Chou, "A parametric study of part distortions in fused deposition modelling using three-dimensional finite element analysis," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, vol. 222, no. 8, pp. 959-968, 2008, doi: <https://doi.org/10.1243/09544054JEM990>.
- [71] C. Bellehumeur, L. Li, Q. Sun, and P. Gu, "Modeling of bond formation between polymer filaments in the fused deposition modeling process," *Journal of manufacturing processes*, vol. 6, no. 2, pp. 170-178, 2004, doi: [https://doi.org/10.1016/S1526-6125\(04\)70071-7](https://doi.org/10.1016/S1526-6125(04)70071-7).
- [72] M. Lalegani Dezaki, M. K. A. M. Ariffin, A. Serjouei, A. Zolfagharian, S. Hatami, and M. Bodaghi, "Influence of infill patterns generated by CAD and FDM 3D printer on surface roughness and tensile strength properties," *Applied Sciences*, vol. 11, no. 16, p. 7272, 2021, doi: <https://doi.org/10.3390/app11167272>.
- [73] H. Gonabadi, Y. Chen, A. Yadav, and S. Bull, "Investigation of the effect of raster angle, build orientation, and infill density on the elastic response of 3D printed parts using finite element microstructural modeling and homogenization
- [59] M. Khalilian, S. Golabi, and M. Khodaei, "Characterization of Thermal and Structural Properties of Poly Lactic Acid Parts Fabricated By Fused Depositing Modeling," (in persian), *Advanced Processes in Materials Engineering*, vol. 15, no. 4, pp. 77-85, 2022, doi: <http://doi.org/10.30495/apme.2021.1892982.1979>.
- [60] B. Courter, V. Savane, J. Bi, S. Dev, and C. J. Hansen, "Finite element simulation of the fused deposition modelling process," in *Proceedings of the NAFEMS World Congress*, 2017, pp. 11-14. [Online]. Available: https://www.researchgate.net/profile/Jing-Bi/publication/313819691_Finite_Element_Simulation_of_the_Fused_Deposition_Modelling_Process/links/59ea620f4585151983c7f042/Finite-Element-Simulation-of-the-Fused-Deposition-Modelling-Process.pdf.
- [61] K. Pooladvand and C. Furlong, "Thermo-mechanical investigation of fused deposition modeling by computational and experimental methods," in *Mechanics of Composite and Multifunctional Materials, Volume 7: Proceedings of the 2016 Annual Conference on Experimental and Applied Mechanics*, 2017: Springer, pp. 45-54. [Online]. Available: https://link.springer.com/chapter/10.1007/978-3-319-41766-0_6.
- [62] J. Yin, C. Lu, J. Fu, Y. Huang, and Y. Zheng, "Interfacial bonding during multi-material fused deposition modeling (FDM) process due to inter-molecular diffusion," *Materials & Design*, vol. 150, pp. 104-112, 2018, doi: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2018.04.029>.
- [63] X. Zhou, S.-J. Hsieh, and Y. Sun, "Experimental and numerical investigation of the thermal behaviour of polylactic acid during the fused deposition process," *Virtual and Physical Prototyping*, vol. 12, no. 3, pp. 221-233, 2017, doi: <https://doi.org/10.1080/17452759.2017.1317214>.
- [64] H. Xia, J. Lu, S. Dabiri, and G. Tryggvason, "Fully resolved numerical simulations of fused deposition modeling. Part I: fluid flow," *Rapid Prototyping Journal*, vol. 24, no. 2, pp. 463-476, 2018, doi: <https://doi.org/10.1108/RPJ-12-2016-0217>.
- [65] F. Li, J. Sun, H. Xie, K. Yang, and X. Zhao, "Thermal deformation of PA66/carbon powder composite made with fused deposition modeling," *Materials*, vol. 13, no. 3, p. 519, 2020, doi: <https://doi.org/10.3390/ma13030519>.
- [66] D. D. Phan, Z. R. Swain, and M. E. Mackay, "Rheological and heat transfer effects in fused filament fabrication," *Journal of Rheology*, vol. 62,

- printing," *Materials*, vol. 14, no. 16, p. 4625, 2021, doi: <https://doi.org/10.3390/ma14164625>.
- [78] L. Racz and M. C. Dudesu, "Numerical investigation of the infill rate upon mechanical proprieties of 3D-printed materials," *Polymers*, vol. 14, no. 10, p. 2022, 2022, doi: <https://doi.org/10.3390/polym14102022>.
- [79] L. Fang *et al.*, "Estimations of the effective Young's modulus of specimens prepared by fused filament fabrication," *Additive Manufacturing*, vol. 42, p. 101983, 2021, doi: <https://doi.org/10.1016/j.addma.2021.101983>.
- [80] L. Fang, Y. Yan, O. Agarwal, J. E. Seppala, K. J. Hemker, and S. H. Kang, "Processing-structure-property relationships of bisphenol-A-polycarbonate samples prepared by fused filament fabrication," *Additive Manufacturing*, vol. 35, p. 101285, 2020, doi: <https://doi.org/10.1016/j.addma.2020.101285>.
- [81] B. Apaçoğlu-Turan, K. Kırkköprü, and M. Çakan, "Numerical Modeling and Analysis of Transient and Three-Dimensional Heat Transfer in 3D Printing via Fused-Deposition Modeling (FDM)," *Computation*, vol. 12, no. 2, p. 27, 2024, doi: <https://doi.org/10.3390/computation12020027>.
- techniques," *The international journal of advanced manufacturing technology*, pp. 1-26, 2022, doi: <https://doi.org/10.1007/s00170-021-07940-4>.
- [74] J. Pu, C. McIlroy, A. Jones, and I. Ashcroft, "Understanding mechanical properties in fused filament fabrication of polyether ether ketone," *Additive Manufacturing*, vol. 37, p. 101673, 2021, doi: <https://doi.org/10.1016/j.addma.2020.101673>.
- [75] M. P. Serdeczny, R. Comminal, D. B. Pedersen, and J. Spangenberg, "Experimental validation of a numerical model for the strand shape in material extrusion additive manufacturing," *Additive Manufacturing*, vol. 24, pp. 145-153, 2018, doi: <https://doi.org/10.1016/j.addma.2018.09.022>.
- [76] M. R. Khosravani, S. Rezaei, H. Ruan, and T. Reinicke, "Fracture behavior of anisotropic 3D-printed parts: Experiments and numerical simulations," *Journal of Materials Research and Technology*, vol. 19, pp. 1260-1270, 2022, doi: <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2022.05.068>.
- [77] M. Scapin and L. Peroni, "Numerical simulations of components produced by fused deposition 3D



مروری بر روش های تخمین عمر خزشی در قطعات دما بالا

چکیده: خزش پدیده ای وابسته به زمان است که در دماهای بالا رخ می دهد و باعث تغییر شکل دائمی ماده تحت تنش ثابت می شود. به دلیل اهمیت این پدیده در قطعات دما بالا، تخمین عمر این قطعات همواره چالش برانگیز بوده است. در ابتدا، تخمین عمر با روش های بدون آسیب انجام می شد که در آن اثر آسیب هایی مانند رشد ترک و عیوب ریزساختاری نادیده گرفته می شد. با پیشرفت علم و افزایش حساسیت عملکردی قطعات، رویکردهای تخمین عمر با آسیب، مانند مکانیک آسیب و مکانیک شکست، معرفی شدند. در مکانیک شکست، فرض بر وجود ترک است، اما در مکانیک آسیب، آسیب ناشی از جوانه زایی عیوب ریزساختاری در نظر گرفته می شود. به همین دلیل، پارامتر آسیب در معادلات مکانیک آسیب اهمیت ویژه ای دارد. در معادلات جدیدتر مکانیک آسیب، امکان تفکیک عیوب ریزساختاری فراهم شده است. محدودیت های موجود در هر روش باعث شده است که محققان به سمت معادلات ترکیبی برای رفع این محدودیت ها گرایش پیدا کنند. این معادلات بیشتر بر پایه مکانیک آسیب هستند و اهمیت این رویکرد را در تخمین عمر نشان می دهند. با وجود پیشرفت ها، مطالعات مرتبط با عدم قطعیت و عملکرد قطعات در شرایط واقعی که معمولاً چندمحوره هستند، همچنان محدود است. انتظار می رود در آینده به این موضوعات بیشتر توجه شود.

واژه های راهنما: خزش، مکانیک شکست، مکانیک آسیب، تخمین عمر، قطعات دما بالا، جوانه زنی ترک، رشد ترک

سینا کوشامنش
کارشناسی ارشد

سیما قریشی
کارشناسی ارشد

رضا میراسماعیلی*
دانشیار،
بخش مهندسی مواد،
دانشگاه تربیت مدرس،
تهران

مقاله مروری
دریافت: ۱۴۰۳/۰۴/۲۵
بازنگری: ۱۴۰۳/۰۶/۲۴
پذیرش: ۱۴۰۳/۰۸/۲۱

Sina Kooshamanesh
M.Sc.

Sima Ghoreysi
M.Sc.

Reza Miresmaeili*
Associate Professor,
Department of Materials
Engineering, Tarbiat
Modares University,
Tehran

Review on creep life estimation methods in high temperature components

Abstract: Creep is a time-dependent phenomenon that occurs at high temperatures and leads to the permanent deformation of a material under constant stress. Due to the significance of this phenomenon in high-temperature components, estimating the lifespan of such components has always been challenging. Initially, this estimation was performed using damage-free methods, where the effects of damage, such as crack growth and microstructural defects, were not considered. However, with advances in science and the increasing sensitivity of component performance, damage-based lifespan estimation approaches, such as damage mechanics and fracture mechanics, were introduced. In fracture mechanics, the assumption is the existence of a crack, while in damage mechanics, damage is considered to result from the nucleation of microstructural defects. Therefore, the damage parameter holds particular importance in damage mechanics equations. The evolution of these equations has shown that newer formulations allow for the differentiation of microstructural defects. The limitations of each method have led researchers to gravitate towards combined equations to address these constraints. These equations are primarily based on damage mechanics, highlighting the importance of this approach in lifespan estimation. Despite these advancements, studies related to uncertainty and the performance of components under real-world conditions, which are typically multiaxial, remain limited. It is expected that future research will focus more on these important topics, alongside the development of new relationships based on damage mechanics.

Keywords: Creep, Fracture mechanics, Continuum damage mechanics, Remaining life, High temperature components, Crack initiation, Crack growth

۱- مقدمه

وابسته به دما برای تخمین عمر در این دیدگاه، بیشتر و پیچیده‌تر از دیدگاه مکانیک شکست است [۴].

از آنجا که رویکردهای تخمین عمر با استفاده از روابط ریاضی به این کار می‌پردازند، هرکدام دارای محدودیت‌های خاص خود هستند. در سال‌های اخیر، تلاش شده است که با ترکیب رویکردها با یکدیگر، به‌ویژه ترکیب رویکردهای تخمین عمر بدون آسیب و مکانیک آسیب، محدودیت‌های این روش‌ها کاهش یابد. این موضوع در سال‌های اخیر مورد توجه محققان این حوزه قرار گرفته است.

هدف از تخمین عمر در قطعات مختلف می‌تواند متفاوت باشد. دانستن اطلاعات در مورد چگونگی عمر مفید صرف‌شده در یک قطعه، برای جلوگیری از تخریب قطعه در حین کار و برنامه‌ریزی برای زمان‌های جایگزینی قطعه، امری ضروری است. با استفاده از این اطلاعات، می‌توان یک فاصله زمانی صحیح برای بازرسی، تعمیر و تجدید عمر قطعه موردنظر به دست آورد. همچنین، تکنیک‌های تخمین عمر، اپراتور را قادر می‌سازد که با بهینه‌سازی شرایط عملکرد، بیشترین عمر را از قطعه به دست آورد.

در این پژوهش، ابتدا رویکردهای بدون آسیب شرح داده می‌شود. سپس رویکردهای مکانیک شکست و آسیب که توانایی اندازه‌گیری آسیب‌هایی همچون طول ترک و تغییرات ریزساختاری را دارند، مورد بحث قرار می‌گیرند. در پایان، رویکردهای ترکیبی مورد استفاده در سال‌های اخیر جهت کاهش محدودیت‌های معادلات پیشین، به همراه چالش‌های آتی در این حوزه و ارائه یک دورنمای پژوهشی به محققان، ارائه می‌شود.

۲- رویکرد تخمین عمر بدون آسیب

زمان گسیختگی به‌عنوان یکی از پارامترهای مهم در تخمین عمر خزشی تجهیزات محسوب می‌شود و می‌توان آن را با استفاده از آزمون‌های تنش-گسیختگی یا خزش-گسیختگی اندازه‌گیری کرد. این آزمون‌ها تحت شرایط دما و نیروی ثابت انجام می‌شوند و به همین دلیل به‌خوبی قابل اجرا در محیط‌های آزمایشگاهی هستند [۲]. معادلات مختلفی در این رویکرد وجود دارد که می‌توان به لارسون-میلر^۱ [۵]، مانکن-گرانث^۲ [۶]، مانسون-هافرد^۳ [۷]، ارر-شربی-درون^۴ [۸] و معادله ویلشیر^۵ [۹] اشاره

در قطعات داغ، به دلیل بالا بودن درجه حرارت کاری و فعال شدن فرآیندهای تغییر شکل، پدیده خزش به مکانیزم‌های دخیل در تغییر شکل و شکست قطعه افزوده می‌شود. بنابراین، تخمین عمر و دوام قطعات، چه در مرحله طراحی و چه در مرحله بهره‌برداری و کنترل کیفی، از موضوعات روزآمد پژوهشی است [۱].

به‌طور کلی، روش‌های تخمین عمر خزشی را می‌توان به دو دسته روش‌های تخمین عمر بدون آسیب و با آسیب تقسیم‌بندی کرد. روش‌های تخمین عمر بدون آسیب، به‌عنوان اولین روش‌های تخمین عمر خزشی معرفی شدند. در این روش، زمان گسیختگی بدون در نظر گرفتن هرگونه آسیبی محاسبه می‌شود [۲].

در روش تخمین عمر با آسیب، می‌توان از دو رویکرد جوانه‌زنی ترک و یا رشد ترک استفاده کرد. در رویکرد جوانه‌زنی ترک، میزان ساعات کارکرد یک قطعه برای ایجاد ترک در آن بررسی شده و با توجه به زمان پیش‌بینی‌شده برای کارکرد مطمئن آن، پارامترهای طراحی قطعه طوری تنظیم می‌شوند که قطعه عمر مناسب را بدون ایجاد ترک طی کند. در دیدگاه رشد ترک، فرض بر این است که ترک اولیه وجود دارد یا زمان جوانه‌زنی ترک به پایان رسیده و ترک در قطعه ایجاد شده است. در این شرایط، عمر قطعه با در نظر گرفتن آسیب حین کارکرد و تغییر خواص مکانیکی ماده در طول تکامل آسیب، بررسی می‌شود و مقدار تنش معادل در ماده آسیب‌دیده نسبت به مقدار تنش معادل در ماده سالم اصلاح می‌گردد. این دیدگاه تخمین عمر، چه در مرحله جوانه‌زنی ترک و چه در مرحله رشد ترک که به بررسی ترک و عیوب ریزساختاری می‌پردازد، به مکانیک آسیب معروف است [۳].

علاوه بر دیدگاه مکانیک آسیب، می‌توان از دیدگاه مکانیک شکست تنها در رویکرد رشد ترک استفاده کرد. مکانیک شکست به بررسی مکانیک جسم ترک‌دار می‌پردازد و توانایی بررسی عیوب ریزساختاری را ندارد. مکانیک آسیب محیط پیوسته، به دلیل در نظر گرفتن آسیب به‌وجود آمده در ماده، امکان پیش‌بینی تأثیر شکل هندسی روی عمر قطعه و همچنین تأثیر آسیب روی توزیع تنش در قطعه را دارد. با این حال، تعداد ثوابت

¹ Larson-Miller

² Monkman-Grant

³ Manson-Haferd

⁴ Orr-Sherby-Dron

⁵ Wilshire

شناخت خواص خزشی سوپرآلیاژهای پایه نیکلی، از روش‌های تجربی برای برون‌یابی داده‌های خزشی استفاده می‌شود. رابطه مانکنم-گرانته حدافل نرخ کرنش را با استفاده از ثابت ماده وابسته به دما پیش‌بینی می‌کند. در بیشتر سوپرآلیاژهای پایه نیکلی، منحنی خزشی سه مرحله عمومی را نشان می‌دهد. پژوهش کول و کاستیلو نشان داد که عوامل دیگری نیز در رابطه مانکنم-گرانته نقش مهمی دارند و فرمول مانکنم-گرانته با در نظر گرفتن عمر مراحل اول و دوم بهبود یافت. استفاده از فرمول کول-کاستیلو (مانکنم-گرانته اصلاح‌شده) نتایجی نزدیک به داده‌های آزمایشی داشته و پراکندگی داده‌ها در این روش کمتر است.

ضریب ثابت معادله لارسون-میلر وابستگی کمی به زمان دارد [۱۵] و بر اساس تحقیقی که توسط کریونیک و ماموزیک [۱۶] انجام شد، مقدار این ضریب ثابت در بسیاری از مواد می‌تواند برابر با ۲۰ باشد. همچنین تحقیقات موری [۱۷] نشان داد که این ضریب ثابت می‌تواند بین ۲ تا ۵۵ متغیر باشد. این تغییرات، هرچند ناچیز، یا ثابت در نظر گرفتن این ضریب می‌تواند باعث خطا در تخمین عمر شود. به منظور کاهش خطای ناشی از ضریب ثابت لارسون-میلر، روش‌های مانسون-هافرد و ارر-شربی-درون (معادلات (۳) و (۴)) توسعه داده شدند. این توسعه منجر به افزایش دقت روش مانسون-هافرد نسبت به روش لارسون-میلر شد [۱۸، ۱۹]. البته، چاوز و همکاران [۲۰] نشان دادند که برای افزایش دقت رابطه مانسون-هافرد، باید ضرایب این روش در دو ناحیه بالای ناحیه استحاله فازی و ناحیه پایین استحاله فازی تقسیم و به‌صورت جداگانه محاسبه شود.

مطالعه عبدالله و همکاران [۲۱] نشان داد که معادله ارر-شربی-درون در مقایسه با معادله لارسون-میلر از دقت بالاتری برخوردار است، اما دقت معادله ارر-شربی-درون از معادله مانسون-هافرد کمتر است.

سمنوف و همکاران [۲۲] از روش‌های محاسباتی برای تعیین استحکام درازمدت پره‌های سوپرآلیاژی تک کریستال استفاده کردند. آن‌ها از سه رویکرد پدیده‌شناسی خواص همسانگرد، پدیده‌شناسی خواص ناهمسانگرد و مدل میکرومکانیک برای تعیین تنش در پره استفاده کردند. تعیین تنش در پره با استفاده از آنالیز المان محدود انجام شد و تخمین عمر با استفاده از تنش به‌دست‌آمده و رابطه لارسون-میلر محاسبه گردید. نتایج نشان داد که مدل میکرومکانیک در مقایسه با سایر روش‌ها محافظه‌کارانه‌تر است.

گریسولیا و همکاران [۲۳] به ارزیابی خزش در اتصالات جوشی یک مبدل بخار فولاد P91 پرداختند. این تحلیل بر روی

کرد. فرم کلی این معادلات بر اساس معادلات (۱-۵) است.

$$LMP = T \cdot (C_{LM} + \log(t)) \quad (1)$$

$$(\dot{\epsilon}_{min}^c)^{m_{MG}} \cdot t = C_{MG} \quad (2)$$

$$P_{MH} = \frac{\log t - \log(t_a)_{MH}}{T - (T_a)_{MH}} \quad (3)$$

$$P_{OSD} = \log t_f - C_{OSD}/T \quad (4)$$

$$\frac{\sigma}{\sigma_{TS}} = \exp \left(-k1_W \left[t_r \cdot \exp \left(\frac{-Q_c}{RT} \right) \right]^{u_W} \right) \quad (5)$$

$$\frac{\sigma}{\sigma_{TS}} = \exp \left(-k2_W \left[\dot{\epsilon}_{min}^c \cdot \exp \left(\frac{Q_c}{RT} \right) \right]^{v_W} \right)$$

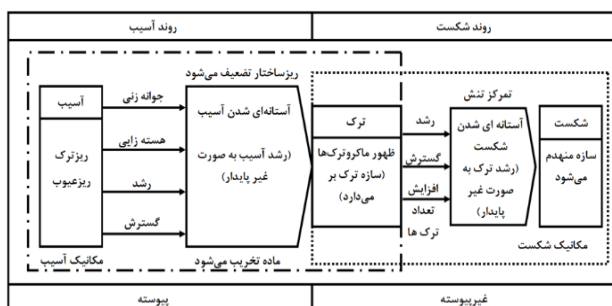
$$\frac{\sigma}{\sigma_{TS}} = \exp \left(-k3_W \left[t_{\epsilon_{cr}} \cdot \exp \left(\frac{-Q_c}{RT} \right) \right]^{w_W} \right)$$

معادله ویلشیر (معادله (۵)) بر اساس معیاری از سرعت تغییر شکل ماده تحت یک بار ثابت عمل می‌کند، در حالی که معادله لارسون-میلر (معادله (۱)) مبتنی بر مفهوم پارامتر زمان-دما است که تأثیرات ترکیبی دما و زمان بر تغییر شکل خزشی را در نظر می‌گیرد. به همین علت، معادله ویلشیر نسبت به معادله لارسون-میلر دقت پایین‌تری دارد [۹، ۱۰، ۱۱]. با این حال، سردو و همکارانش [۱۲] نشان دادند که اگر داده‌های گسیختگی در معادله ویلشیر به دو ناحیه تنش کمتر از تنش تسلیم و ناحیه تنش بیشتر یا مساوی تنش تسلیم تقسیم شوند و معادله ویلشیر برای هر ناحیه به‌طور جداگانه توسعه یابد، دقت این معادله در خزش‌های طولانی‌مدت بیشتر از معادله لارسون-میلر می‌شود. معادله لارسون-میلر به داده‌های دما، تنش اعمالی و زمان شکست نیاز دارد، در حالی که معادله ویلشیر علاوه بر این داده‌ها، به استحکام نهایی در دمای آزمون نیز نیازمند است. مطالعه جادها و همکاران [۱۳] نشان داد که معادله ویلشیر در صورت افزایش تعداد داده‌ها، نسبت به معادله لارسون-میلر از دقت بالاتری برخوردار است؛ این در حالی است که در صورت کمبود داده‌ها، معادله لارسون-میلر دقت بیشتری دارد.

کول و کاستیلو [۱۴] نرخ کرنش خزشی در پره توربین اینکونل ۷۳۸ را با استفاده از معادله مانکنم-گرانته (معادله (۲)) بررسی کردند. پیش‌بینی عمر خزشی قطعات تحت شرایط واقعی دشوار است و اعتبارسنجی این پیش‌بینی‌ها زمان‌بر است. برای

و زمانی که آسیب به حد نهایی برسد، قطعه منهدم می‌شود. این آسیب می‌تواند شامل ترک یا تغییرات متالورژیکی مانند رشد حفرات خزشی باشد. شکل (۱) رابطه بین مکانیک آسیب و مکانیک شکست را نشان می‌دهد. در مکانیک آسیب، ماده با نقص‌های میکروسکوپی و میکروتُرک‌ها آغاز می‌شود که به صورت پیوسته در مقیاس میکروسکوپی توزیع شده‌اند. این نقص‌ها ابتدا هسته‌زایی کرده و سپس رشد می‌کنند و در نهایت باعث تخریب ساختار میکروسکوپی ماده می‌شوند. با ادامه این فرآیند، خواص فیزیکی و مکانیکی ماده کاهش می‌یابد و ماده به آستانه آسیب می‌رسد، جایی که رشد آسیب ناپایدار می‌شود. در این مرحله، ماده به شدت ضعیف شده و زمینه برای ظهور ماکروتُرک‌ها فراهم می‌گردد.

در مکانیک شکست، ترک‌ها به‌عنوان ناپیوستگی‌های ماکروسکوپی در نظر گرفته می‌شوند که در نقاط خاصی از ماده ظاهر شده و باعث تمرکز تنش می‌شوند. این ترک‌ها، مشابه نقص‌های میکروسکوپی، ابتدا رشد کرده و سپس تعدادشان افزایش می‌یابد. با افزایش تمرکز تنش در نوک ترک‌ها، ماده اطراف این نقاط ضعیف‌تر می‌شود و در نهایت به آستانه شکست می‌رسد. هنگامی که ترک‌ها ناپایدار می‌شوند، ساختار دچار شکست نهایی می‌گردد [۲۷].



شکل ۱ محدوده بررسی مکانیک شکست و مکانیک آسیب [۲۷]

۳-۱- مکانیک شکست

استفاده از دیدگاه مکانیک شکست یکی از ابزارهای مهم برای تخمین عمر باقی‌مانده قطعات در صنایع است. به دلیل ماهیت زمان‌بر فرآیند خزش، روش مکانیک شکست وابسته به زمان برای تخمین عمر خزشی قطعات مطرح می‌شود. زوال قطعات از محل تمرکز تنش یا نواحی دارای عیب اولیه آغاز شده و بیشتر عمر قطعه به رشد ترک اختصاص می‌یابد.

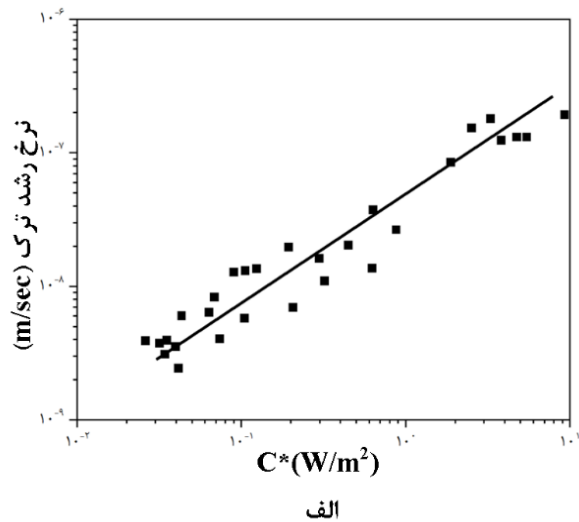
در مکانیک شکست، پارامترهای مختلفی مانند ضریب شدت تنش K ، انتگرال مستقل از مسیر C^* و پارامتر Ct معرفی شده‌اند که رفتار رشد ترک را توصیف می‌کنند. طبیعت خزش و اندازه

منی‌فولد انجام شد و ارزیابی با استفاده از استاندارد [۲۴] API 579 و روش‌های عددی صورت گرفت. در هر دو روش، از تئوری‌های لارسون-میلر و مانکمن-گرانته به‌عنوان معیار استفاده شد. به دلیل تفاوت در ماهیت این دو تئوری، محاسبه زمان تا شکست نیز متفاوت بود. تئوری لارسون-میلر بر پایه تنش است، در حالی که تئوری مانکمن-گرانته بر اساس کرنش می‌باشد. در تئوری لارسون-میلر، آسیب‌پذیرترین نقطه ریشه جوش بود، جایی که بیشترین تنش سه‌بعدی رخ می‌داد؛ در حالی که در تئوری مانکمن-گرانته، آسیب‌پذیرترین نقطه ناحیه متأثر از حرارت بود، جایی که بیشترین کرنش اتفاق می‌افتاد. نتایج محاسبات عددی و استاندارد API 579 بسیار نزدیک به یکدیگر بودند، به طوری که بر اساس هر دو روش، عمر مصرف شده منی‌فولد برابر با ۲۴٪ بود.

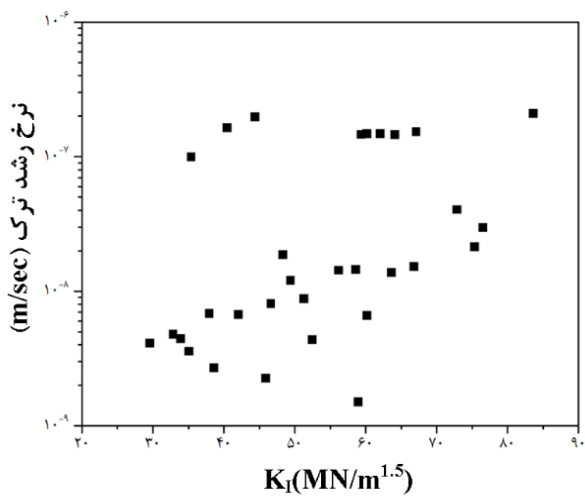
با توجه به مقالات بررسی‌شده و روابط ارائه‌شده در این بخش، مشخص می‌شود که اگرچه رویکردهای تخمین عمر بدون در نظر گرفتن آسیب به عنوان اولین رویکردهای محاسبه عمر مطرح شده‌اند، اما توانایی در نظر گرفتن نقش عیوب و آسیب‌هایی همچون ترک یا تغییرات ریزساختاری را ندارند. به همین دلیل، رویکردهای تخمین عمر بر اساس مکانیک آسیب برای رفع این مشکل توسعه داده شده‌اند.

۳-۲- رویکرد تخمین عمر بر اساس آسیب

تمامی رویکردهای تخمین عمر بدون آسیب، هیچ‌گونه آسیبی مانند ترک یا تغییرات ریزساختاری را بررسی نمی‌کنند. این در حالی است که در تمامی قطعات، ابتدا یک ترک شکل می‌گیرد و در نهایت قطعه دچار شکست می‌شود. بر این اساس، دو دیدگاه جوانه‌زنی ترک و رشد ترک در تخمین عمر بر اساس آسیب وجود دارد. انتخاب هر یک از این رویکردها بر اساس شرایط قطعه تعیین می‌شود. برای قطعات با حساسیت بالا، رویکرد جوانه‌زنی ترک و برای قطعات با حساسیت کمتر، رویکرد رشد ترک مورد استفاده قرار می‌گیرد [۲۵]، [۲۶]. در این دو دیدگاه، می‌توان از تئوری‌های مکانیک شکست و مکانیک آسیب بهره برد. مکانیک شکست به بررسی رفتار مکانیکی اجسام حاوی ترک می‌پردازد و به همین دلیل در دیدگاه رشد ترک کاربرد دارد. این دیدگاه بیان می‌کند که ترک می‌تواند تا پیش از رسیدن به ناحیه بحرانی به صورت پیوسته و آرام رشد کند و سپس، پس از عبور از این ناحیه، به‌طور ناگهانی رشد کرده و باعث انهدام قطعه شود [۴]. از سوی دیگر، رویکرد مکانیک آسیب بر این فرض استوار است که مواد در طول عمر مفید خود به‌طور مداوم دچار آسیب می‌شوند



الف



ب

شکل ۲ کالیبراسیون سرعت رشد ترک خزشی در فولاد ۱/۲٪ کروم-۱٪ مولیبدن در دمای ۵۳۵ درجه سانتی‌گراد با پارامترهای الف- K_I و ب- C^* [۳۰]

جهت محاسبه طول ترک (a) باید از روش افت پتانسیل استفاده کرد. طول ترک بر اساس معادله (۷) محاسبه می‌شود.

$$a = \left[(a_f - a_0) \frac{(V - V_0)}{(V_f - V_0)} \right] + a_0 \quad (7)$$

در استاندارد ASTM E1457-15 هر افزایش پتانسیل الکتریکی به رشد ترک نسبت داده می‌شود؛ بنابراین پتانسیل الکتریکی اولیه به عنوان اولین تغییرات پتانسیل الکتریکی در نظر گرفته می‌شود. اما تارنوسکی و همکاران [۳۳] روش دیگری برای محاسبه پتانسیل الکتریکی اولیه ارائه کردند. بر اساس شکل (۳)، اگر نموداری بین داده‌های افت پتانسیل الکتریکی و جابه‌جایی نقطه اثر نیرو رسم شود، می‌توان این نمودار را به دو ناحیه خطی

ناحیه تغییر شکل در نوک ترک نسبت به اندازه نمونه، تعیین می‌کند که کدام یک از این پارامترها (K_I یا C^*) برای شرایط مورد نظر کاربرد دارند.

در تخمین عمر خزشی، تعیین پارامترهای نوک ترک مانند C^* و K_I ضروری است. در شرایط دمایی خزش، پارامترهای نوک ترک باید با توجه به تغییر شکل خزشی وابسته به زمان در نظر گرفته شوند. بر اساس نوع ماده و میزان تغییر شکل خزشی، سه حالت رشد ترک وجود دارد: رشد ترک در مقیاس کم، رشد ترک گذرا، و رشد ترک در حالت پایدار.

در مرحله اولیه رشد ترک، ناحیه خزش بسیار کوچک است و در این مرحله رشد ترک خزشی بلافاصله پس از اعمال بار آغاز می‌شود. به دلیل توزیع تنش در منطقه نوک ترک و عدم حضور تغییر شکل پلاستیک، تنش به صورت الاستیک توزیع می‌شود و میدان تنشی نوک ترک توسط پارامتر مکانیک شکست K_I توصیف می‌گردد. هنگامی که ترک گسترش می‌یابد و کل ناحیه جلوی ترک تحت تغییر شکل خزشی قرار می‌گیرد، شرایط خزشی به حالت پایدار می‌رسد و در این حالت از پارامتر C^* استفاده می‌شود.

حالت دیگری که ترک از رشد در مقیاس کم به حالت پایدار خزشی می‌رسد، حالت خزشی گذرا نامیده می‌شود که در این وضعیت از پارامتر Ct استفاده می‌گردد. زمان گذرا به عواملی مانند اندازه، هندسه نمونه، مقدار بار، سرعت بارگذاری، دما و سینتیک خزش وابسته است. در دوره گذرا، تنش نوک ترک و اندازه ناحیه خزش به‌طور پیوسته با زمان تغییر می‌کنند. در شرایط خزشی پایدار، نرخ تنش نوک ترک وابسته به زمان نیست [۲۸]، [۲۹].

نیک‌بین و همکاران [۳۰] به بررسی نرخ رشد ترک خزشی فولاد ۱/۲٪ کروم - ۱٪ مولیبدن پرداختند. شکل (۲) نرخ رشد ترک خزشی را بر اساس پارامترهای K_I و C^* نشان می‌دهد. از آنجا که این فولاد رفتار نرمی از خود نشان می‌دهد، نمی‌توان انتظار داشت که نرخ رشد ترک با استفاده از پارامتر K_I به خوبی پیش‌بینی شود. با این حال، مطالعه ساداناندا و شاهینیان [۳۱] بر روی آلیاژ یودمت ۷۰۰ نشان داد که از آنجا که رفتار این ماده در دمای بالا ترد است، می‌توان نرخ رشد ترک را با استفاده از پارامتر K_I تخمین زد. اگرچه استفاده از پارامتر C^* نرخ رشد ترک را با دقت بیشتری محاسبه می‌کند.

روش‌های مختلفی برای محاسبه C^* وجود دارد. بر اساس استاندارد ASTM-E1457 [۳۲]؛ C^* را می‌توان از طریق معادله (۶) محاسبه کرد.

$$C^* = \frac{p \dot{\Delta}}{B_n (w-a)} \dot{F} \quad (6)$$

ندارد، توسعه یک مدل بر پایه مکانیک شکست بسیار ضروری است. به همین دلیل، آن‌ها الگوریتم زیر را پیشنهاد دادند:

- تقسیم‌بندی زمان آزمون به چند قسمت مساوی.
- محاسبه کمیت C^* در هر قسمت، با توجه به اینکه C^* کمیتی وابسته به زمان است؛ بنابراین زمان طی شده در شبیه‌سازی‌های بعدی لحاظ می‌گردد.
- محاسبه طول رشد ترک با استفاده از معادله (۸) که در آن A و B ثوابت ماده هستند.
- محاسبه طول ترک بعدی در گام زمانی بعدی با استفاده از حاصل جمع طول ترک قبلی و رشد ترک.

$$\Delta a = A(C^*)^B \quad (8)$$

مقایسه نتایج الگوریتم پیشنهادی و آزمایشگاهی نشان داد که نرخ رشد ترک در هر دو روش بسیار به یکدیگر نزدیک است. با توجه به مشکل محاسبه مستقیم انتگرال C^* برای قطعات صنعتی پیچیده، می‌توان از روش تنش مرجع برای محاسبه C^* استفاده کرد. رابطه (۴) نحوه محاسبه پارامتر C^* به روش تنش مرجع را نشان می‌دهد.

$$C^* = \sigma_{ref} \dot{\epsilon}_{ref} \left(\frac{K}{\sigma_{ref}} \right)^2 \quad (9)$$

مقدار تنش مرجع یا با استفاده از روش اجزای محدود و انجام آنالیز غیرخطی خزش روی قطعه محاسبه می‌شود یا اینکه می‌توان با انجام آنالیز غیرخطی الاستوپلاستیک اجزای محدود برای تعیین بار حدی، مقدار آن را بر اساس رابطه (۵) تخمین زد. [۳۷]:

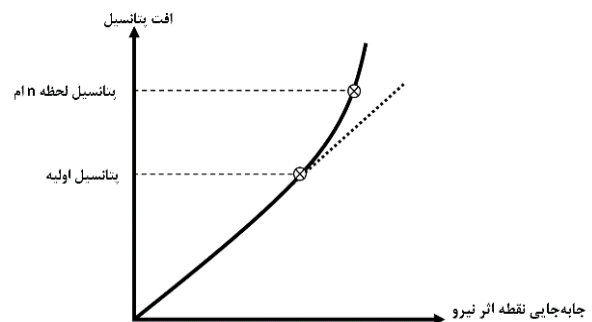
$$\sigma_{ref} = \frac{P}{P_L} \times \sigma_y \quad (10)$$

روش EPRI بر اساس موادی است که در شرایط خزش از معادله توان (معادله نورتون) پیروی می‌کنند.

$$C^* = B h_1(n, a) \left[\frac{F \sigma_y}{F_L} \right] \quad (11)$$

تابع $h_1(n, a)$ تابع نفوذ پلاستیک است که از نتایج تحلیل المان محدود الاستیک-پلاستیک کالیبره شده و به‌عنوان تابعی از هندسه، طول ترک، حالت بارگذاری و توان خزش تعریف می‌شود. این تابع بر اساس معادله نورتون به دست می‌آید [۳۸]. ژان و همکاران [۴۳] در پژوهش خود، به بررسی پارامتر C^*

و غیرخطی تقسیم کرد. در این روش، پتانسیل اولیه محل برخورد ناحیه خطی و غیرخطی است. مقدار ولتاژ اولیه در این روش بیشتر از ولتاژ اولیه تعیین شده در استاندارد ASTM E1457-15 است. زمان تخمینی برای وقوع رشد ترک 0.2 میلی‌متر (تعریف مهندسی شروع ترک) در روش اصلاح شده ۱ تا ۲ برابر بیشتر بود، اما در یک آزمایش، این تفاوت بیش از ۲۰ برابر بود. در واقع، فرض استاندارد ASTM E1457-15 منجر به نتایجی می‌شد که بیش از حد محافظه‌کارانه بودند.



شکل ۳ نمودار افت پتانسیل الکتریکی - نقطه اثر نیرو و موقعیت پتانسیل اولیه [۳۳]

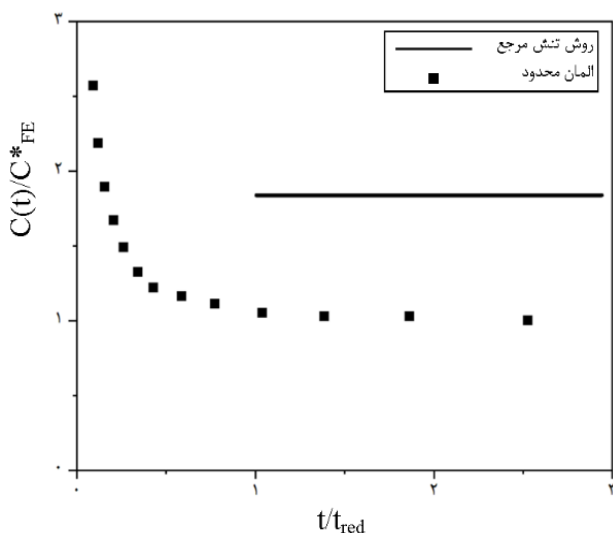
از آنجا که محاسبه C^* به روش استاندارد ASTM E1457 نیاز به تجهیزات پیچیده آزمایشگاهی دارد و این روش تنها توانایی محاسبه C^* برای قطعات استاندارد مانند نمونه‌های کشش فشرده^۱ را دارد، روش‌های دیگری برای محاسبه C^* مانند روش المان محدود [۳۴]، [۳۵]، [۳۶]، تنش مرجع [۳۷] و EPRI [۳۸] توسعه داده شده است. مکانیک شکست به بررسی تنش در اطراف ترک می‌پردازد؛ بنابراین یکی از مهم‌ترین مسائل در روش المان محدود، نوع شبکه‌بندی اطراف ترک است. دو نوع شبکه‌بندی برای ترک وجود دارد: روش اول، استفاده از المان‌های فروپاشیده و روش دوم، استفاده از المان‌های معمولی است. به دلیل اینکه در پارامتر C^* نمی‌توان رشد ترک را لحاظ کرد و این پارامتر فقط در حالت ترک ثابت (بدون رشد) مورد بررسی قرار می‌گیرد [۳۹]، استفاده از المان‌های فروپاشیده در محاسبه C^* رایج است [۴۰]، [۴۱]. اما برای بررسی رشد ترک، از المان‌های معمولی و روش آزادسازی گره استفاده می‌شود. این روش به دلیل پیچیدگی‌های زیاد، امکان پیاده‌سازی و اجرا بر روی بسیاری از مدل‌ها را ندارد. هیده و همکاران [۴۲] به بررسی پیش‌بینی رشد ترک و تخمین عمر با استفاده از روابط مکانیک شکست در یک فولاد کروم-مولیبدن پرداختند. با توجه به اینکه روش آزادسازی گره توانایی پیاده‌سازی بر روی هر هندسه‌ای را

¹ Compact Tension (CT)

² Reference Stress

روش EPRI بررسی و با نتایج المان محدود (روش کانتور انتگرال) مقایسه کرد. در این پژوهش، نرخ جابه‌جایی در حالت پایدار با استفاده از نتایج شبیه‌سازی به دست آمد. تنش آستانه در برخی آلیاژها به دلیل حضور فازهای ثانویه یا ذرات رسوب سخت‌شونده به وجود می‌آید.

جدول (۱) میزان تغییرات پارامتر C^* در سه روش ذکر شده و روش المان محدود را نشان می‌دهد. بر اساس این جدول، روش استاندارد E1457 وابستگی کمتری به ریزساختار دارد. این وابستگی کم باعث می‌شود که نتایج C^* محاسبه‌شده در روش استاندارد E1457 جامعیت بیشتری داشته باشد. در صورتی که در ماده تنش آستانه وجود نداشته باشد یا در نظر گرفته نشود، دقت روش تنش مرجع بالاتر از دو روش دیگر است. علت این امر این است که این شبیه‌سازی‌ها در مقیاس ماکرو انجام می‌شوند و تغییرات ریزساختاری را در نظر نمی‌گیرند که ممکن است منجر به اختلافاتی با نتایج تجربی شود.

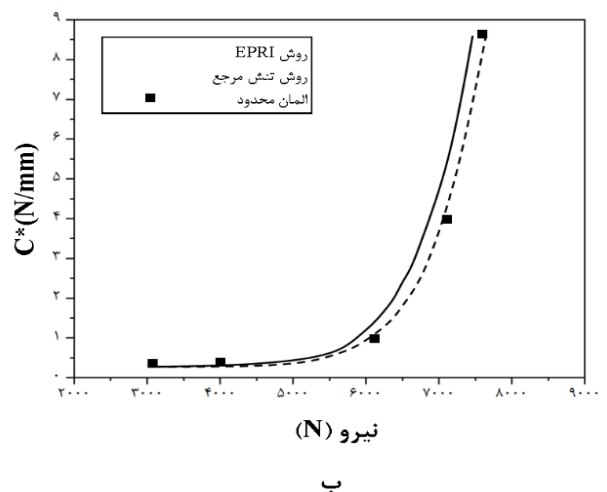
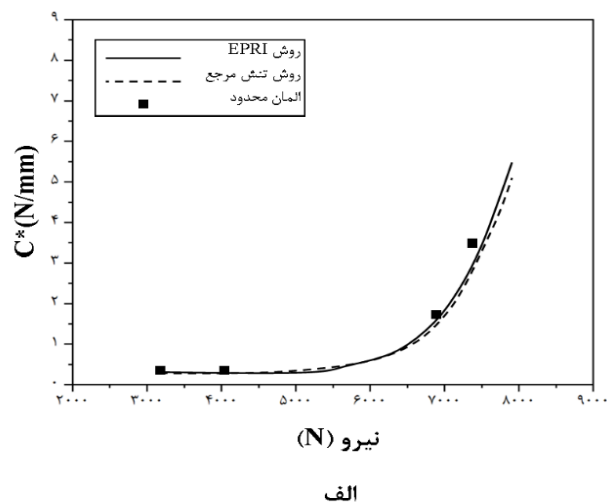


شکل ۵ مقایسه روش کانتور انتگرال و تنش مرجع در محاسبه C^* [۴۴]

مروری بر منابع ارائه‌شده در این بخش نشان می‌دهد که استفاده از پارامتر C^* همواره برای تمامی مواد قابل استفاده است. رویکردهای مختلفی برای محاسبه این پارامتر، هم به صورت آزمایشگاهی و هم به صورت شبیه‌سازی، نشان‌دهنده اهمیت بالای این پارامتر در پیش‌بینی عمر قطعات ترک‌دار است. C^* یک پارامتر مکانیک شکست است، به این معنی که شرط اول برای محاسبه این پارامتر، حضور ترک در قطعه است. این در حالی است که در بسیاری از قطعات، زمان جوانه‌زنی ترک از اهمیت بالایی برخوردار است. به همین دلیل برای پیش‌بینی عمر قطعات با تمرکز بر جوانه‌زنی ترک، مکانیک آسیب معرفی شده است.

بر روی نمونه‌های کشش فشرده با استفاده از دو روش، یعنی روش تنش مرجع و دستورالعمل EPRI، پرداختند. این مطالعه بر روی دو ماده انجام شد؛ یکی از این مواد از معادله خزش نورتن پیروی می‌کرد، در حالی که ماده دیگر از این معادله پیروی نمی‌کرد. با توجه به شکل (۴)، نتیجه‌گیری شد که دستورالعمل EPRI دقت بیشتری برای موادی دارد که از معادله خزش نورتن پیروی می‌کنند. در مقابل، روش تنش مرجع در موادی که از معادله خزش نورتن پیروی نمی‌کنند، دقت بالاتری دارد.

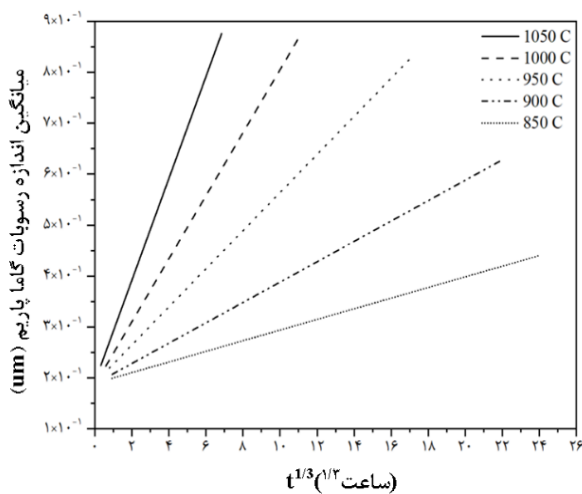
کیم و همکاران [۴۴] به بررسی تفاوت بین روش کانتور انتگرال و روش تنش مرجع برای محاسبه C^* پرداختند. بر اساس شکل (۵)، محاسبه C^* به روش تنش مرجع در مقایسه با روش کانتور انتگرال، نتایج محافظه‌کارانه‌تری ارائه می‌دهد.



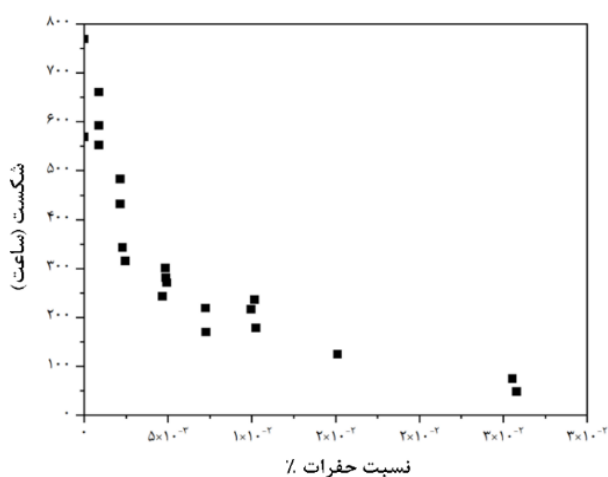
شکل ۴ مقایسه روش محاسبه المان محدود، تنش مرجع و EPRI برای الف- ماده با رفتار خزشی نورتن، ب- ماده با عدم رفتار خزشی معادله نورتن [۴۳]

لای [۴۵] اثر یک تنش آستانه را در محاسبه C^* با استفاده از روش‌های استاندارد ASTM E1457، روش تنش مرجع و

استحکام گسیختگی با چالش‌هایی مواجه است. یکی از چالش‌ها این است که اندازه گاما پرایم نه تنها تابع تاریخچه دما-زمان است؛ بلکه به اندازه اولیه آن قبل از سرویس نیز وابسته است. از دیگر روش‌های غیرمخرب برای تخمین عمر سوپرآلیاژها، بررسی حفره‌های خزشی بر مبنای رپلیکا است. لیندبلوم و همکاران [۴۸] از یک سیستم درجه‌بندی بر اساس درصد حجمی حفره‌ها به‌عنوان معیاری برای تخمین عمر خزشی استفاده کردند. در شکل (۷)، این سیستم درجه‌بندی و ارتباط آن با زمان شکست در نمونه‌های نیمونیک^۱ ۱۰۰ که تحت شرایط دمایی مختلف آزمایش شده‌اند، نشان داده شده است.



شکل ۶ آهنگ تغییرات گاما پرایم با زمان [۴۷]



شکل ۷ کاهش زمان گسیختگی با وجود درصد حجمی حفره‌های خزشی [۴۸]

به دلیل در نظر گرفتن تاریخچه‌ی آسیب مواد، مکانیک آسیب پیوسته از دقت بالایی برخوردار هستند. معادلات اولیه توسعه‌یافته در مکانیک آسیب شامل یک نوع متغیر آسیب بودند؛

جدول ۱ مقایسه درصد خطای C* محاسبه شده در روش‌های استاندارد E1457، تنش مرجع و EPRI با روش المان محدود (کانتور انتگرال) [۴۵]

روش	درصد خطا C*
استاندارد E1457	$\pm 10\%$
تنش مرجع	$\pm 40\%$
EPRI	$\pm 400\%$

۳-۲- مکانیک آسیب

تاریخچه آسیب در مواد باعث کاهش خواص مکانیکی و استحکام آن‌ها می‌شود. این رفتار معمولاً توسط معادلات مکانیک شکست به‌خوبی توصیف نمی‌شود. بنابراین، با استفاده از روش‌های مخرب، غیرمخرب و تحلیل المان محدود می‌توان تاریخچه آسیب را بررسی کرد. در دیدگاه المان محدود، مکانیک آسیب پیوسته با در نظر گرفتن تاریخچه مواد و آسیب تجمعی، عمر باقی‌مانده قطعات را تخمین می‌زند. در این روش، آسیب تجمعی با عددی بین صفر (بدون آسیب) تا یک (زوال کامل) نشان داده می‌شود. در بسیاری از قطعات، بخش عمده‌ای از عمر صرف جوانه‌زنی ترک می‌شود و زمانی که ترک به‌طور مشخص ظاهر می‌شود، اغلب نیاز به تعویض یا تعمیر اساسی قطعه به وجود می‌آید. از دیدگاه عملی، شروع آسیب اهمیت بالایی دارد و واضح است که پس از تشکیل ترک، عمر قطعه به‌طور قابل‌توجهی کاهش می‌یابد. به همین دلیل، توسعه روش‌های پیشرفته‌ی آزمون‌های غیرمخرب برای این‌گونه قطعات بسیار مهم است.

دو شاخص عمومی برای کاهش عمر شامل درشت شدن رسوب‌ها و تشکیل حفره‌هایی در مرزهای دانه است. این دو مکانیزم آسیب با استفاده از آزمایش‌های غیرمخرب شناسایی شده و به‌طور گسترده مورد استفاده قرار می‌گیرند [۴۶]. گیبسون و همکاران [۴۷] به بررسی تخمین عمر خزشی با روش غیرمخرب پرداختند. از آنجا که ماده مورد بررسی اینکونل ۹۳۹ است، تخمین عمر از طریق اندازه‌گیری رسوبات گاما پرایم انجام شده است.

مقایسه سینتیک درشت شدن گاما پرایم و کاهش استحکام گسیختگی قطعه در اثر کارکرد در شکل (۶) نشان می‌دهد که عمر گسیختگی ممکن است به‌سرعت با درشت شدن گاما پرایم کاهش یابد و در نهایت به مقدار بحرانی برسد. از این رو، استفاده از اندازه گاما پرایم به‌عنوان معیاری مستقیم برای سنجش

^۱ Nimonic 100

قوانین مکانیک آسیب کاجانوف^۱، لیو-موراکامی^۲، ون تو^۳ و کوکس-اشبی^۴ پرداختند. فرم کلی این روش‌ها بر اساس معادلات (۱۲-۱۵) است.

به این معنا که این معادلات تمایزی بین انواع عیوب رخ داده قائل نمی‌شدند [۳].
لو او و همکاران [۴۹] به بررسی زمان جوانه‌زنی ترک و شکست نهایی در نمونه‌های لحیم‌کاری شده کشش-فشرده با استفاده از

$$(\dot{\epsilon}_{ij}^C)_K = \frac{3}{2} A_K \cdot \sigma_{eq}^{n_K-1} \cdot S_{ij} \cdot \left(\frac{1}{\omega-1}\right)^{n_K} \cdot t^{m_K} \quad (12)$$

$$(\dot{\omega})_K = B_K \cdot \frac{(\alpha_K \cdot \sigma_1 + (1 - \alpha_K) \cdot \sigma_{eq})^{\chi_K}}{(1 + \phi_K) \cdot (\omega - 1)^{\phi_K}} \cdot t^{m_K}$$

$$(\dot{\epsilon}_{ij}^C)_{L-M} = \frac{3}{2} A_{L-M} \cdot \sigma_{eq}^{n_{L-M}-1} \cdot S_{ij} \cdot \exp\left(\frac{2 \cdot (n_{L-M} + 1)}{\pi \cdot \sqrt{1 + \frac{3}{n_{L-M}}}} \cdot \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_{eq}}\right)^2 \cdot \omega^{3/2}\right) \quad (13)$$

$$(\dot{\omega})_{L-M} = \frac{M_{L-M} \cdot [1 - \exp(-q_{L-M})]}{q_{L-M}} \cdot (\alpha_K \cdot \sigma_1 + (1 - \alpha_K) \cdot \sigma_{eq})^{\chi_{L-M}} \cdot \exp(q_{L-M} \cdot \omega)$$

$$(\dot{\omega})_{W-T} = \frac{(\dot{\epsilon}_{ij}^C)_{L-M}}{\epsilon_f^*} \quad (14)$$

$$\frac{\epsilon_f^*}{\epsilon_f} = \sinh\left[\frac{3}{2} \cdot \left(\frac{n_{W-T} - 0.5}{n_{W-T} + 0.5}\right)\right] / \sinh\left[2 \cdot \left(\frac{n_{W-T} - 0.5}{n_{W-T} + 0.5}\right) \cdot \frac{\sigma_h}{\sigma_{eq}}\right]$$

$$(\dot{\epsilon}_{ij}^C)_{C-A} = \frac{3 \cdot \dot{\epsilon}_0 \cdot S_{ij} \cdot \text{Sinh}(Q_C \cdot \sigma_{eq})}{2 \cdot \sigma_{eq}} \cdot \frac{1}{1 - \omega_2} \cdot \left[1 + \frac{\theta \cdot P}{(1 - \omega_1)^{n_{C-A}}} - \theta \cdot P\right]$$

$$(\dot{\omega}_1)_{C-A} = \dot{\epsilon}_0 \cdot \theta \cdot \frac{\text{Sinh}(Q_C \cdot \sigma_{eq})}{1 - \omega_2} \cdot \left[1 + \frac{\theta \cdot P}{(1 - \omega_1)^{n_{C-A}}} - \theta \cdot P\right] \cdot \left[1 + \frac{1}{(1 - \omega_1)^{n_{C-A}}} - (1 - \omega_1)\right]$$

$$(\dot{\omega}_2)_{C-A} = C_{C-A} \cdot \dot{\epsilon}_0 \cdot (1 - \omega_1) \cdot \text{Sinh}(Q_C \cdot \sigma_{eq}) \cdot \left[1 + \frac{\theta \cdot P}{(1 - \omega_1)^{n_{C-A}}} - \theta \cdot P\right] \quad (15)$$

$$\theta = H_{C-A} \cdot \left(\frac{n_{C-A} - 0.5}{n_{C-A} + 0.5}\right) \cdot \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}$$

$$n = \frac{Q_C \cdot \sigma_{eq}}{1 - \omega_1} \cdot \coth\left(\frac{Q_C \cdot \sigma_{eq}}{1 - \omega_1}\right)$$

$$P = l \cdot \frac{\sqrt{\omega_1}}{d}$$

¹ Kachanov(K)

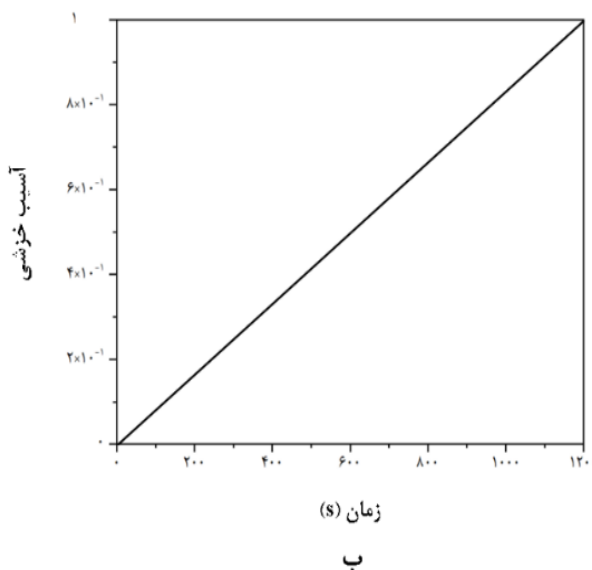
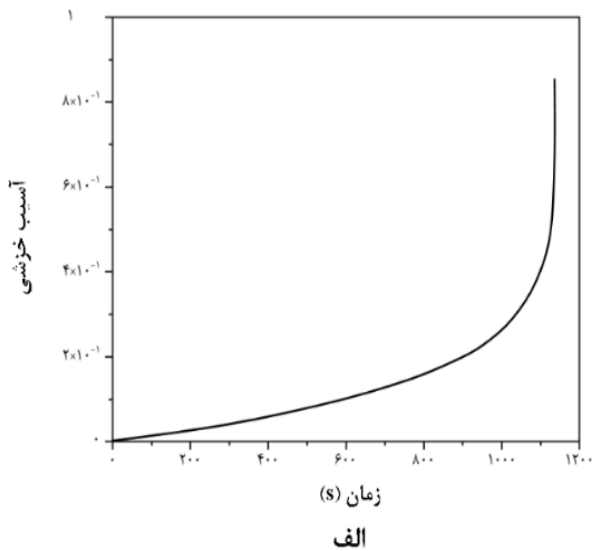
² Liu-Murakami(L-M)

³ Wen-Tu(W-T)

⁴ Cocks-Ashby(C-A)

دلیل در نظر گرفتن تحولات ریزساختاری منجر به پیش‌بینی دقیق‌تر رفتار خزشی می‌شود، اما سنتیک تحولات ریزساختاری تابع دما است و به دلیل اینکه در قطعات صنعتی، رژیم دمایی در سرتاسر قطعه متفاوت است، امکان استفاده از این مدل‌ها برای بررسی رفتار خزشی تاکنون میسر نبوده است.

نخودچی و صابری [۵۶] به بررسی محاسبه C^* با استفاده از روش معادله نورتن، تنش مرجع و معادله مکانیک آسیب لیو-موراگامی بر روی فولاد ۹٪ کروم-۱٪ مولیبدن در دمای ۶۵۰ درجه سانتی‌گراد در نرم‌افزار آباکوس پرداختند. نتایج نشان داد که روش معادله نورتن در مقایسه با روش تنش مرجع از دقت کمتری برخوردار است و رویکرد محافظه‌کارانه‌تری دارد. همچنین، C^* محاسبه‌شده با روش مکانیک آسیب بسیار به نتایج تجربی نزدیک بود.



شکل ۸ منحنی پارامتر آسیب بر حسب زمان در معادله‌های؛ الف- کاجانوف، ب- امگا [۵۷]

بر اساس معادلات ارائه‌شده، قوانین کاجانوف و لیو-موراگامی (معادلات (۱۲) و (۱۳)) از اولین قوانین مکانیک آسیب هستند که توانایی تفکیک انواع آسیب‌ها را ندارند. در مقابل، معادله ون تو و کوکس-اشبی (معادلات (۱۴) و (۱۵)) این توانایی را دارند و می‌توانند آسیب‌ها را بر اساس داده‌های جدول (۲) تفکیک کنند.

نتایج نشان داد که معادله کوکس-اشبی زمان گسیختگی (زمان رسیدن پارامتر آسیب به عدد یک) را نسبت به معادله کاجانوف طولانی‌تر پیش‌بینی می‌کند. دلیل این تفاوت، توانایی معادله کوکس-اشبی در تمایز بین انواع مختلف آسیب‌ها است. این نتیجه برای زمان جوانه‌زنی ترک نیز صادق است؛ به طوری که معادلات ون تو و کوکس-اشبی زمان جوانه‌زنی ترک را طولانی‌تر پیش‌بینی می‌کنند.

جدول ۲ مکانیزم آسیب معادلات ون تو و کوکس اشبی [۳]

معادله	مکانیزم آسیب
ون تو	جوانه‌زایی و رشد حفره‌های مرز دانه‌ای
کوکس اشبی	۱. جوانه‌زایی و رشد حفره‌های مرز دانه‌ای ۲. تکثیر چگالی نابجایی متحرک

در مواد داکتیل، تحت شرایط بارگذاری پایین (ناحیه C^* پایین)، رشد ترک عمدتاً تحت تأثیر تنش قرار دارد. در این حالت، ترک به دلیل افزایش تنش متمرکز در نوک آن و رشد حفره‌ها و ناپیوستگی‌ها در ماده گسترش می‌یابد و شکست مرزدانه‌ای رخ می‌دهد. با افزایش بارگذاری و ورود به ناحیه انتقالی، مکانیزم کنترل رشد ترک از تنش به کرنش تغییر می‌کند. در این ناحیه، نرخ رشد ترک تحت تأثیر نرخ کرنش و تغییر شکل پلاستیک ماده قرار می‌گیرد و شکست درون‌دانه‌ای می‌شود. این تغییر مکانیزم‌ها منجر به ایجاد نقطه عطف در منحنی رشد ترک خزشی می‌شود که نشان‌دهنده تغییر تسلط مکانیزم‌های مختلف شکست است [۵۰]. این رفتار در فولادهای کروم-مولی [۵۱]، P23 [۵۲]، P92 [۵۳] و T112 [۵۴] مشاهده شده است.

لیو و همکاران [۵۵] به بررسی این تغییر مکانیزم در رشد ترک خزشی فولاد 316H پرداخته‌اند. جهت بررسی رفتار این مدل، از معادله ون-تو استفاده شد که بر اساس رشد و جوانه‌زنی حفرات و آسیب ناشی از کرنش خزشی داکتیل است. در این پژوهش، برای مدل‌سازی رفتار چندگانه این فولاد، کرنش داکتیل به سه ناحیه تقسیم شد و نتایج نشان داد که این تقسیم‌بندی باعث نزدیک‌تر شدن نتایج آزمایشگاهی به شبیه‌سازی می‌شود. اگرچه استفاده از مدل‌هایی مانند کوکس-اشبی و ون-تو به

جدول (۳) تعداد ضرایب ثابت وابسته به دما را برای مدل‌های مکانیک آسیب مطرح‌شده را نشان می‌دهد به دلیل اینکه تعداد این ضرایب بسیار بالا و یا نیازمند به اطلاعات ریزساختاری مدل واقعی است، امکان استفاده و توسعه برای تمام مواد را ندارند. حق و استوارت [۵۹] به بررسی اختلاف بین دو نوع معادله آسیب کاجانوف و سینوس-هایپربولیک^۱ (معادلات (۱۶) و (۱۷)) در فولاد ۳۰۴ پرداختند. مقایسه نرخ کرنش خزشی حداقل نشان می‌دهد که این دو معادله در مقایسه با نتایج آزمایشگاهی رفتار متفاوتی دارند و این پارامتر در یک طیف تنشی به صورت غیرخطی تغییر می‌کند. در حالی که معادله کاجانوف، به دلیل اینکه بر پایه معادله نورتون است، رفتار را به صورت خطی پیش‌بینی می‌کند. این در حالی است که معادله هایپربولیک می‌تواند این رفتار غیرخطی را به خوبی مدل کند. نکته دیگر در خصوص میزان پارامتر آسیب است. طبق تعریف از پیش ارائه‌شده، جسم زمانی دچار گسیختگی می‌شود که مقدار پارامتر آسیب به عدد یک برسد. با توجه به معادله (۱۲)، مقدار آسیب در معادله کاجانوف نمی‌تواند به عدد ۱ برسد، چرا که این امر باعث بی‌نهایت شدن مقدار آسیب از لحاظ عددی می‌شود که از نظر فیزیکی مفهوم ندارد. اما در معادله هایپربولیک، جسم زمانی گسیخته می‌شود که مقدار پارامتر آسیب به ۱ برسد.

$$(\dot{\epsilon}_{cr})_{S-H} = A_{S-H} \cdot \sinh\left(\frac{\sigma}{\sigma_{S-H}^s}\right) \cdot \exp(\lambda \cdot \omega^2) \quad (16)$$

$$\lambda = \ln(\dot{\epsilon}_{final}/\dot{\epsilon}_{min})$$

$$(\dot{\omega})_{S-H} = \frac{[1 - \exp(-\phi_{S-H})]}{\phi_{S-H}} \cdot M_{S-H} \cdot \sinh\left(\frac{\sigma}{\sigma_{S-H}^t}\right)^{\chi_{S-H}} \cdot \exp(\phi_{S-H} \cdot \omega) \quad (17)$$

اگرچه محدودیت‌های ذکر شده استفاده از معادلات مکانیک آسیب را دشوار می‌کند، اما پژوهش‌های انجام‌شده تنها به نمونه‌های آزمایشگاهی محدود نمی‌شوند. مطالعه آسیب راکتور فوکوشیما توسط مائو و همکاران [۶۰] نشان داد که ارزیابی نگهداری مواد مذاب در داخل محفظه ناقص بوده و فشار زیادی در محفظه‌ی راکتور وجود داشته‌است. بنابراین، بررسی رفتار خزشی و توزیع آسیب محفظه تحت بارهای گرمایی-مکانیکی ضروری است. مطالعه‌ای که با استفاده از روش اجزاء محدود بر پایه مکانیک آسیب در این مقاله انجام شد، نشان داد که در شرایط حادثه شدید در راکتور، آسیب ناشی از ترکیب خزش و

مانو و همکاران [۵۷] به بررسی تفاوت بین تخمین عمر باقی‌مانده با استفاده از معادله کاجانوف و امگا پرداختند. معادله امگا یک معادله توصیه‌شده در استاندارد تناسب برای سرویس (API 579) است و تمامی ضرایب آن برای مواد مطرح‌شده در این استاندارد موجود است. اساس مفهوم آسیب در معادله امگا، کسر عمر باقی‌مانده و در معادله کاجانوف، آسیب است. شکل (۸) نشان می‌دهد که رفتار آسیب در معادله کاجانوف و امگا به ترتیب نمایی و خطی است. نمایی بودن آسیب در معادله کاجانوف منجر به این شده که این معادله در مقایسه با معادله امگا از پایداری عددی کمتری برخوردار باشد. به دلیل رفتار نمایی، همگرایی حل بعد از عبور میزان آسیب خزشی از ۵۰٪ در معادله کاجانوف دشوارتر می‌شود و پس از میزان آسیب خزشی ۸۵٪، همگرایی رخ نداده و حل متوقف می‌شود. با این حال، معادله کاجانوف در بخش تخمین آسیب تجمعی نسبت به معادله امگا دقت بیشتری دارد. اما معادله امگا، به دلیل اینکه آسیب تابعی از آسیب خزشی نیست، حل پایدارتری دارد و در نتیجه میزان کرنش خزشی به نتایج آزمایشگاهی نزدیک‌تر است.

مدل‌های توسعه‌یافته در مکانیک آسیب به دلیل اعمال تغییرات ریزساختاری، چه به صورت جداگانه و چه به صورت یکپارچه، از دقت بالایی برخوردارند. این دقت تنها در صورتی حاصل می‌شود که ضرایب وابسته به دما در این مدل‌ها به درستی محاسبه شوند. استوارت و حق [۵۸] در پژوهش خود به بررسی مدل‌های لارسون میلر، مانکنم گرانت و کاجانوف پرداختند. معادله کاجانوف در صورتی می‌تواند زمان گسیختگی را به درستی حساب کند که ضرایب وابسته دما ناحیه سوم خزش به درستی محاسبه شوند. این در حالی است که معادله مانکنم-گرانت با داشتن ضرایبی بسیار پایین‌تر، از دقت قابل قبولی برخوردار است.

جدول ۳ ضرایب ثابت وابسته به دما در مدل‌های مطرح‌شده [۳]

مدل	تعداد ثوابت	توضیحات
کاجانوف	۶	-
لیو - موراگامی	۸	-
ون تو	۴	-
کوکس اشبی	۳	نیازمند به دانستن عدد اندازه دانه است.

^۱Sine-Hyperbolic (S-H)

لیو و همکاران [۶۴] یک روش عددی برای ارزیابی عمر پرهی توربین ساخته شده از سوپرآلیاژ GH4169 را بر اساس معادله آسیب لاماریت-چابوچه بررسی کردند. عمر پرهی توربین با استفاده از دو معیار آسیب و معادله پروجکشن تتا محاسبه شد. در این پژوهش، رابطه آسیب بر مبنای دو فاکتور کرنش خزشی (با حد آستانه‌ای کرنش خزشی ۰.۱٪) و استحکام (با حد آستانه‌ای آسیب ۰.۴٪) توسعه داده شد. عمر پرهی توربین با استفاده از معادله‌های کرنش خزشی، استحکام و پروجکشن تتا به ترتیب ۸۵۶، ۴۴۱ و ۷۳۰ ساعت محاسبه شد. تفاوت زمان شکست در دو معیار آسیب به دلیل تفاوت در مکانیزم‌های شکست است. مقایسه بین این معیارها نشان می‌دهد که پره ممکن است پیش از وقوع تغییر شکل‌های بزرگ دچار شکست شود. معادله پروجکشن تتا یک روش آزمایشگاهی بر مبنای کرنش است و تحولات ریزساختاری را در نظر نمی‌گیرد؛ به همین دلیل زمان شکست گزارش شده با این معادله با سایر معادله‌های استفاده شده در پژوهش تفاوت دارد.

گائو و همکاران [۶۵] به بررسی و توسعه یک معادله آسیب بر مبنای درشت شدن کاربیدها و تشکیل و رشد حفره‌ها در خروجی منیفولد ساخته شده از فولاد Cr32Ni1Nb20 در کوره اصلاح بخار پرداختند. این معادله بر پایه معادله تکامل استوالد توسعه یافت و نتایج زمان شکست آن با معادله‌های کاجانوف، لیو-موراکامی و داده‌های آزمایشگاهی در حالت تست کشش تک‌محوره مقایسه شد. نتایج نشان داد که زمان پیش‌بینی شده هر سه معادله با داده‌های تجربی در رژیم تنش بالا همخوانی دارد. با این حال، در رژیم تنش پایین، معادله‌های لیو-موراکامی و کاجانوف خطاهای زیادی ایجاد می‌کنند. این مسئله به دلیل تفاوت در مکانیزم خزش فولاد Cr32Ni1Nb20 در رژیم‌های مختلف تنش است که در نمودار لگاریتمی تنش-گسیختگی، رفتاری غیرخطی را نشان می‌دهد. اعمال این معادله بر روی منیفولد نشان داد که مقدار آسیب حفره‌ای در نواحی خاصی از خم لوله، به‌ویژه در ناحیه داخلی خم، بیشتر است. این امر نشان می‌دهد که این نواحی بیشتر مستعد شکست خزشی هستند که با واقعیت همخوانی دارد. شبیه‌سازی انجام شده در این پژوهش به گونه‌ای است که دما ثابت در نظر گرفته شده است؛ یعنی رژیم دمایی در طول این منیفولد متفاوت نیست. به همین علت، تمام پارامترهای ریزساختاری در این پژوهش ثابت در نظر گرفته شده‌اند. در صورتی که در قطعه، هر نقطه دارای رژیم دمایی مختلفی باشد، پارامترهای ریزساختاری باید تابعی از مکان و رژیم دمایی شوند که این امر باعث پیچیدگی معادله خواهد شد. صابری و همکاران [۶۶] به بررسی و تحلیل تنش در محل

پلاستیسیته تحت تنش‌های چندمحوری می‌تواند منجر به شکست موضعی در نازک‌ترین قسمت دیواره و همچنین شکست کلی در ناحیه داغ شود. این یافته‌ها بر لزوم در نظر گرفتن این پدیده‌های پیچیده برای پیش‌بینی دقیق محل و زمان شکست راکتور تأکید می‌کند.

مطالعه واکیلی و هابهارست [۶۱] نشان داد که پیش‌بینی آسیب در ناحیه جوشکاری شده سوپر هیتز پرفشار با استفاده از مکانیک آسیب امکان‌پذیر است. در این مقاله، مکانیک آسیب پیوسته در دو فاز جوانه‌زنی ترک و رشد ترک خزشی ناشی از بازگرمایی مورد استفاده قرار گرفت. نتایج نشان داد که آسیب پیش‌بینی شده در فاز جوانه‌زنی و رشد ترک با داده‌های تجربی همخوانی دارد. این مقاله توصیه می‌کند که برای دستیابی به نتایج عددی نزدیک‌تر به نتایج تجربی، باید مناطق مختلف جوشکاری، شامل فلز پایه، فلز جوش و ناحیه‌ی متأثر از حرارت، به‌صورت مجزا در شبیه‌سازی‌های عددی مورد بررسی قرار گیرند و خواص هر بخش به‌طور جداگانه در مدل اعمال شود.

راگب و همکاران [۶۲] یک هدر فشار قوی جوشکاری شده نیروگاهی را با استفاده از مدل آسیب کاجانوف بررسی کردند. در این پژوهش، هدر جوشکاری به سه ناحیه تقسیم شد: فلز جوش، فلز پایه، و ناحیه متأثر از حرارت. ضرایب کاجانوف برای هر بخش از طریق آزمایش‌های تجربی محاسبه شد. نتایج نشان داد که ترک هم در نمونه‌های آزمایشگاهی و هم در هدر مدل‌سازی شده، از ناحیه متأثر از حرارت جوانه زده و شروع به رشد می‌کند. این نتایج کاملاً با داده‌های آزمایشگاهی مطابقت دارند. همچنین، در هدر مدل‌سازی شده، ترک از ناحیه متأثر از حرارت در سمت هدر جوانه می‌زند و ترک‌خوردگی آغاز می‌شود که این نیز با مشاهدات تجربی همخوانی دارد. معیار مورد استفاده برای تمایز بین جوانه‌زنی ترک و رشد ترک، پارامتر آسیب است. به‌طوری‌که زمانی که اولین المان به مقدار آسیب یک برسد، جوانه‌زنی ترک رخ می‌دهد و پس از آن، تمامی المان‌هایی که مقدار آسیب در آنها به یک برسد، به‌عنوان رشد ترک شناخته می‌شوند.

حسینی و جانثاری [۶۳] به بررسی یک مقطع جوشکاری شده از لوله بخار پرداختند. در این بررسی، از دو رویکرد مکانیک آسیب و یک مدل کلاسیک (بدون در نظر گرفتن آسیب) استفاده شد. تفاوت رویکردهای مکانیک آسیب در تقسیم‌بندی مناطق جوشکاری بود. در مدل تک‌ناحیه‌ای، تنها خواص فلز جوش در نظر گرفته شد، در حالی که در مدل دو ناحیه‌ای، خواص فلز جوش و ناحیه متأثر از حرارت به‌صورت جداگانه مدنظر قرار گرفتند. مدل کلاسیک مورد استفاده در این پژوهش، لارسون-میلر بود.

پیش‌بینی شده توسط معادله با داده‌های آزمایشگاهی نشان داد که معادله پیشنهادی می‌تواند زمان شکست را با دقت قابل قبولی پیش‌بینی کند. به طوری که در سه شرایط آزمایشگاهی، اختلاف بین زمان شکست پیش‌بینی شده و واقعی به ترتیب ۵۷، ۹۵ و ۵۳ دقیقه بود که نشان‌دهنده عملکرد مناسب معادله در پیش‌بینی زمان شکست است.

رویکرد مکانیک آسیب به دلیل در نظر گرفتن پارامتر آسیب در معادلات خود، امکان پیش‌بینی آسیب را فراهم می‌کند. به همین علت، نقش این معادلات در تخمین عمر قطعاتی همچون پره‌های توربین و منی‌فولدها از اهمیت بالایی برخوردار است. معادلات اولیه این رویکرد تنها توانایی در نظر گرفتن یک پارامتر آسیب را داشتند، در حالی که معادلات جدیدتر امکان تفکیک آسیب‌های مختلف ریزساختاری را فراهم می‌کنند. اگرچه تفکیک عیوب منجر به پیش‌بینی دقیق‌تر عمر قطعات می‌شود، اما به دلیل اینکه در اکثر قطعات صنعتی، نقاط مختلف دارای رژیم دمایی متفاوتی هستند، همچنان نمی‌توان این معادلات را به طور کامل در چنین قطعاتی به کار برد. زیرا در این صورت، پارامترهای ریزساختاری باید به صورت تابعی از مکان و رژیم دمایی تعریف شوند. از آنجا که هر معادله توسعه داده شده دارای معایب خاص خود است، امروزه محققان با استفاده از ترکیب معادلات با یکدیگر، مدل‌های ترکیبی را جهت برطرف کردن معایب معادلات قبلی توسعه داده‌اند.

۳-۳- مدل‌های ترکیبی

با توجه به مطالب گفته شده در بخش‌های قبل، هر یک از معادلات دارای مزایا و معایب خاص خود هستند. در سال‌های اخیر، ترکیب معادله‌های مختلف رایج شده است. از آنجا که مکانیک آسیب توانایی مدل‌سازی دقیق مواد در هنگام خزش را دارد، اکثر این ترکیب‌ها منجر به توسعه‌ی معادلات جدید در مکانیک آسیب شده‌اند.

ستار و همکاران [۶۹] از معادله امگا و نورتون برای تحلیل خزش در مخازن جداره ضخیم استفاده کردند. در این پژوهش، به عدم وجود معادله امگا در نرم‌افزارهای تجاری به عنوان یک ضعف اشاره شده است. در این مطالعه، نرخ کرنش محاسبه شده از معادله امگا به عنوان ورودی در معادله نورتون قرار می‌گیرد و ضرایب معادله نورتون با استفاده از روش رگرسیون محاسبه می‌شوند. به کارگیری این معادله در محاسبه کرنش خزشی نشان می‌دهد که اختلاف نتایج این دو معادله پس از ۳۰,۰۰۰ ساعت برابر با ۳/۷٪ است. این پژوهش در واقع نشان می‌دهد که استفاده از ترکیب معادلات موجود می‌تواند منجر به توسعه معادلات

اتصال درختچه‌ای پره-دیسک توربین گازی پرداختند. در این پژوهش، معادله خزش استفاده شده، معادله آسیب لیو-موراکی و معادله نورتون بود. از سه مدل شامل: مدل کامل (در نظر گرفتن پره و دیسک به صورت کامل)، مدل فشار معادل (مدل‌سازی دیسک و در نظر گرفتن اثر نیروی گریز از مرکز پره)، و مدل لینک مجازی (که در آن پره حذف شده و سطوح تماس به مرکز جرم پره متصل می‌شوند) استفاده شد.

مقایسه بین مدل‌های هندسی مختلف و معادله‌های خزشی نشان داد که در سرعت‌های پایین، کرنش خزشی محاسبه شده در تمام مدل‌های هندسی و معادله‌های خزشی به یکدیگر بسیار نزدیک است. اما در سرعت‌های بالاتر، مدل‌های هندسی با معادله خزش نورتون، کرنش خزشی کمتری را نشان می‌دهند. به طوری که اختلاف کرنش به دست آمده از معادله خزش نورتون و لیو-موراکی در مدل‌های کامل، فشار معادل و لینک مجازی به ترتیب ۵٪، ۷٪ و ۳۵٪ بود. این اختلاف به تفاوت معادلات این قوانین برای مدل‌سازی کرنش‌های خزشی برمی‌گردد.

کیم و همکاران [۶۷]، [۶۸] در پژوهش‌های خود به ارائه معادله برای شبیه‌سازی تغییر شکل و شکست مخازن تحت فشار از جنس فولاد A533B1 تحت شرایط حادثه پرداختند. در بخش اول، آن‌ها یک معادله ترکیبی از تغییر شکل پلاستیک و خزش پیشنهاد کردند که اثرات دما و نرخ کرنش را بر خواص کششی تا مرحله شکست در نظر می‌گیرد. این معادله شامل دو معادله است: یکی از تنش تسلیم تا تنش کششی نهایی و دیگری از تنش تسلیم تا مرحله شکست. پارامترهای سخت‌شوندگی و نرم‌شوندگی به صورت تابعی از دما و نرخ کرنش با استفاده از توابع چندجمله‌ای و پارامترهای زنر-هولومن بیان شده‌اند. برای مدل‌سازی رفتار خزش نیز از معادله خزش نوع نورتون استفاده شده است. مقایسه با داده‌های آزمایشگاهی نشان داد که معادله ترکیبی پیشنهادی می‌تواند اثرات دما و نرخ کرنش بر رفتار کششی را به خوبی منعکس کند.

در ادامه، آن‌ها یک معادله شکست مبتنی بر کرنش ارائه کردند که آسیب انباشته شده ناشی از کرنش‌های پلاستیک و خزشی را در نظر می‌گیرد. این معادله از توابع ساده خطی و ثابت، بر اساس مکانیزم‌های فیزیکی شکست، استفاده می‌کند. کرنش بحرانی شکست به صورت تابعی از دما و نرخ کرنش تعیین می‌شود و یک ضریب انعطاف‌پذیری چندمحوری برای در نظر گرفتن اثر تنش چندمحوری بر شکست استفاده می‌شود. معادله پیشنهادی با استفاده از داده‌های آزمایشگاهی اعتبارسنجی شد و نشان داد که می‌تواند تغییر شکل تدریجی، زمان شکست و مکان شکست را به خوبی پیش‌بینی کند. مقایسه زمان‌های شکست

$$(\dot{\omega})_{W-S-H} = \frac{[1 - \exp(-\phi_{S-H})]}{\phi_{S-H}} \cdot \frac{\exp(-\frac{Q_c}{RT})}{\left[-\ln\left(\frac{\sigma}{\sigma_{TS}}\right)/K1_w\right]^{1/u_w}} \cdot \exp(\phi_{S-H} \cdot \omega) \quad (21)$$

این اقدام با جایگزینی معادلات نرخ کرنش خزشی حداقل و زمان گسیختگی معادله ویلشیر در معادله سینوس-هایپربولیک انجام شد. مقایسه میزان آسیب و نرخ کرنش خزشی حداقل با داده‌های آزمایشگاهی نشان داد که خطا کمتر از ۲۰ درصد است. معادله ویلشیر فرض می‌کند که نرخ خزش حداقل به صفر میل می‌کند وقتی تنش به صفر می‌رسد. اما در بسیاری از آلیاژهای رسوب‌سخت‌شده، نرخ خزش به صفر نمی‌رسد، بلکه به یک تنش آستانه‌ای نزدیک می‌شود. این بدان معناست که برای رخ دادن خزش، تنش باید از یک مقدار حداقل (تنش آستانه‌ای) بیشتر باشد.

معادلات ویلشیر همچنین این فرض را دارند که وقتی تنش به صفر نزدیک می‌شود، زمان شکست (t_f) به بی‌نهایت میل می‌کند. به همین دلیل، ژائو و همکاران [۷۴] معادله‌ای بر مبنای تنش آستانه‌ای، خواص کششی و خواص خزشی (یا به اصطلاح TTC^2) مطابق معادله (۲۲) توسعه دادند که در آن تنش به سمت تنش آستانه‌ای میل می‌کند، نه صفر، و به این ترتیب دقت پیش‌بینی بهبود می‌یابد. سپس آن‌ها در پژوهشی دیگر [۷۵] این معادله را با معادله مکانیک آسیب سینوس-هایپربولیک ترکیب کردند. در نهایت، مقایسه با معادله ویلشیر نشان داد که معادله جدید از دقت بالاتری برخوردار است، چرا که رفتار غیرخطی نرخ کرنش خزشی حداقل بهتر توصیف می‌شود.

$$\begin{aligned} (\dot{\epsilon}_{cr})_{TTS-S-H} &= \left(\frac{1}{A1} \cdot \frac{\sigma - \sigma_{th}}{\sigma_b - \sigma}\right)^{1/n1} \cdot \exp\left(-\frac{Q_c}{RT}\right) \cdot \exp(\lambda \cdot \omega^2) \\ \lambda &= \ln(\dot{\epsilon}_{final}/\dot{\epsilon}_{min}) \\ (\dot{\omega})_{TTP-S-H} &= \left(\frac{[1 - \exp(-\phi_{S-H})]}{\phi_{S-H}}\right) \cdot \left(\frac{1}{A2} \cdot \frac{\sigma - \sigma_{th}}{\sigma_b - \sigma}\right)^{\frac{1}{n2}} \cdot \exp\left(\frac{Q_c}{RT}\right) \cdot \exp(\phi_{S-H} \cdot \omega) \end{aligned} \quad (22)$$

در پژوهشی دیگر، ستار و همکاران [۷۴] ابتدا ۵ نوع معادله مختلف (شامل نورتون، کاجانوف، پروجکشن تئا، سینوس-هایپربولیک و امگا) را با استفاده از آنالیز حساسیت بررسی کردند. بر اساس نتایج ANOVA و RSM، معادله سینوس-هایپربولیک

جدید شود.

در تحقیقی دیگر که توسط سردو و همکاران [۷۰] انجام شد، معادله سینوس-هایپربولیک با معادله مانکن-گرانتر ترکیب شد و بر اساس نوع خزش (خزش نفوذی یا صعود نابجایی‌ها) به دو معادله جدید دست یافتند. این معادلات با معادلات ویلشیر و لارسون-میلر در فولادهای سنیکرو ۲۵^۱ و HR6W مقایسه شدند. در واقع، فرم اصلی معادلات از فرم معادلات ژو [۷۱] و ناوریک [۷۲] پیروی می‌کند؛ با این تفاوت که ضریب رابط مانکن-گرانتر بر اساس معادلات (۱۷) و (۱۸) به این دو معادله افزوده شد.

$$t_r = C_{M-G} \cdot \left(\frac{1}{A0}\right) \cdot \left(\frac{1}{\exp\left(-\frac{Q_c}{R \cdot T}\right) \cdot \sinh[B \cdot (S_a)^n]}\right)^m \quad (18)$$

$$t_r = C_{M-G} \cdot \left(\frac{1}{A0}\right) \cdot \left(\frac{1}{T \cdot \exp\left(-\frac{Q_c}{R \cdot T}\right) \cdot \sinh\left[\frac{B \cdot (S_a)^n}{T}\right]}\right)^m \quad (19)$$

این تحقیق بر اساس دو فرض انجام شد. در فرض اول، مقدار ضریب m در هر دو معادله برابر با یک در نظر گرفته شد. در فرض دوم، این ضریب محاسبه شد. همچنین، از ضریب تعیین (R^2) برای ارزیابی دقت معادله‌ها استفاده شد. بر اساس نتایج، فرض اول منجر به کاهش دقت معادله ارائه‌شده در مقایسه با داده‌های تجربی شد. در حالی که در فرض دوم، ضریب تعیین به مقادیر معادله‌های لارسون-میلر و ویلشیر بسیار نزدیک است. همان‌طور که در قسمت اول اشاره شد، دقت معادله ویلشیر در صورت تقسیم‌بندی مناطق تنشی می‌تواند بهبود یابد. اما معادلات ارائه‌شده در این تحقیق، بدون نیاز به تقسیم‌بندی مناطق، توانستند به دقت مشابهی دست یابند.

معادله سینوس-هایپربولیک وابسته به دما نیست که این موضوع به‌عنوان یک عیب تلقی می‌شود. برای رفع این مشکل، کانو و استوارت [۷۳] معادله ویلشیر و سینوس-هایپربولیک را در آلیاژ P91 بر اساس معادلات (۲۰) و (۲۱) با یکدیگر ترکیب کردند.

$$\begin{aligned} (\dot{\epsilon}_{cr})_{W-S-H} &= \frac{\left[-\ln\left(\frac{\sigma}{\sigma_{TS}}\right)/K2_w\right]^{1/v_w}}{\exp\left(\frac{Q_c}{RT}\right)} \cdot \exp(\lambda \cdot \omega^2) \\ \lambda &= \ln(\dot{\epsilon}_{final}/\dot{\epsilon}_{min}) \end{aligned} \quad (20)$$

¹ Sanicro 25

² Threshold stress, Tensile properties, Creep behavior (TTC)

معادله (۱۷) و عدم قطعیت بالاتر آن است. این بدان معناست که تغییرات در پارامترهای ورودی مانند آسیب اولیه و ثوابت ماده، تأثیر بیشتری بر مقادیر پیش‌بینی شده توسط معادله (۱۷) دارند. در مقابل، معادله (۱۶) نسبتاً پایدارتر بوده و کمتر تحت تأثیر نوسانات این پارامترها قرار می‌گیرد. پژوهش وی در مورد عدم قطعیت معادله ویلشیر نیز نتایج مشابهی به همراه داشت [۸۲].

توسعه مدل‌های ترکیبی می‌تواند تا حد زیادی محدودیت‌های مدل‌های قدیمی را برطرف کند و منجر به پیش‌بینی عمر دقیق‌تری شود. با این حال، همچنان چند خلأ در این معادلات وجود دارد. نخست، عدم قطعیت در تعیین بسیاری از ثوابت این مدل‌ها است که تاکنون به‌طور کامل مشخص نشده است. مسئله بعدی به تعمیم معادلات توسعه‌یافته در شرایط چندمحوره مربوط می‌شود، چرا که این معادلات بر اساس شرایط تک‌محوره توسعه داده شده‌اند و در این زمینه همچنان خلأ قابل توجهی وجود دارد.

۴- مقایسه و بحث در مورد مدل‌های ارائه شده

در این پژوهش، مروری بر روش‌های تخمین عمر در قطعات دما بالا انجام شد. رویکردهای مختلف مورد بحث در این پژوهش به‌صورت خلاصه در شکل (۹) و به همراه مزایا و معایب هر روش در جدول (۴) ذکر شده‌اند. طیف گسترده مقالات در این حوزه نشان می‌دهد که این موضوع از گذشته تاکنون مورد توجه بسیاری از محققان بوده است. البته در دهه‌های مختلف، رویکردهای متنوعی استفاده شده‌اند. مروری بر منابع ۵ سال اخیر استفاده شده در این پژوهش نشان می‌دهد که رویکرد مکانیک آسیب به یک رویکرد پرتکرار در این حوزه تبدیل شده است. حوزه استفاده از این رویکردها، محدود به شرایط آزمایشگاهی نیست و در بسیاری از موارد صنعتی مانند تحلیل پره‌ی توربین، مخزن‌های تحت فشار دما بالا و منی‌فولدها به‌کار گرفته می‌شود. در حال حاضر، توسعه و استفاده از معادلات مکانیک آسیب بر پایه ریزساختار همچنان به‌عنوان یک چالش در قطعات صنعتی شناخته می‌شود؛ چرا که در این قطعات، به دلیل رژیم دمایی متفاوت در نقاط مختلف، امکان استفاده از ثوابت ریزساختاری به‌صورت یک عدد ثابت وجود ندارد.

با توجه به علاقه دانشمندان و محققان به این حوزه، استفاده از مدل‌های ترکیبی جهت کاهش معایب روش‌های شناخته‌شده، مورد استقبال محققان در سراسر جهان قرار گرفته است و در

به‌عنوان بهترین معادله شناخته شد. سپس در پژوهشی دیگر [۷۷]، با ترکیب معادلات نورتون و کاجانوف، به یک معادله جدید بر اساس معادله (۲۳) دست یافتند. مقایسه این معادله با دو معادله امگا و نورتون نشان داد که دقت معادله جدید در توصیف رفتار خزشی فولاد ۳۰۴ افزایش چشمگیری داشته است.

$$\begin{aligned} & (\dot{\epsilon}_{cr})_{K-N} \\ &= A_{K-n} \cdot \sigma^{n_{K-n}} \cdot \left[\frac{(1-\omega)^{n_{K-n}} \cdot t^{m_{K-n}} + 1}{(1-\omega)^{n_{K-n}}} \right] \quad (23) \\ & (\dot{\omega})_K \\ &= B_K \cdot \frac{(\alpha_K \cdot \sigma_1 + (1-\alpha_K) \cdot \sigma_{eq})^{\chi_K}}{(1+\phi_K) \cdot (1+\omega)^{\phi_K}} \cdot t^{m_K} \end{aligned}$$

اگرچه ترکیب معادلات برای کاهش محدودیت‌ها در سال‌های اخیر بسیار محبوب شده است، اما نکته مهم‌تر میزان اطمینان‌پذیری این روابط است. خزش به‌عنوان پدیده‌ای در نظر گرفته می‌شود که عوامل آماری زیادی می‌توانند در پراکندگی آن نقش داشته باشند، از جمله ناهمگنی ریزساختار، زبری سطح، تیرانس‌های ماشین‌کاری، نوسانات تنش و دما در آزمایش‌ها. برای در نظر گرفتن این پراکندگی، برخی تحقیقات تلاش کرده‌اند فرآیندهای تصادفی را به معادلات خزش مبتنی بر مکانیک آسیب وارد کنند.

هارلو [۷۸] یک مدل احتمالاتی مبتنی بر معادله کاجانوف ارائه داد که عدم قطعیت در ثابت‌های معادله را با استفاده از تابع چگالی احتمال و نظریه احتمال در نظر می‌گیرد. پنی [۷۹] نیز یک مدل احتمالاتی کاجانوف پیشنهاد کرد و از روش شبیه‌سازی مونت‌کارلو برای مقابله با تصادفی بودن پارامترهای ماده و هندسی استفاده کرد. عدم قطعیت در دو معادله سینوس-هایپربولیک و معادله ترکیبی ویلشیر-سینوس-هایپربولیک توسط حسین و استوارت [۸۰]، [۸۱] بررسی شد. پارامترهای ورودی برای بررسی معادله ویلشیر-سینوس-هایپربولیک شامل پارامترهای ثابت (مانند انرژی فعال‌سازی و استحکام کششی) و پارامترهای نامطمئن (مانند شرایط آزمون، ثوابت ماده و آسیب اولیه) بودند. مشخص شد که بیشتر ثوابت ماده‌ای که در معادله (۲۰) وجود دارند، تأثیر بیشتری بر رفتار خزش دارند. همچنین، بررسی عدم قطعیت در معادله سینوس-هایپربولیک نشان داد که معادله (۱۶) به شدت تحت تأثیر آسیب اولیه و ثوابت ماده A و σ_S قرار دارد، در حالی که معادله (۱۷) بیشتر تحت تأثیر ثوابت ماده M و σ_t است. ضریب تغییرات^۱ برای معادله (۱۶) بسیار بالاتر از معادله (۱۷) است که نشان‌دهنده پراکندگی بیشتر

^۱ CoV

حال حاضر، همچنان چالش‌های زیادی در این زمینه وجود دارد. از آنجا که خزش یک پدیده‌ی آماری تلقی می‌شود، لازم است عدم قطعیت فرمول‌های توسعه‌یافته بررسی گردد و سپس این معادلات در شرایط واقعی (که عموماً شرایط چندمحوری حاکم است) مورد ارزیابی قرار گیرند.

به همین دلیل، انتظار می‌رود در سال‌های آتی مقالات بیشتری در خصوص ترکیب معادلات شناخته‌شده با یکدیگر، بررسی عدم قطعیت رویکردهای توسعه‌یافته و اعمال این رویکردها در موارد صنعتی منتشر شود.

جدول ۴ خلاصه‌ای از تمام معادلات استفاده شده در این پژوهش

• رویکردهای بدون آسیب	
مزیت:	ضریب آن برای بسیاری از مواد موجود است.
عیب:	با کمترین میزان داده، قابل اجرا است.
مزیت:	تفاوت در مقدار این ضریب باعث تغییرات چشمگیری در پارامتر لارسون نمی‌شود و معمولاً ثابت در نظر گرفته می‌شود.
عیب:	برخلاف لارسون-میلر که بر پایه تنش است، این معادله بر پایه کرنش است.
مزیت:	در موادی مانند سوپرآلیاژها که منحنی آنها از سه مرحله تشکیل شده است، امکان تفکیک عمر منطقه اول و دوم وجود ندارد.
عیب:	جهت غلبه بر مشکل ثابت بودن ضریب لارسون-میلر توسعه داده شد.
مزیت:	ضرایب این معادله باید در دو ناحیه مجزا (قبل از استحاله و بعد از استحاله) محاسبه شود.
عیب:	جهت غلبه بر مشکل ثابت بودن ضریب لارسون-میلر توسعه داده شد.
مزیت:	دقت پایین‌تری در مقایسه با مانسون-هافرد دارد.
عیب:	امکان محاسبه زمان شکست، نرخ کرنش خزشی حداقل و زمان خزش وجود دارد.
مزیت:	جهت بالا بردن دقت محاسبات، نیاز به تفکیک منحنی تنش به دو دسته کوچکتر از تنش تسلیم و بزرگتر از تسلیم است.
عیب:	نرخ خزش حداقل زمانی به صفر می‌کند که تنش برابر با صفر باشد. این فرض در مورد آلیاژهای رسوب سخت شده با فاز ثانویه نادرست است. چرا که تنش در این فولادها به یک تنش آستانه‌ای نزدیک می‌شود. وقتی تنش به صفر نزدیک می‌شود، زمان شکست به بی‌نهایت میل می‌کند.
• مکانیک شکست	
مزیت:	توسعه معادله نرخ رشد ترک-فاکتور شدت در مقایسه با نرخ رشد ترک C^* بسیار ساده تر است.
عیب:	فقط در موادی که رفتار خزشی آنها ترد است، کاربرد دارد.

<p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> عدم قطعیت آن بالا است به دلیل آنکه ریپلکا از یک ناحیه کوچک (معمولاً بحرانی ترین نقطه) گرفته می‌شود. <p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> نمونه برداری راحت است. <p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> به دلیل شرایط تولید، ممکن است سایز اولیه رسوبات متفاوت باشند. بنابراین امکان توسعه‌ی یک معادله واحد برای یک آلیاژ وجود ندارد. 	<p>درشت شدن رسوبات</p>
<p>• روش‌های شبیه‌سازی</p>	
<p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> ثوابت آن از معادله نورتون (خزش توانی) گرفته شده است. به همین علت پیدا کردن ضرایب آن راحت است. <p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> قابلیت تفکیک عیوب مختلف وجود ندارد. میزان آسیب در این معادله هیچگاه به یک نمی‌رسد. چرا که به دلیل فرم معادله آسیب و کرنش خزشی، معادله غیرقابل حل می‌شود. حداقل نرخ کرنش خزشی به صورت خطی است. <p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> مشکل آسیب موجود در معادله کاجانوف را برطرف می‌کند. 	<p>کاجانوف</p>
<p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> همانند معادله کاجانوف امکان تفکیک عیوب وجود ندارد. در موادی که مکانیزم‌های خزشی آن وابسته به تنش است به دلیل عدم تفکیک مکانیزم‌های مختلف، نتایج آن دچار خطا می‌شود. <p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> زمان گسیختگی را به دلیل تفکیک عیوب در مقایسه با نتایج آزمایشگاهی بهتر پیش بینی می‌کند. 	<p>لیو-موراگامی</p>
<p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> توسعه معادلات پیچیده‌تر است و نیاز به بررسی‌های ریزساختاری است. در قطعات صنعتی به دلیل رژیم دمایی متفاوت در نقاط مختلف، لازم پارامترهای ریزساختاری تابعی از مختصات قطعه شود. <p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> همانند کوکس-اشبی تفکیک عیوب را دارد. 	<p>کوکس-اشبی</p>
<p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> این معادله تاکنون فقط بر روی مواد که رفتار خزشی آنها به صورت داکتیل است، اجرا شده است. در این مکانیزم آسیب فقط رشد حفرات خزشی است. در قطعات صنعتی به دلیل رژیم دمایی متفاوت در نقاط مختلف، لازم پارامترهای ریزساختاری تابعی از مختصات قطعه شود. <p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> بر اساس معادله خزشی توانی است. در مقایسه با سایر معادله‌ها ثوابت کمتری دارد. 	<p>ون-تو</p>
<p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> اثر آسیب به صورت تغییرات ریزساختاری نیست به همین علت در می‌توان در قطعات صنعتی آنرا به کار برد این معادله تا کنون با معادله‌های دیگر مقایسه نشده است. 	<p>لاماریت-چابوچه</p>

<p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ بر پایه مکانیزم‌های درشت شدن رسوبات و حفرات خزشی است. <p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ تنها در صورتی می‌توان دما یکسان باشد، امکان اعمال آن بر روی قطعات صنعتی وجود دارد. <p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ این معادله بر پایه تحولات ریزساختاری نیست. به همین علت امکان استفاده آن بر روی قطعات صنعتی وجود دارد. <p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ این معادله تا کنون با معادله‌های دیگر مقایسه نشده است. <p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ توانایی معادله کردن رفتار غیر خطی نرخ کرنشی خزشی حداقل را دارد. ▪ مقدار آسیب بر خلاف معادله کاجانوف، می‌تواند به یک برسد. <p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ وابستگی به دما در این معادله وجود ندارد. ▪ این معادله تاکنون بر روی نمونه‌های آزمایشگاهی ایجاد شده است. 	<p>مکانیزم استوالد</p> <p>زئر-هولمان</p> <p>سینوس - هایپر بولیک</p>
<p>• مدل‌های ترکیبی</p>	
<p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ توسعه‌ی معادلات آن بسیار ساده است. ▪ امکان اجرا بر روی قطعات صنعتی. <p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ اثر آسیب را در نظر نمی‌گیرد. ▪ فقط برای موادی می‌توان استفاده که در استاندارد ASME ضریب معادله امگا آن ذکر شده باشد. <p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ عیب معادله سینوس-هایپر بولیک را برطرف می‌کند. <p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ اشکالات مربوط معادله ویلشیر همچنان وجود دارد. ▪ این معادله تاکنون بر روی نمونه‌های آزمایشگاهی ایجاد شده است. <p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ بر خلاف معادلات بر پایه ویلشیر، نیازی به تقسیم بندی داده‌های نیست. <p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ عدم قطعیت و حساسیت ثابت مورد استفاده شده همچنان مشخص نیست. ▪ این معادله تاکنون بر روی نمونه‌های آزمایشگاهی ایجاد شده است. <p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ توانایی توصیف بهتر حداقل نرخ کرنش خزشی را دارد. ▪ برخلاف روش ویلشیر، تنش به یک حد آستانه‌ای می‌رسد. <p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ عدم قطعیت و حساسیت ثابت مورد استفاده شده همچنان مشخص نیست. ▪ این معادله تاکنون بر روی نمونه‌های آزمایشگاهی ایجاد شده است. <p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ توانایی بهتر در معادله رفتار خزشی مواد در مقایسه با معادله نورتون و امگا را دارد. <p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ این معادله تاکنون بر روی نمونه‌های آزمایشگاهی ایجاد شده است. 	<p>امگا-نورتون</p> <p>سینوس - هایپر بولیک - ویلشیر</p> <p>سینوس - هایپر بولیک - مانکنم-گران</p> <p>سینوس - هایپر بولیک - TTC</p> <p>کاجانوف-نورتون</p>

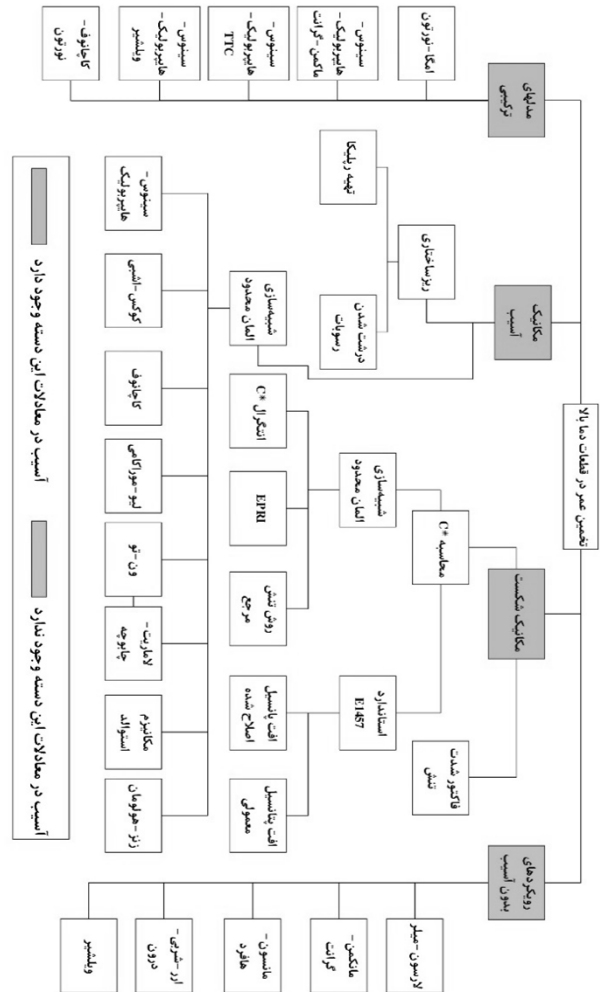
تخمین عمر بر مبنای رویکردهای مکانیک آسیب، به دلیل در نظر گرفتن اثر آسیب در معادلات، به یکی از روش‌های محبوب برای بررسی نمونه‌های آزمایشگاهی تبدیل شده است. پیشرفت در معادلات این حوزه منجر به این شده است که در برخی از معادلات، بتوان اثر عیوب مختلف ریزساختاری بر رفتار خزشی مواد را مطالعه کرد. با این حال، به دلیل اینکه اکثر قطعات صنعتی در شرایط کاری با رژیم‌های حرارتی مختلف مواجه هستند، کاربرد این نوع معادلات مکانیک آسیب در قطعات صنعتی همچنان چالش برانگیز است.

رویکردهای ترکیبی برای کاهش محدودیت‌های روش‌های پیشین به عنوان یک موضوع محبوب در سال‌های اخیر مورد توجه محققان قرار گرفته و منجر به توسعه معادلاتی در این حوزه شده است. از آنجا که خزش به عنوان یک پدیده آماری شناخته می‌شود، عدم قطعیت در روش‌های توسعه یافته و چگونگی اعمال آن‌ها بر روی قطعات صنعتی می‌تواند به عنوان موضوعات پژوهشی سال‌های آتی مطرح شود.

۶- فهرست علائم و اختصارات

علائم انگلیسی

LMP	پارامتر لارسون-میلر
T	دما ($^{\circ}C$)
C_{LM}	ثابت لارسون-میلر
t, t_r	زمان گسیختگی (h)
C_{MG}, m_{MG}	ثوابت معادله روش مانکن-گرانانت
P_{MH}	پارامتر معادله روش مانسون-هافرد
C_{OSD}	ثابت معادله روش ارر-شربی-درون
P_{OSD}	پارامتر معادله روش ارر-شربی-درون
$k1_w, k2_w, k3_w$	ثوابت معادله ویلشیر
Q_c	انرژی فعال سازی خزش (J/mol)
R	ثابت جهانی گازها ($J/(mol.K)$)
P	نیرو (N)
B_n	ضخامت قطعه (mm)
w	عرض قطعه (mm)
F^*	تابع هندسی بی بعد
a	طول ترک (mm)
a_0	طول ترک اولیه (mm)
a_f	طول ترک نهایی (mm)
V_0	ولتاژ اولیه (mV)



شکل ۹ طرحواره روش‌های مطرح شده در این پژوهش

۵- نتیجه‌گیری

تنوع رویکردهای مختلف در تخمین عمر قطعات دما بالا نشان می‌دهد که این موضوع همچنان یکی از مباحث مورد توجه بسیاری از محققان است. مسیر توسعه و پیشرفت این رویکردها از روش‌های تخمین عمر بدون آسیب آغاز شد و معادله لارسون-میلر به عنوان یکی از اولین معادلات در این حوزه شناخته می‌شود. به دلیل محدودیت‌های موجود، این معادله منجر به توسعه‌ی معادلات دیگری مانند معادله مانسون-هافرد شد. امروزه، معادله ویلشیر به عنوان جدیدترین معادله در این حوزه مطرح است که حتی با معادلات سایر روش‌ها ترکیب شده و منجر به توسعه معادلات ترکیبی شده است. سپس رویکردهای تخمین عمر با در نظر گرفتن آسیب، بر اساس حساسیت قطعه توسعه یافتند و منجر به پیدایش رویکردهای مکانیک شکست و مکانیک آسیب شدند. مکانیک شکست به بررسی روابط مرتبط با قطعات ترک‌دار می‌پردازد، در حالی که مکانیک آسیب به مطالعه پیدایش و رشد عیوب ریزساختاری می‌پردازد.

ثوابت معادله لیو-موراکامی	χ_{L-M}	ولتاژ نهایی (mV)	V_f
نرخ آسیب در معادله لیو-موراکامی (s^{-1})	$(\dot{\omega})_{L-M}$	ولتاژ لحظه‌ای (mV)	V
نرخ آسیب در روش ون-تو (s^{-1})	$(\dot{\omega})_{W-T}$	ثابت معادله C^* نرخ رشد ترک	A^*
کرنش شکست چند محوره	ε_f^*	فاکتور شدت تنش ($MPa.m^{0.5}$)	K
کرنش شکست تک محوره	ε_f	بارحدی (N)	P_L, F_L
تنش هیدرواستاتیک	σ_h	تابع بی بعد پلاستیک	$h_1(n, a)$
نرخ کرنش در معادله کوکس-اشبی (s^{-1})	$(\dot{\varepsilon}_{ij}^C)_{C-A}$	ثابت معادله کاجانوف	A_K, B_K
جز اول آسیب در معادله کوکس-اشبی	ω_1	تنش دویاتوریک (MPa)	S_{ij}
جز دوم آسیب در معادله کوکس-اشبی	ω_2	ثوابت معادله لیو-موراکامی	$A_{L-M}, n_{L-M}, M_{L-M}$
نرخ کرنش در معادله سینوس-هایپربولیک (s^{-1})	$(\dot{\varepsilon}_{cr})_{S-H}$	فاصله متوسط حفرات (μm)	l
ثوابت معادله سینوس-هایپربولیک	$\sigma_{S-H}^s, \phi_{S-H}, \sigma_{S-H}^t$	اندازه دانه (μm)	d
نرخ کرنش خزشی نهایی (s^{-1})	$\dot{\varepsilon}_{final}$	ثوابت معادله TTC-سینوس-هایپربولیک	A_1, A_2
نرخ کرنش حداقل (s^{-1})	$\dot{\varepsilon}_{min}$	ثوابت معادله-کاجانوف-نورتن	$A_{K-n}, n_{K-n}, m_{K-n}$
نرخ کرنش در معادله TTC-سینوس-هایپربولیک (s^{-1})	$(\dot{\varepsilon}_{cr})_{TTC-S-H}$	علائم یونانی	
ثوابت معادله TTC-سینوس-هایپربولیک	σ_b	نرخ کرنش خزشی حداقل در روش مانکمن-گرانث (s^{-1})	$(\dot{\varepsilon}_{min}^C)_{MG}$
بالانویس‌ها		ثابت معادله ویلشیر	σ_{TS}
ثوابت معادله ویلشیر	u_W, v_W, w_W	مدت زمان کرنش خزشی (s)	$t_{\varepsilon cr}$
ثابت معادله C^*	B^*	نرخ جابه‌جایی نقطه اثر نیرو (mm/s)	$\dot{\Delta}$
ثوابت معادله کاجانوف	n_K, m_K, χ_K	تنش مرجع (MPa)	σ_{ref}
ثابت معادله کوکس اشبی	n_{C-A}	نرخ کرنش مرجع (s^{-1})	$\dot{\varepsilon}_{ref}$
ثابت معادله سینوس-هایپربولیک	χ_{S-H}	تنش تسلیم (MPa)	σ_y
		ثوابت معادله کاجانوف	ϕ_K, α_K
		نرخ آسیب در روش کاجانوف (s^{-1})	$(\dot{\omega})_K$
		نرخ کرنش در معادله لیو-موراکامی (s^{-1})	$(\dot{\varepsilon}_{ij}^C)_{L-M}$

۷- مراجع

- [5] F. R. Larson and J. Miller, "A Time-Temperature Relationship for Rupture and Creep Stresses," *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*, vol. 74, no. 5, pp. 765–771, Jul. 2022, <https://doi.org/10.1115/1.4015909>.
- [6] G. Sundararajan, "The Monkman-Grant relationship," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 112, pp. 205–214, Jun. 1989, [https://doi.org/10.1016/0921-5093\(89\)90360-2](https://doi.org/10.1016/0921-5093(89)90360-2).
- [7] S. S. Manson and A. M. Haferd, *A Linear Time-Temperature Relation for Extrapolation of Creep and Stress-Rupture Data*. 1953. <https://www.osti.gov/biblio/4371974>.
- [8] R. L. Orr, O. D. Sherby, and J. E. Dorn, "Correlations of Rupture Data for Metals at Elevated Temperatures," Institute of Engineering Research,
- [1] L. Yuan *et al.*, "Review on Creep Phenomenon and Its Model in Aircraft Engines," *International Journal of Aerospace Engineering*, vol. 2023, p. e4465565, May 2023, <https://doi.org/10.1155/2023/4465565>.
- [2] R. Viswanathan and J. Foulds, "Accelerated Stress Rupture Testing for Creep Life Prediction—Its Value and Limitations," *Journal of Pressure Vessel Technology*, vol. 120, no. 2, pp. 105–115, May 1998, <https://doi.org/10.1115/1.2842227>.
- [3] Q. Meng and Z. Wang, "Creep damage models and their applications for crack growth analysis in pipes: A review," *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 205, pp. 547–576, Jan. 2019, <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2015.09.055>.
- [4] T. L. Anderson, "By T. L. Anderson - Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications, Third Edition," Jun. 2005, <https://doi.org/10.1201/9781420058215>.

- [18] L. O. Bueno and J. F. R. Sobrinho, "Correlation between creep and hot tensile behaviour for 2.25Cr-1Mo steel from 500°C to 700°C Part 1: an Assessment According to usual Relations Involving stress, temperature, strain rate and Rupture Time," *Matéria (Rio J.)*, vol. 17, pp. 1098–1108, 2012, <https://doi.org/10.1590/S1517-70762012000300007>.
- [19] L. de O. Bueno, V. L. Sordi, and L. Marino, "Constant load creep data in air and vacuum on 2.25Cr-1Mo steel from 600 °C to 700 °C," *Mat. Res.*, vol. 8, pp. 401–408, Dec. 2005, <https://doi.org/10.1590/S1516-14392005000400008>.
- [20] S. A. Chavez, D. L. Kelly, R. J. Witt, and D. P. Stirn, "Comparison of stress-based and strain-based creep failure criteria for severe accident analysis," *Nuclear Engineering and Design*, vol. 155, no. 3, pp. 603–622, May 1995, [https://doi.org/10.1016/0029-5493\(94\)00973-3](https://doi.org/10.1016/0029-5493(94)00973-3).
- [21] Z. Abdallah, K. Perkins, C. Arnold, Z. Abdallah, K. Perkins, and C. Arnold, *Creep Lifing Models and Techniques*. IntechOpen, 2018. <https://doi.org/10.5772/intechopen.71826>.
- [22] L. B. Getsov, A. S. Semenov, V. A. Besschetnov, A. I. Grishchenko, and S. G. Semenov, "Long-term strength determination for cooled blades made of monocrystalline superalloys," *Therm. Eng.*, vol. 64, no. 4, pp. 280–287, Apr. 2017, <https://doi.org/10.1134/S0040601517040048>.
- [23] O. Grisolia, L. Scano, F. Piccini, A. Lo Conte, M. De Agostinis, and S. Fini, "Steam-Generator Grade P91 Steel Component Weld Creep-Assessment," presented at the ASME 2023 Pressure Vessels & Piping Conference, Nov. 2023. <https://doi.org/10.1115/PVP2023-102473>.
- [24] "API 579-1/ASME: Fitness For Service Assessment Procedure," 2019, <https://www.api.org>.
- [25] M. Tan, N. J. C. Celard, K. M. Nikbin, and G. A. Webster, "Comparison of creep crack initiation and growth in four steels tested in HIDA," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 78, no. 11, pp. 737–747, Nov. 2001, [https://doi.org/10.1016/S0308-0161\(01\)00085-0](https://doi.org/10.1016/S0308-0161(01)00085-0).
- [26] G. A. Webster and R. A. Ainsworth, "High Temperature Component Life Assessment," *Springer Dordrecht*, Mar. 2013, <https://doi.org/10.1007/978-94-017-1771-7>.
- [27] W. Zhang and Y. Cai, "Continuum Damage Mechanics and Numerical Applications," *Springer Berlin, Heidelberg*, Nov. 2010, <https://doi.org/10.1007/978-3-642-04708-4>.
- Univ. of Calif., Berkeley, NP-4765; Technical Report 27, Jul. 1953. <https://doi.org/10.2172/4425999>.
- [9] V. Cedro III, C. Garcia, and M. Render, "Use of the Wilshire equation to correlate and extrapolate creep rupture data of Incoloy 800 and 304H stainless steel," *Materials at High Temperatures*, vol. 36, no. 6, pp. 511–530, Nov. 2019, <https://doi.org/10.1080/09603409.2019.1647949>.
- [10] M. L. Santella *et al.*, "Predicting the creep-rupture lifetime of a cast austenitic stainless steel using Larson-Miller and Wilshire parametric approaches," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 205, p. 105006, 2023, <https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2023.105006>.
- [11] P. Liu, X. Qian, X. Mao, W. Song, and X. Peng, "Study on creep-fatigue of heat sink in W/CuCrZr divertor target based on a new approach to creep life," *Nuclear Materials and Energy*, vol. 25, p. 100846, Dec. 2020, <https://doi.org/10.1016/j.nme.2020.100846>.
- [12] V. Cedro, C. Garcia, and M. Render, "Use of the Wilshire Equations to Correlate and Extrapolate Creep Data of HR6W and Sanicro 25," *Materials*, vol. 11, no. 9, Art. 9, Sep. 2018, <https://doi.org/10.3390/ma11091585>.
- [13] V. Jadhav, N. Kinir, and A. Bewoor, "Evaluation of Creep Life Prediction Models for Low Alloy Creep Resistance Steel Grade 22 (2.25Cr-1Mo) using Short-term Creep Test," *SAMRIDDHI: A Journal of Physical Sciences, Engineering and Technology*, vol. 14, no. 02, pp. 143–151, Jun. 2022, <https://doi.org/10.18090/samriddhi.v14i02.3>.
- [14] R. Castillo, A. K. Koul, and E. H. Toscano, "Lifetime Prediction Under Constant Load Creep Conditions for a Cast Ni-Base Superalloy," *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, vol. 109, no. 1, pp. 99–106, Jan. 1987, <https://doi.org/10.1115/1.3240013>.
- [15] R. K. Penny and D. L. Marriott, "Design for Creep," *Springer Dordrecht*, Dec. 2012, <https://doi.org/10.1007/978-94-011-0561-3>.
- [16] V. Krivenyuk and I. Mamuzić, *Correlation of Creep-Rupture Data for Complex Alloys at Elevated Temperatures*, vol. 46. Metalurgija, 2007. <https://hrcak.srce.hr/7001>.
- [17] G. Murry, "Paper 73: Extrapolation of the Results of Creep Tests by Means of Parametric Formulae," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Conference Proceedings*, vol. 178, no. 1, pp. 6–87, Jun. 1963, https://doi.org/10.1243/PIME_CONF_1963_178_08_2_02.

- analysis,” General Electric Co., Schenectady, NY (USA). Corporate Research and Development Dept., EPRI-NP-1931, Jul. 1981. 10.2172/6068291.
- [39] “Abaqus 6.14 Documentation.” <http://62.108.178.35:2080/v6.14/index.html>.
- [40] M. Saber, “Experimental and finite element studies of creep and creep crack growth in P91 and P92 weldments,” Oct. 15, 2011. <https://eprints.nottingham.ac.uk/12197/> (accessed May 04, 2024).
- [41] M. Götting and J. Rösler, “A finite element creep crack growth model for Waspaloy,” *Computers & Structures*, vol. 85, no. 3, pp. 225–232, Feb. 2007, <https://doi.org/10.1016/j.compstruc.2006.08.052>.
- [42] T. H. Hyde, R. Li, W. Sun, and M. Saber, “A Simplified Method for Predicting the Creep Crack Growth in P91 Welds at 650 °C,” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications*, vol. 224, no. 4, pp. 208–219, Oct. 2010, <https://doi.org/10.1243/14644207JMDA330>.
- [43] F.-Z. Xuan, S.-T. Tu, and Z. Wang, “C* estimation for cracks in mismatched welds and finite element validation,” *International Journal of Fracture*, vol. 126, no. 3, pp. 267–280, Apr. 2004, <https://doi.org/10.1023/B:FRAC.0000026578.03989.79>.
- [44] Y.-J. Kim, J.-S. Kim, N.-S. Huh, and Y.-J. Kim, “Engineering C-integral estimates for generalised creep behaviour and finite element validation,” *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 79, no. 6, pp. 427–443, Jun. 2002, [https://doi.org/10.1016/S0308-0161\(02\)00034-0](https://doi.org/10.1016/S0308-0161(02)00034-0).
- [45] H. S. Lai, S. F. Xu, K. L. Liu, C. Bai, L. Z. Gong, and J. Guo, “Estimation of C* including the effect of threshold stress,” *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 191, pp. 403–411, Mar. 2018, <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2017.12.032>.
- [46] R. Viswanathan, *Damage Mechanisms and Life Assessment of High Temperature Components*. Asm International, 1989. <https://books.google.com/books?id=psNWNXB02EC>.
- [47] T. B. Gibbons and R. Stickler, “IN939: Metallurgy, Properties and Performance,” in *High Temperature Alloys for Gas Turbines 1982*, Dordrecht, 1982, pp. 369–393. https://doi.org/10.1007/978-94-009-7907-9_15.
- [48] Y. Lindblom, “Refurbishing superalloy components for gas turbines,” *Materials Science and*
- [28] T. Hollstein and R. Kienzler, “Fracture mechanics characterisation of crack growth under creep conditions,” *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, vol. 23, no. 2, pp. 87–96, Apr. 1988, <https://doi.org/10.1243/03093247V232087>.
- [29] T. S. P. Austin and G. A. Webster, “Prediction of Creep Crack Growth Incubation Periods,” *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 15, no. 11, pp. 1081–1090, 1992, <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.1992.tb00034.x>.
- [30] K. M. Nikbin, D. J. Smith, and G. A. Webster, “An Engineering Approach to the Prediction of Creep Crack Growth,” *Journal of Engineering Materials and Technology*, vol. 108, no. 2, pp. 186–191, Apr. 1986, <https://doi.org/10.1115/1.3225859>.
- [31] K. Sadananda and P. Shahinian, “Creep crack growth in udimet 700,” *Metallurgical Transactions A*, vol. 9, no. 1, pp. 79–84, 1978, <https://doi.org/10.1007/BF02647174>.
- [32] E1457-19, “Standard Test Method for Measurement of Creep Crack Growth Times in Metals.” <https://www.astm.org/e1457-19e01.html>.
- [33] K. M. Tarnowski, K. M. Nikbin, D. W. Dean, and C. M. Davies, “Improvements in the measurement of creep crack initiation and growth using potential drop,” *International Journal of Solids and Structures*, vol. 134, pp. 229–248, Mar. 2018, <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2017.10.037>.
- [34] L. Laiarinandrasana, M. R. Kabiri, and M. Reytier, “Effect of specimen geometries on the C* versus da/dt master curve for type 316L stainless steel,” *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 73, no. 6, pp. 726–737, Apr. 2006, <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2005.10.004>.
- [35] L. Xia, A. A. Becker, and T. H. Hyde, “An Assessment of the C* and KI Parameters for Predicting Creep Crack Growth in a Ni-Base Superalloy (Waspaloy) at 700° C,” *International journal of fracture*, vol. 92, no. 1, pp. 39–54, 1998, <https://doi.org/10.1023/A:1007415306833>.
- [36] L. Zhao, H. Jing, L. Xu, Y. Han, and J. Xiu, “Evaluation of constraint effects on creep crack growth by experimental investigation and numerical simulation,” *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 96, pp. 251–266, 2012, <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2012.08.009>.
- [37] “ISO/TTA 5:2007(en), Code of practice for creep/fatigue testing of cracked components.” <https://www.iso.org/obp/ui/en/#iso:std:iso:tta:5:ed-2:v1:en>.
- [38] V. Kumar, M. D. German, and C. F. Shih, “Engineering approach for elastic-plastic fracture

- pp. 1303–1313, Jun. 2009, <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2008.08.005>.
- [58] M. S. Haque and C. M. Stewart, “The Stress-Sensitivity, Mesh-Dependence, and Convergence of Continuum Damage Mechanics Models for Creep,” *Journal of Pressure Vessel Technology*, vol. 139, no. 041403, Apr. 2017, <https://doi.org/10.1115/1.4036142>.
- [59] M. S. Haque and C. M. Stewart, “Comparative analysis of the sin-hyperbolic and Kachanov–Rabotnov creep-damage models,” *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 171, pp. 1–9, 2019, <https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2019.02.001>.
- [60] J. F. Mao, J. W. Zhu, S. Y. Bao, L. J. Luo, and Z. L. Gao, “Creep deformation and damage behavior of reactor pressure vessel under core meltdown scenario,” *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 139–140, pp. 107–116, Mar. 2016, <https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2016.03.009>.
- [61] F. Vakili-Tahami and D. Hayhurst, “Failure of a welded pressure vessel due to creep: damage initiation, evolution and reheat cracking,” *Philosophical Magazine*, vol. 87, no. 28, pp. 4383–4419, Oct. 2007, <https://doi.org/10.1080/14786430701534562>.
- [62] R. Ragab, J. Parker, M. Li, T. Liu, and W. Sun, “Modelling of a Grade 91 power plant pressurised header weldment under ultra super-critical creep conditions,” *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 192, p. 104389, Aug. 2021, <https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2021.104389>.
- [63] H. Hosseini-Toudeshky and M. Jannesari, “An investigation on creep life assessment of welded steam pipeline intersection using classical and progressive damage analyses,” *Weld World*, vol. 66, no. 8, pp. 1653–1664, Aug. 2022, <https://doi.org/10.1007/s40194-022-01324-2>.
- [64] D. Liu, H. Li, and Y. Liu, “Numerical Simulation of Creep Damage and Life Prediction of Superalloy Turbine Blade,” *Mathematical Problems in Engineering*, vol. 2015, p. e732502, May 2015, <https://doi.org/10.1155/2015/732502>.
- [65] X. Guo *et al.*, “An improved creep damage mechanics model and its application to evaluate creep strain design codes for hot outlet manifold in steam reformer furnace,” *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 198, p. 104649, Aug. 2022, <https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2022.104649>.
- [66] E. Saberi, S. Nakhodchi, A. Dargahi, and K. Nikbin, “Predicting stress and creep life in Inconel 718 blade-disk attachments,” *Engineering Failure Analysis*, vol. 1, no. 8, pp. 636–641, Aug. 1985, <https://doi.org/10.1179/mst.1985.1.8.636>.
- [49] Y. Luo, Q. Zhang, and W. C. Jiang, “Numerical Investigation on Creep Crack Growth of Brazed Joint Using Different Damage Models,” *Applied Mechanics and Materials*, vol. 853, pp. 231–235, 2017, <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.853.231>.
- [50] J. W. Zhang, G. Z. Wang, F. Z. Xuan, and S. T. Tu, “Effect of stress dependent creep ductility on creep crack growth behaviour of steels for wide range of C*,” *Materials at High Temperatures*, vol. 32, no. 4, pp. 369–376, Jul. 2015, <https://doi.org/10.1179/1878641314Y.0000000027>.
- [51] J. W. Zhang, G. Z. Wang, F. Z. Xuan, and S. T. Tu, “The influence of stress-regime dependent creep model and ductility in the prediction of creep crack growth rate in Cr–Mo–V steel,” *Materials & Design (1980-2015)*, vol. 65, pp. 644–651, Jan. 2015, <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2014.09.070>.
- [52] K. Kimura and K. Sawada, “Creep rupture ductility of ferritic creep resistant steels,” *Materials at High Temperatures*, vol. 39, no. 6, pp. 538–548, Nov. 2022, <https://doi.org/10.1080/09603409.2022.2058230>.
- [53] K. Kimura, K. Sawada, and H. Kushima, “Creep Deformation, Rupture Strength, and Rupture Ductility of Grades TP92 Steels,” Dec. 2017, pp. 193–201. <https://doi.org/10.1115/ETAM2014-1026>.
- [54] J.-F. Wen, S.-T. Tu, F.-Z. Xuan, X.-W. Zhang, and X.-L. Gao, “Effects of Stress Level and Stress State on Creep Ductility: Evaluation of Different Models,” *Journal of Materials Science & Technology*, vol. 32, no. 8, pp. 695–704, Aug. 2016, <https://doi.org/10.1016/j.jmst.2016.02.014>.
- [55] G. Liu, S. Liu, F. Xin, Y. Zhao, D. Hu, and Y. Zhang, “Three-Dimensional Numerical Simulation of Creep Crack Growth Behavior for 316H Steel Using a Stress-Dependent Model,” *Mathematical Problems in Engineering*, vol. 2022, no. 1, p. 1092335, 2022, <https://doi.org/10.1155/2022/1092335>.
- [56] S. Nakhodchi and E. Saberi, *Investigating effect of Norton and Liu – Murakami creep models in determination of creep fracture mechanic parameter (C*)*, vol. 15. Modares Mechanical Engineering, 2016. <http://mme.modares.ac.ir/article-15-10533-en.html>.
- [57] C. C. Manu, A. M. Birk, and I. Y. Kim, “Uniaxial high-temperature creep property predictions made by CDM and MPC omega techniques for ASME SA 455 steel,” *Engineering Failure Analysis*, vol. 16, no. 4,

- of the TTC Relations,” *Metall Mater Trans A*, vol. 53, no. 9, pp. 3441–3455, Sep. 2022, <https://doi.org/10.1007/s11661-022-06759-2>.
- [75] X. Zhao, X. Niu, Y. Song, and Z. Sun, “A novel damage constitutive model for creep deformation and damage evolution prediction,” *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 46, no. 3, pp. 798–813, 2023, <https://doi.org/10.1111/ffe.13896>.
- [76] M. Sattar, A. R. Othman, M. F. Othman, H. T. Ali, and M. K. Khan, “New Creep Crack Growth Prediction Model for the Life Assessment of Stainless-Steel Material Using Computational Modeling,” *Metals*, vol. 13, no. 11, Art. no. 11, Nov. 2023, <https://doi.org/10.3390/met13111854>.
- [77] M. Sattar, A. R. Othman, M. Muzamil, S. Kamaruddin, M. Akhtar, and R. Khan, “Correlation Analysis of Established Creep Failure Models through Computational Modelling for SS-304 Material,” *Metals*, vol. 13, no. 2, Art. no. 2, Feb. 2023, <https://doi.org/10.3390/met13020197>.
- [78] D. G. Harlow and T. J. Delph, “A computational probabilistic model for creep-damaging solids,” *Computers & Structures*, vol. 54, no. 1, pp. 161–166, 1995, [https://doi.org/10.1016/0045-7949\(94\)E0253-X](https://doi.org/10.1016/0045-7949(94)E0253-X).
- [79] R. K. Penny and M. A. Weber, “Robust methods of life assessment during creep,” *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 50, no. 1, pp. 109–131, 1992, [https://doi.org/10.1016/0308-0161\(92\)90033-C](https://doi.org/10.1016/0308-0161(92)90033-C).
- [80] M. A. Hossain, J. R. Cottingham, and C. M. Stewart, “A Reduced Order Modeling Approach to Probabilistic Creep-Damage Predictions in Finite Element Analysis,” presented at the ASME Turbo Expo 2021: Turbomachinery Technical Conference and Exposition, Sep. 2021. <https://doi.org/10.1115/GT2021-58480>.
- [81] M. A. Hossain and C. M. Stewart, “A probabilistic creep model incorporating test condition, initial damage, and material property uncertainty,” *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 193, p. 104446, 2021, <https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2021.104446>.
- [82] M. A. Hossain, J. A. Cano, and C. M. Stewart, “Probabilistic creep with the Wilshire–Cano–Stewart model,” *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 46, no. 10, pp. 4001–4019, 2023, <https://doi.org/10.1111/ffe.14120>.
- Analysis*, vol. 108, p. 104226, Jan. 2020, <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2019.104226>.
- [67] Eui Kyun Park, Junwon Park, Yun-Jae Kim, Yoshihiro Takahashi, Kukhee Lim, and Eung-Soo Kim, “Failure simulation of nuclear pressure vessel under severe accident conditions: Part II – Failure modeling and comparison with OLHF experiment,” vol. 55, no. 11, pp. 4134–4145, Nov. 2023, <https://doi.org/10.1016/j.net.2023.07.035>.
- [68] Eui Kyun Park, Ji Su Kim, Junwon Park, Yun-Jae Kim, Yoshihiro Takahashi, and Kukhee Lim, “Failure simulation of nuclear pressure vessel under severe accident conditions: Part I - Material constitutive modeling,” vol. 55, no. 11, pp. 4146–4158, Nov. 2023, <https://doi.org/10.1016/j.net.2023.07.036>.
- [69] M. Sattar, D. A. R. Othman, D. M. F. Othman, and M. F. Musa, *Regression Analysis Of Omega Model To NortonBailey Law For Creep Prediction In Fitness For Service Assessment Of Steel Material*, vol. 63. Solid State Technology, 2020. <https://solidstatetechnology.us/index.php/JSST/article/view/809>.
- [70] V. Cedro, J. Pellicotte, O. Bakshi, and M. Render, “Application of a modified hyperbolic sine creep rate equation to correlate uniaxial creep rupture data of Sanicro 25 and HR6W,” *Materials at High Temperatures*, Nov. 2020, <https://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/09603409.2020.1817679>.
- [71] Q. Xu, X. Yang, and Z. Lu, “On the development of creep damage constitutive equations: a modified hyperbolic sine law for minimum creep strain rate and stress and creep fracture criteria based on cavity area fraction along grain boundaries,” *Materials at High Temperatures*, vol. 34, no. 5–6, pp. 323–332, Nov. 2017, <https://doi.org/10.1080/09603409.2017.1388603>.
- [72] A. S. Nowick and E. S. Machlin, “Quantitative treatment of the creep of metals by dislocation and rate-process theories.” Jan. 01, 1946. <https://ntrs.nasa.gov/citations/19930091919>.
- [73] “A continuum damage mechanics (CDM) based Wilshire model for creep deformation, damage, and rupture prediction,” *Materials Science and Engineering: A*, vol. 799, p. 140231, Jan. 2021, <https://doi.org/10.1016/j.msea.2020.140231>.
- [74] X. Zhao, X. Niu, Y. Song, and Z. Sun, “Improvement of Creep Behavior Prediction Using Threshold Stress and Tensile Properties: Introduction