



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 پیش‌بینی شده 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 حداقل 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.

$$LMP = T \cdot (C_{LM} + \log(t)) \quad (۱)$$

$$(\dot{\epsilon}_{min}^c)^{m_{MG}} \cdot t = C_{MG} \quad (۲)$$

$$P_{MH} = \frac{\log t - \log(t_a)_{MH}}{T - (T_a)_{MH}} \quad (۳)$$

$$P_{OSD} = \log t_f - C_{OSD}/T \quad (۴)$$

$$\frac{\sigma}{\sigma_{TS}} = \exp \left(-k1_W \left[t_r \cdot \exp \left(\frac{-Q_c}{RT} \right) \right]^{u_W} \right) \quad (۵)$$

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

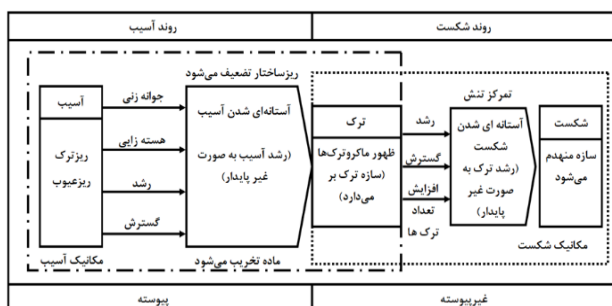
$$\frac{\sigma}{\sigma_{TS}} = \exp \left(-k3_W \left[t_{\epsilon_{cr}} \cdot \exp \left(\frac{-Q_c}{RT} \right) \right]^{w_W} \right)$$

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، سرود 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]

۳-۱-۱ 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.

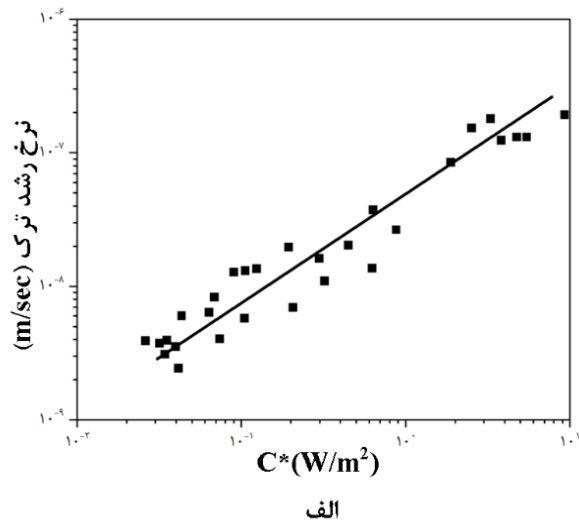
در مکانیک شکست، پارامترهای مختلفی مانند ضریب شدت تنش K ، انتگرال مستقل از مسیر C^* و پارامتر Ct معرفی شده‌اند که رفتار رشد ترک را توصیف می‌کنند. طبیعت خزش و اندازه

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.

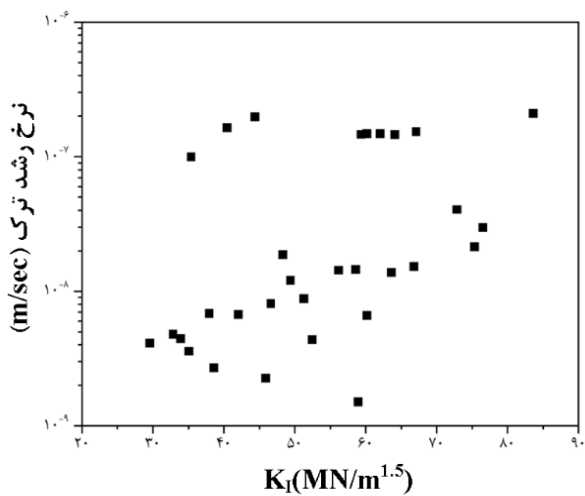
با توجه به مقالات بررسی‌شده و روابط ارائه‌شده در این بخش، مشخص می‌شود که اگرچه رویکردهای تخمین عمر بدون در نظر گرفتن آسیب به عنوان اولین رویکردهای محاسبه عمر مطرح شده‌اند، اما توانایی در نظر گرفتن نقش عیوب و آسیب‌هایی همچون ترک یا تغییرات ریزساختاری را ندارند. به همین دلیل، رویکردهای تخمین عمر بر اساس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

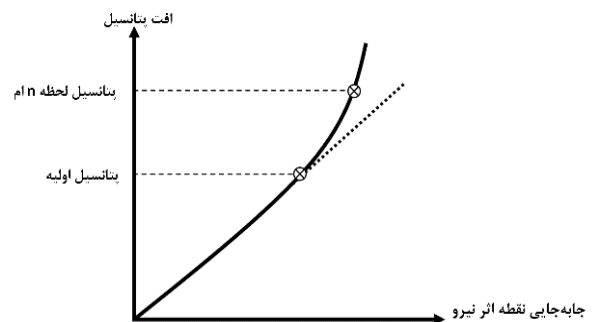
$$\sigma_{ref} = \frac{P}{P_L} \times \sigma_y \quad (10)$$

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]

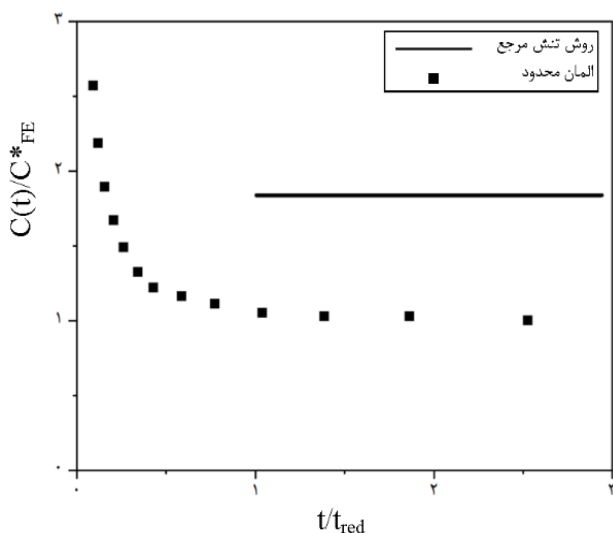
از آنجا که محاسبه C^* به روش استاندارد ASTM E1457 نیاز به تجهیزات پیچیده آزمایشگاهی دارد و این روش تنها توانایی محاسبه C^* برای قطعات استاندارد مانند نمونه‌های کشش فشرده^۱ را دارد، روش‌های دیگری برای محاسبه C^* مانند روش المان محدود [۳۴]، [۳۵]، [۳۶]، تنش مرجع [۳۷] و EPRI [۳۸] توسعه داده شده است. مکانیک 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.

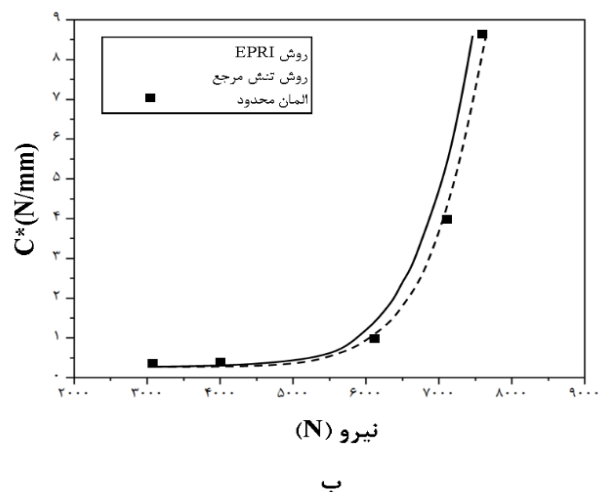
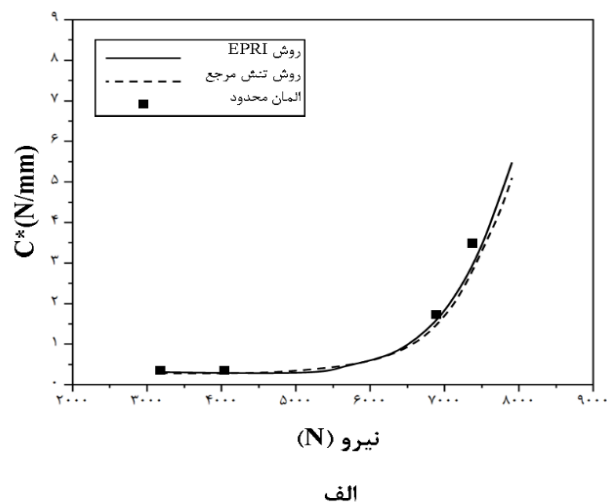


شکل ۵ مقایسه روش کانتور انتگرال و تنش مرجع در محاسبه C^* [۴۴]

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 می‌کند، در حالی که ماده دیگر از این معادله پیروی نمی‌کند. 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.

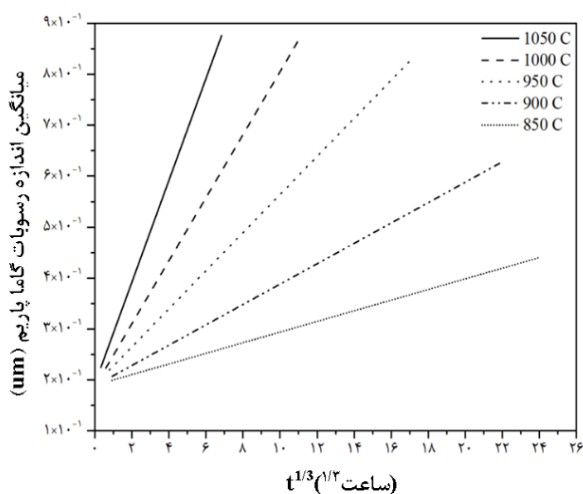
کیم و همکاران [۴۴] به بررسی تفاوت بین روش کانتور انتگرال و روش تنش مرجع برای محاسبه C^* پرداختند. بر اساس شکل (۵)، محاسبه C^* به روش تنش مرجع در مقایسه با روش کانتور انتگرال، نتایج محافظه‌کارانه‌تری ارائه می‌دهد.



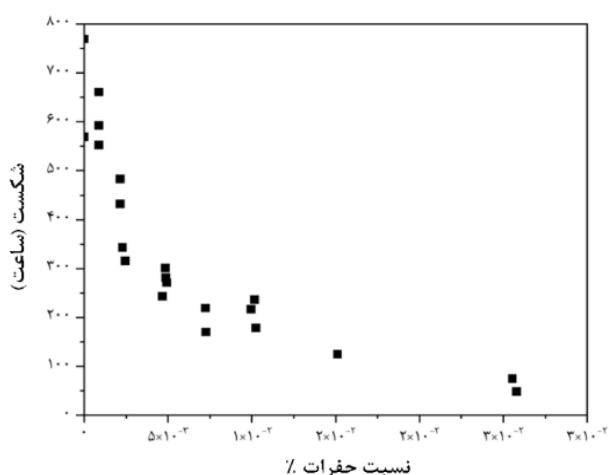
شکل ۴ مقایسه روش محاسبه المان محدود، تنش مرجع و EPRI برای الف- ماده با رفتار خزشی نورتن، ب- ماده با عدم رفتار خزشی معادله نورتن [۴۳]

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-موراکی^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].
لوا 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)

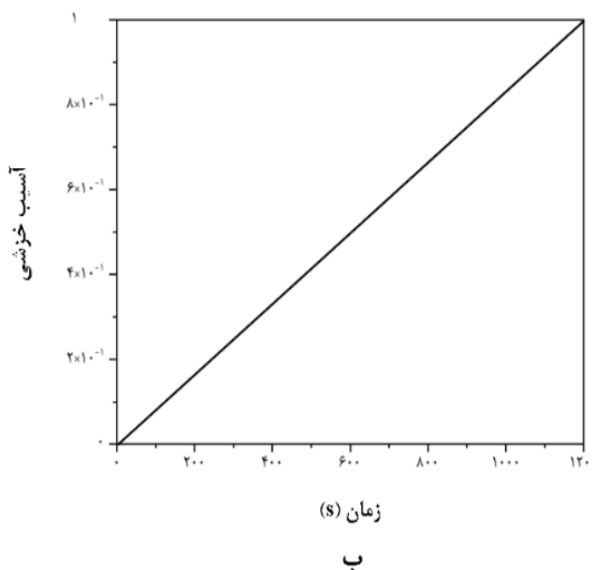
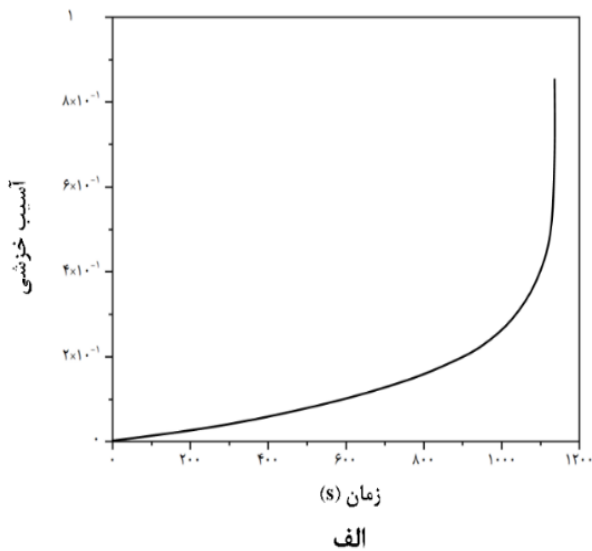
² Liu-Murakami(L-M)

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-موراکی 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-موراکی (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-موراکامی 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-موراکامی 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

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

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، پروچکشن 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.

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

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.

<ul style="list-style-type: none"> • محاسبه C^* • استاندارد E1457 	
<p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ تعیین پتانسیل اولیه در این روش بسیار راحت است. ▪ وابستگی کمتر به ریزساختاری در مقایسه با تحلیل‌های المان محدود <p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ نتایج به شدت محافظه کارانه است <p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ زمان تخمینی برای شروع ترک در این روش با دقت بیشتری محاسبه می‌گردد. ▪ وابستگی کمتر به ریزساختاری در مقایسه با تحلیل‌های المان محدود <p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ این روش، روش گفته در استاندارد E1457 از سال ۲۰۱۹ به بعد است و تاکنون عیبی برای آن گزارش نشده است. 	<p>افت پتانسیل معمولی</p> <p>افت پتانسیل اصلاح شده</p>
<ul style="list-style-type: none"> • روش‌های شبیه‌سازی 	
<p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ با استفاده از حل المان محدود الاستیک-پلاستیک قابل حل است که در مقایسه با حل ویسکو-الاستیک-پلاستیک نیاز به منابع سخت افزاری کمتری دارد. ▪ در موادی که رفتار خزشی آنها به صورت توانی نیست، در مقایسه با EPRI از دقت بالاتری دارد. ▪ در صورت عدم وجود تنش آستانه‌ای ناشی از حضور فاز ثانویه در ریزساختار یا ذرات رسوب سخت‌شونده دقت آن از روش E1457 و EPRI بالاتر است. <p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ نتایج بسیار محافظه کارانه است. ▪ وابستگی شدید به ریزساختار دارد. <p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ نیاز به تحلیل ویسکوز است که در مقایسه با معادله تنش مرجع، نتایج به آزمایشگاهی نزدیکتر است. ▪ رشد ترک بر روی بسیاری از قطعات صنعتی با استفاده از شبیه‌سازی‌های منقطع قابل اجرا است. <p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ این روش به عنوان روش اصلی محاسبه C^* هم اکنون در حال استفاده است و شاید بتوان تنها ایراد آن را نیاز به منابع سخت افزاری در مقایسه با تنش مرجع دانست. ▪ رشد ترک به صورت منقطع نیاز به اجرا تعداد زیادی شبیه‌سازی است. <p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ همانند معادله تنش مرجع حل به صورت الاستیک-پلاستیک است و برای موادی که رفتار خزشی آنها به صورت توانی است، در مقایسه با معادله تنش مرجع از دقت بالاتری برخوردار است. <p>عیب:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ تابع h1 نیاز به یک تحلیل المان محدود الاستیک-پلاستیک جدا دارد. 	<p>روش تنش مرجع</p> <p>انتگرال C^*</p> <p>EPRI</p>
<ul style="list-style-type: none"> • مکانیک آسیب 	
<p>مزیت:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ نمونه برداری راحت است. 	<p>رپلیکا</p>
<ul style="list-style-type: none"> • روش‌های ریز ساختاری 	

<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 - مانکمن-گران</p> <p>سینوس - هایپر بولیک - TTC</p> <p>کاجانوف-نورتون</p>

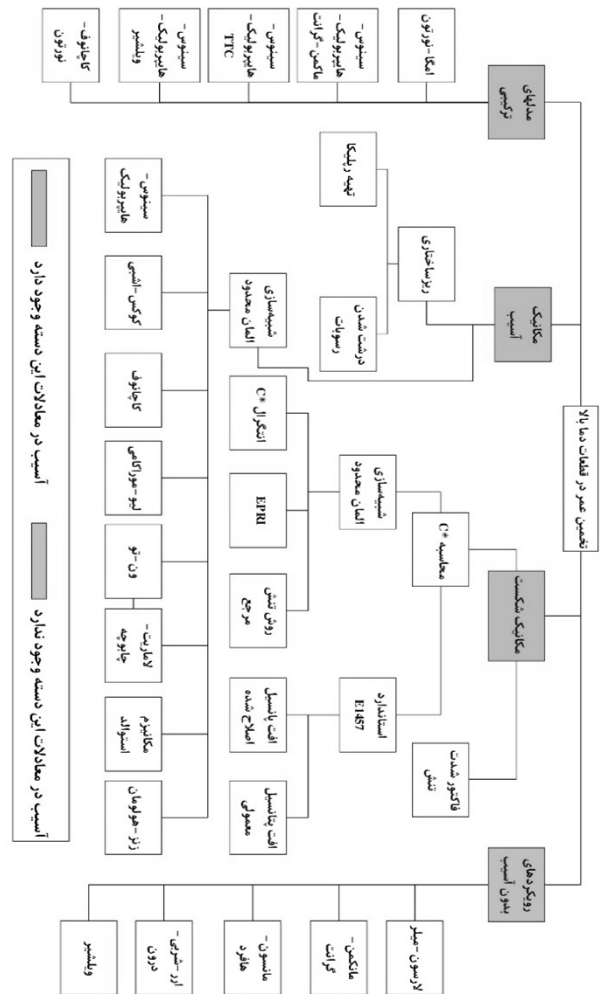
تخمین عمر بر مبنای رویکردهای مکانیک آسیب، به دلیل در نظر گرفتن اثر آسیب در معادلات، به یکی از روش‌های محبوب برای بررسی نمونه‌های آزمایشگاهی تبدیل شده است. پیشرفت در معادلات این حوزه منجر به این شده است که در برخی از معادلات، بتوان اثر عیوب مختلف ریزساختاری بر رفتار خزشی مواد را مطالعه کرد. با این حال، 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 (C°)
C_{LM}	ثابت لارسون-میلر
t, t_r	زمان گسیختگی (h)
C_{MG}, m_{MG}	ثوابت معادله روش مانکنم-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 T/P92 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