



بررسی تأثیر استفاده از مدل‌های خزش نورتن و آسیب لیو-موراکامی در تعیین پارامتر مکانیک شکست در رژیم خزش (C^*)

سهیل نخودچی^{1*}، احسان صابری²

1- استادیار، مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی خواجه نصیرالدین طوسی، تهران

2- دانشجوی کارشناسی ارشد، مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی خواجه نصیرالدین طوسی، تهران

* تهران، صندوق پستی 19395-1999، snakhodchi@kntu.ac.ir

اطلاعات مقاله

مقاله پژوهشی کامل

دریافت: 16 شهریور 1394

پذیرش: 20 مهر 1394

ارائه در سایت: 14 آذر 1394

کلیدواژگان:

پارامتر شکست در رژیم خزش

رشد ترک خزشی

مکانیک آسیب

روش تنش مبنا

چکیده

پارامتر مکانیک شکست خزشی، C^* ، ابزاری مهم در تعیین نرخ رشد ترک خزشی و عمر باقی‌مانده قطعات ترک‌دار با دمای کاری بالاست. برای محاسبه این پارامتر می‌توان از روش‌های تجربی، اجزاء محدود و روش‌هایی که اصطلاحاً «روش‌های مهندسی» نامیده می‌شوند استفاده کرد. در این مقاله برای بررسی تأثیر استفاده از مدل‌های خزش نورتن و آسیب لیو-موراکامی در تعیین مقادیر C^* برای یک نمونه کشش فشرده (CT)، مدل‌های رفتار خزشی توسعه داده شده و زیربرنامه مربوطه به مدل آسیب لیو-موراکامی جهت استفاده در نرم‌افزار تجاری آباکوس ایجاد شده است. هر کدام از مدل‌های یادشده دارای ثوابتی وابسته به دماست که برای دو آلیاژ پرکاربرد در صنایع نیروگاهی، فولاد P91 و سوپر آلیاژ IN718 به ترتیب در دماهای 650 و 620 درجه سانتی‌گراد محاسبه شده و به کمک نتایج آزمون خزش صحنه سنجی شده‌اند. در این مقاله تأثیر کاربرد دو مدل رفتار خزشی نورتن و آسیب لیو-موراکامی بر مقادیر C^* مورد مطالعه قرار گرفته و دقت هر یک در مقایسه با مقادیر تجربی و مقدار به‌دست‌آمده از روش مهندسی تنش مبنا سنجیده شده است. نتایج نشان می‌دهند مدل رفتاری لیو-موراکامی دقت بالاتری در تعیین مقادیر C^* داراست، ولی همچنان روش تنش مبنا سریع‌ترین و کاربردی‌ترین شیوه در تعیین این پارامتر است.

Investigating effect of Norton and Liu–Murakami creep models in determination of creep fracture mechanic parameter (C^*)

Soheil Nakhodchi*, Ehsan Saberi

1- Department of Mechanical Engineering, K.N.Toosi University of Technology, Tehran, Iran

* P.O.B. 1999-19395, snakhodchi@kntu.ac.ir

ARTICLE INFORMATION

Original Research Paper
Received 07 September 2015
Accepted 12 October 2015
Available Online 05 December 2015

Keywords:

Creep Fracture Parameter
Creep Crack Growth
Damage Mechanics
Reference Stress Method

ABSTRACT

Creep fracture mechanic parameter, C^* , is an essential tool for creep crack growth rate estimation and so remnant life determination of components operating at high temperature. For determining this parameter experimental works, FE methods, and engineering approaches can be utilized. In this paper, in order to facilitate FE methods in C^* determination for a CT specimen, creep behavior models of Norton and Liu-Murakami were developed and related subroutines were created. Each of the aforementioned models has its own temperature dependent material coefficients which were determined and validated based on creep rupture tests on crack free uniaxial specimens of P91 steel and IN718 super alloy, respectively, at temperatures of 650°C and 620°C. In this study creep fracture mechanic parameter value of a CT specimen made of P91 steel was derived by application of Norton and Liu-Murakami creep behavior models and results were compared with results of the experimental tests and reference stress engineering approach results. The results indicate that Liu-Murakami creep behavior model better estimates creep fracture mechanics parameter with greater accuracy, yet reference stress engineering approach is the most economical way to determine this parameter.

1- مقدمه

پارامتر C^* است که جوانه‌زنی [1-3] و نرخ رشد ترک خزشی [4-6] را می‌توان به کمک آن پیش‌بینی کرد. این پارامتر را می‌توان به کمک روش‌های آزمایشگاهی، روش اجزاء محدود و روش مهندسی تنش مبنا محاسبه کرد. کانتور انتگرال مستقل از مسیر J برای نخستین بار در سال 1965 معرفی شد [7]. کانتور انتگرال J به منظور تعیین وضعیت تنش و کرنش نوک ترک در مواد الاستیک-پلاستیک کاربرد دارد. این پارامتر روی مسیر بسته‌ای حول نوک ترک که از سطح زیرین ترک آغاز و به سطح بالایی آن منتهی می‌شود محاسبه شده و توسط رابطه (1) بیان می‌گردد.

واماندگی در قطعات و سازه‌هایی که تحت بارگذاری غیرمتناوب و در دمای بالا کار می‌کنند عموماً ناشی از گسیختگی خزشی، رشد ترک خزشی و یا مجموع هر دو حالت فوق است. پیش‌بینی این نوع واماندگی‌ها می‌تواند از روش اجزاء محدود و یا روابط تجربی که در کدهای مختلف طراحی (مانند BS 7910، R5 و یا A16) نیز استفاده می‌شوند، انجام شود. روش اجزاء محدود و کدهای استاندارد بر مبنای مکانیک شکست و مکانیک محیط‌های پیوسته بنا شده‌اند. پارامتر مهمی که در تمامی شیوه‌های یاد شده اهمیت دارد

Please cite this article using:

S. Nakhodchi, E. Saberi, Investigating effect of Norton and Liu–Murakami creep models in determination of creep fracture mechanic parameter (C^*), *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 15, No. 12, pp. 425-434, 2015 (in Persian)

برای ارجاع به این مقاله از عبارت ذیل استفاده نمایید:

رسیدن به طول ترک بحرانی را محاسبه کرد [10].

در این مقاله برای فراهم آوردن امکان استفاده از روش اجزاء محدود در تعیین مقادیر C* برای یک نمونه کشش فشرده، مدل‌های رفتار خزشی نورتن و آسیب لیو-موراکامی استفاده شده است. جزئیات چگونگی محاسبه ثوابت مدل‌های رفتار خزشی برای دو فولاد پر کاربرد در صنایع نیروگاهی، فولاد P91 و سوپر آلیاژ IN718، به ترتیب در دماهای 650 و 620 درجه سانتی‌گراد ارائه شده است، همچنین یک زیربرنامه³ جهت استفاده در نرم‌افزار تجاری آباکوس⁴ توسعه داده شده است که به کمک آن مدل رفتار خزشی آسیب لیو-موراکامی پیاده‌سازی شده است. علاوه بر این روش مهندسی تنش مبنا جهت محاسبه C* تشریح شده است. در نهایت تأثیر کاربرد مدل رفتار خزشی نورتن و آسیب لیو-موراکامی بر مقادیر C* برای فولاد P91 مورد مطالعه قرار گرفته و دقت هر کدام در مقایسه با مقادیر تجربی موجود در مراجع و مقدار محاسبه شده از روش مهندسی تنش مبنا سنجیده شده است. در این مقاله سعی شده است ضمن ارائه نتایج تحقیق، جزئیات و مراحل کار به تفصیل توضیح داده شود به نحوی که خواننده بتواند برای مواد دیگر این رویه را تکرار کند.

2- محاسبه C* به کمک روش اجزاء محدود

با توجه به دلایل توضیح داده شده در مقدمه از نمونه استاندارد کشش فشرده (CT) جهت محاسبه C* استفاده شده است. شکل 1-الف ابعاد نمونه کشش فشرده استفاده شده در روش اجزاء محدود را نشان می‌دهد. با توجه به تقارن و کاهش هزینه‌های محاسباتی تنها نیمی از هندسه مدل نشان داده شده جهت تحلیل اجزاء محدود در نظر گرفته شده است. شکل 1-ب مدل اجزاء محدود و نحوه المان‌بندی و بارگذاری مدل را نشان می‌دهد. یکی از پارامترهای تأثیرگذار در دقت حل اجزاء محدود مدل رفتاری در نظر گرفته شده برای ماده در حالت خزش است. با توجه به توضیحات تکمیلی که در ادامه ارائه شده است، دو مدل رفتاری نورتن و مدل آسیب لیو-موراکامی جهت توصیف رفتار خزشی فولاد P91 و سوپر آلیاژ IN718 استفاده شده‌اند. ثوابت مستخرج جهت استفاده در مدل رفتاری نورتن را می‌توان به‌طور مستقیم در نرم‌افزار آباکوس استفاده نمود، ولی با توجه به اینکه نرم‌افزارهای تجاری اجزاء محدود مانند آباکوس به صورت پیش‌فرض توانایی استفاده از مدل‌های آسیب خزشی را دارا نیست، زیربرنامه‌ای توسط زبان برنامه‌نویسی فرترن⁵ سازگار با نرم‌افزار آباکوس توسعه داده شده است تا بتوان معادلات مکانیک آسیب مدل لیو-موراکامی را در حل عددی استفاده کرد.

با توجه به شرایط آزمون آزمایشگاهی بارگذاری ثابت به‌اندازه 3000 نیوتن به صورت عمودی به مرکز سوراخ وارد می‌شود. برای انتقال بار از مرکز به سطح داخلی سوراخ، گره‌های قرار گرفته بر سطح سوراخ به محل اعمال بار مقید شده‌اند. برای جلوگیری از حرکت جسم صلب در راستای افقی، محل اعمال بار در این راستا ثابت می‌گردد، همچنین شرط مرزی تقارن باید بر گره‌های قرار گرفته بر محور تقارن اعمال گردد. المان‌های چهارضلعی مرتبه دو⁶ کرنش صفحه‌ای برای گسسته‌سازی هندسه نمونه به‌کار گرفته شده‌اند. برای ایجاد تکینگی⁷ نوک ترک از المان‌های فروپاشیده⁸ تک گره‌ای که گره میانی آن‌ها به 0.25 فاصله از نوک ترک انتقال یافته استفاده شده است.

$$J = \int (w dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds) \quad (1)$$

که در آن w چگالی انرژی کرنشی، T_i بردار کشش و u_i بردار جابه‌جایی است [8]. کانتور انتگرال C* شکل سازگار یافته J برای پدیده‌های وابسته به زمان مانند خزش است. به همین دلیل در کانتور انتگرال C* متغیرهای چگالی انرژی کرنشی و جابه‌جایی به صورت نرخ وارد می‌شوند (رابطه 2) [8].

$$\dot{C}^* = \int (\dot{w} dy - T_i \frac{\partial \dot{u}_i}{\partial x} ds) \quad (2)$$

هاید و همکاران نرخ رشد ترک خزشی فولاد 316 در نمونه‌های مختلفی مانند نمونه ناخن انگشتی¹ و نمونه کشش فشرده² را توسط پارامترهای گوناگونی مانند ضریب شدت تنش (K)، تنش مبنا و C* اندازه‌گیری کردند. نتیجه به‌دست آمده حاکی از آن بود که C* به خوبی نرخ رشد ترک خزشی در تمامی انواع نمونه‌ها را پیش‌بینی می‌نماید [9].

پارامتر C* را می‌توان توسط آزمون تجربی از طریق نمونه‌های ترک‌دار با شکل‌های هندسی مختلف اعم از نمونه‌های کشش فشرده، ناخن انگشتی و میله گرد دارای ترک محیطی محاسبه کرد [10]. هاید و همکاران [9] با انجام آزمون بر نمونه‌هایی با شکل‌های هندسی متفاوت، نمونه کشش فشرده را به عنوان ساده‌ترین و دقیق‌ترین هندسه برای محاسبه C* معرفی کردند. برای نمونه‌های کشش فشرده، C* را می‌توان به صورت تجربی و بر حسب نرخ جابه‌جایی خط اعمال بار و طول ترک محاسبه کرد [11,10].

برای به‌کار گرفتن روش اجزاء محدود در تعیین C* نیاز است تا رفتار خزشی ماده مورد نظر بر مبنای یکی از مدل‌های مرسوم اعم از مدل‌های مبتنی بر مکانیک محیط پیوسته (مانند مدل نورتن) و یا مدل‌های مکانیک آسیب (مانند مدل لیو-موراکامی) تعریف گردد. مدل نورتن علی‌رغم سادگی در پیاده‌سازی به دلیل کاربرد در گستره محدودی از تنش‌ها نمی‌تواند انتظارات ما را برای عمرهای طولانی در تنش‌های بالا برآورده کند. در سال 1957 کاجانوف [12] با ارائه مدل اولیه رفتار خزشی خود بر مبنای مفهوم آسیب گام مهمی در راستای توضیح رفتار خزشی برداشت. در سال 1969 رابوتنوف [13] مدل اولیه کاجانوف را مورد بازبینی قرار داد. این مدل بازبینی شده طی سال‌های بعد توسط لکی و هی‌هرست [15,14] به حالت چندمحوره تعمیم داده شد، اما مشکلاتی که این مدل در زمینه محاسبات عددی و حساسیت به تنش داشت سبب شد تا لیو و موراکامی [16] در سال 1998 مدل ارتقاء یافته خود را ارائه کنند. در استفاده از روش اجزاء محدود در تعیین C*، به دلیل آن‌که نرم‌افزارهای تجاری تحلیل مهندسی به‌طور پیش‌فرض امکانات استفاده از مدل‌های آسیب خزشی را دارا نیست نیاز است تا کدهای اختصاصی برای پیاده‌سازی این مدل‌ها توسعه داده شود.

روش دیگر تعیین پارامتر C* روش تنش مبنا است که در ابتدا به منظور پیش‌بینی تغییر شکل خزشی در قطعات با استفاده از کمترین میزان اطلاعات موجود از ماده و تحلیل سازه‌ای آن‌ها ارائه شد. این روش تغییر شکل غیرالاستیک و واماندگی یک قطعه را به تغییر شکل و واماندگی نمونه آزمون تک‌محوره که تحت تنشی به نام تنش مبنا صورت می‌گیرد مرتبط می‌سازد [17].

همان‌طور که در ابتدا توضیح داده شد یکی از کاربردهای مهم C* محاسبه نرخ رشد ترک خزشی است. در قطعات ترک‌دار تحت خزش چنان‌چه نرخ رشد ترک تعیین گردد می‌توان طول عمر باقی‌مانده قطعه تا زمان

3- Subroutine
4- ABAQUS
5- FORTARN
6- Quadratic
7- Singularity
8- Collapsed element

1- Thumbnail Specimen
2- Compact Tension (CT) Specimen

توصیه شده است که در گسسته‌سازی هندسه قطعات ترکدار که برای استخراج پارامترهای مکانیک شکست انجام می‌گردد به دلیل تغییرات شدید تنش در این ناحیه حتماً در این ناحیه از المان‌های بسیار ریز استفاده شد. [18]. به گونه‌ای که مقادیر کانتور انتگرال J روی مسیرهای مختلف اطراف نوک ترک یکسان شد. در این نوع تحلیل‌ها با توجه به این که تحلیل به منظور محاسبه پارامترهای نوک ترک انجام می‌شود عموماً به منظور کاهش بار محاسباتی از المان‌های به نسبت درشت در نواحی دیگر استفاده می‌شود که تأثیری در نتایج تحلیل ندارد. همان‌طور که در شکل 1-b و C نشان داده شده است، المان‌ها در اطراف نوک ترک تا حدی ریز شده‌اند که نتایج کانتور انتگرال روی مسیرهای نشان داده شده در شکل 2 یکسان شده است. این نتایج در ادامه و در قسمت 6 نشان داده شده است.

با توجه به رابطه (2) کانتور انتگرال C^* روی المان‌های نوک ترک مطابق آنچه در شکل 2 نشان داده شده است در هر مرحله زمانی قابل محاسبه است. عملاً مقدار کانتور انتگرال C^* محاسبه شده در مرحله‌های زمانی در طی زمان شبیه‌سازی مقدار پایایی ندارد و از مقدار بسیار بزرگ و گذرای در ابتدای شبیه‌سازی ($C(t)$) تا مقدار حالت پایایی در انتها آن (C^*) متغیر است. به عبارت دیگر می‌توان گفت پارامتر C^* مقدار حالت پایایی $C(t)$ است.

1-2 مدل رفتار خزشی نورتن

مدل نمایی رفتار خزشی نورتن (رابطه 3) با دست بالا گرفتن کرنش خزشی رخ داده در ناحیه نخست خزش که رویکردی محتاطانه است، نرخ کرنش خزشی ثابتی را در طول فرآیند به دست می‌دهد. این رابطه به خوبی تغییر شکل رخ داده در ناحیه حالت پایایی خزش در سطوح تنش‌های پایین را برازش می‌نماید.

$$\dot{\epsilon} = A\sigma^n \quad (3)$$

در رابطه (3)، A و n ثوابت وابسته به دمای ماده است.

2-2 محاسبه ثوابت رابطه نورتن

برای محاسبه ثوابت رابطه نورتن برای فولاد P91 و سوپر آلیاژ IN718، از نتایج به‌دست آمده از آزمون‌های خزش تک محوره بر نمونه بدون ترک ارائه شده در [20,19] استفاده شده است. این آزمون‌ها در دمای 650 درجه سانتی‌گراد (برای P91) و 620 درجه سانتی‌گراد (برای IN718) تحت تنش‌های مختلف انجام گرفته است. به کمک نتایج این آزمون‌ها، ثوابت رابطه نورتن از دو روش محاسبه شده‌اند. روش نخست عبارت است از برازش یک خط بر داده‌های $\dot{\epsilon}$ برحسب σ در مقیاس لگاریتمی، که در این صورت شیب خط مقدار n و عرض از مبدأ مقدار $\log \sigma$ را نشان می‌دهند. شیوه دوم، برازش توانی بر داده‌های $\dot{\epsilon}$ و σ است. مبنای برازش منحنی در این تحقیق روش کمینه مربعات است.

3-2 مدل‌های مکانیک آسیب

پارامتر آسیب D نخستین بار در سال 1957 توسط کاپانوف برای بررسی رفتار خزشی مواد معرفی شد که مقیاسی از مقدار آسیب به وجود آمده در ماده است [12]. این پارامتر بین صفر برای ماده کاملاً سالم و یک برای ماده کاملاً آسیب دیده که دچار واماندگی شده تعریف می‌شود. از آن‌جا که در سطوح تنش بالا سهم عمده‌ای از عمر قطعات در ناحیه سوم خزشی سپری می‌شود مدل‌های آسیب خزشی با در نظر گرفتن تمامی مراحل خزشی و زوال ماده گزینه‌های مناسب‌تری برای مدل کردن رفتار خزشی است.

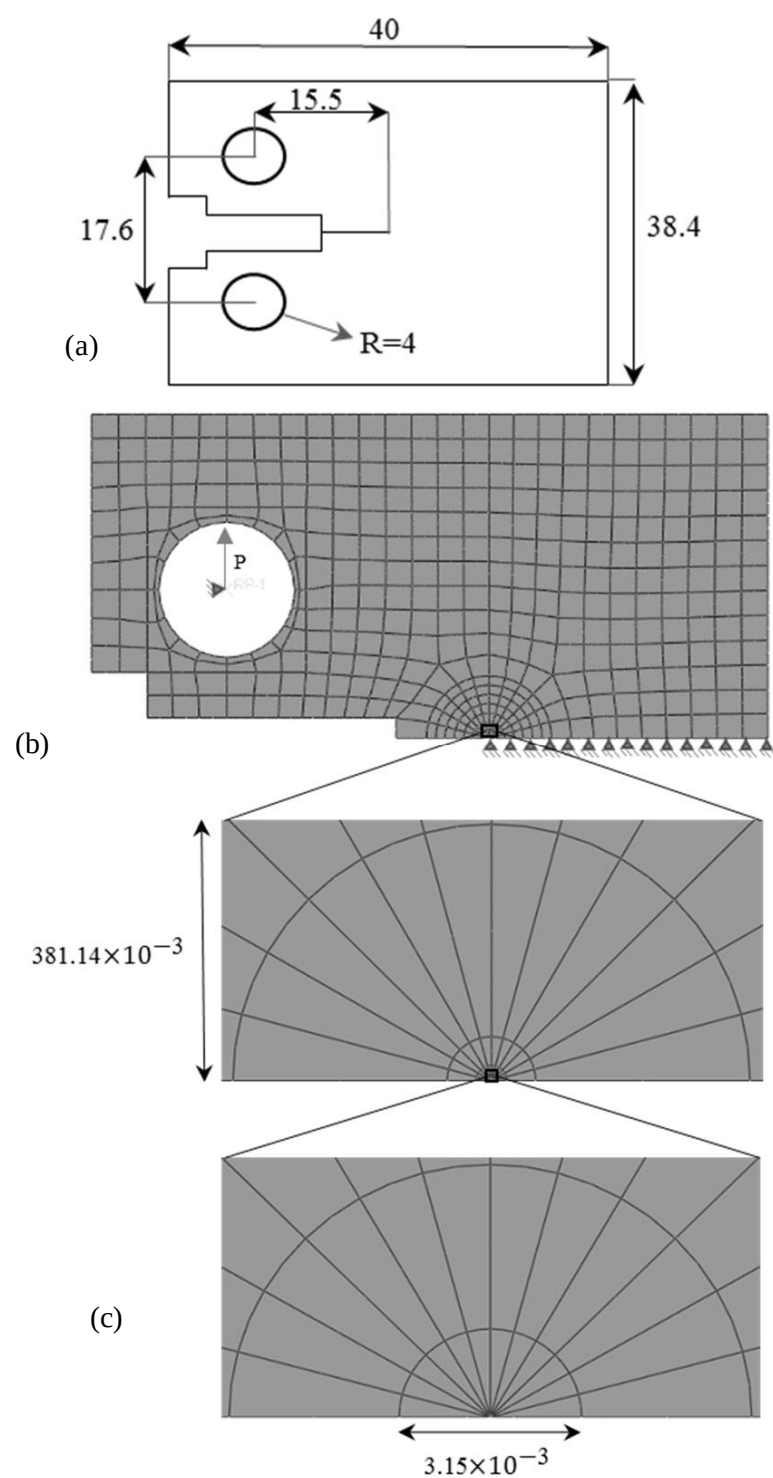


Fig. 1-a Dimensions of compact tension (CT) specimen for C^* calculation. **Fig. 1-b** Discretization of FE 2D model. **Fig. 1-c** Details of crack tip elements. (Dimensions in millimeter)

شکل 1-ا ابعاد نمونه کشش فشرده (CT) استفاده شده برای محاسبه مقادیر C^* . **1-ب** نحوه گسسته‌سازی مدل دوبعدی اجزاء محدود. **1-ج** جزئیات المان‌های نوک ترک (ابعاد به میلی‌متر)

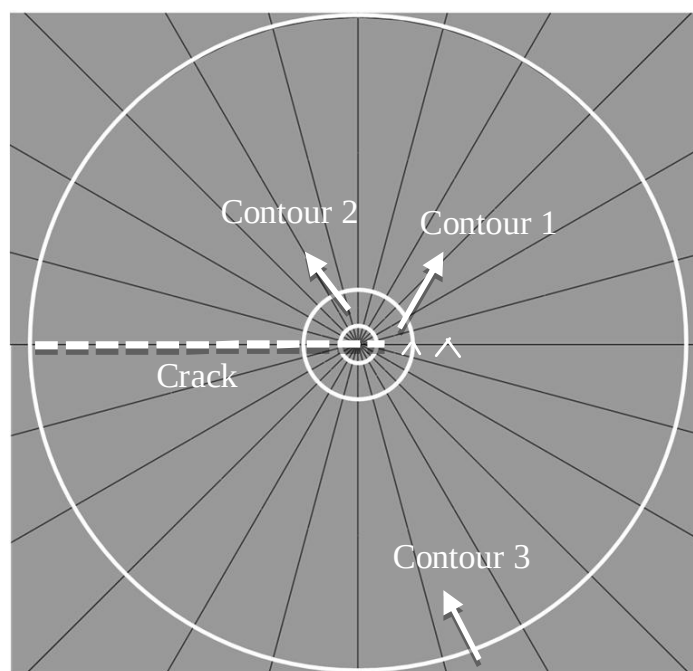


Fig. 2 Integration contours around crack tip for C^* calculation. To enhance figure quality just contours 1 to 3 is shown

شکل 2 کانتورهای انتگرال‌گیری تعریف شده حول نوک ترک برای محاسبه C^* . برای حفظ کیفیت شکل تنها کانتورهای 1-3 نشان داده شده‌اند

زمان واماندگی، t_f ، که برابر است با زمانی که پارامتر آسیب به مقدار واحد رسیده و ماده هیچ تحمل باری از خود نشان نمی‌دهد، به صورت رابطه (7) به دست می‌آید (در حالت تک‌محوره $\sigma_{rup} = \sigma_1 = \sigma_{eq}$).

$$t_f = \frac{1}{M \sigma_{rup}^X} \quad (7)$$

با برازش منحنی خطی بر داده‌های t_f برحسب σ_{rup} در مقیاس لگاریتمی، شیب خط برازش یافته مقدار $(-X)$ و عرض از مبدأ مقدار $(-\log M)$ را نشان می‌دهند. بدین ترتیب مقادیر M و X که در حالت تک‌محوره کنترل‌کننده زمان واماندگی تعیین می‌گردند.

ضریب q_2 نشان‌دهنده شدت تغییرات کرنش در بدو ورود به ناحیه سوم خزش است. برای تعیین مقدار این ثابت، با مشخص بودن سایر ثوابت مربوط به ماده (به غیر از α که مقادیر آن در حالت تنش تک‌محوره بی‌تأثیر است)، مدل اجزاء محدود نمونه بدون ترک برحسب مقادیر مختلف q_2 ایجاد می‌شود. مقدار q_2 در مدل اجزاء محدودی که بهترین تطابق با نتایج تجربی در تنش مشابه را دارا باشد به عنوان مقدار نهایی این ثابت تعیین می‌گردد.

برای تعیین ثابت چندمحورگی تنش، α ، از نتایج تجربی انجام گرفته بر نمونه میله شکافدار نشان داده شده در شکل 3 استفاده می‌شود [20,19]. مانند مرحله پیش مدل اجزاء محدود نمونه میله شکافدار³ برحسب مقادیر مختلف α ایجاد می‌گردد. مقدار α در مدل اجزاء محدودی که بهترین انطباق را با نتایج تجربی داشته باشد به عنوان مقدار ثابت چندمحورگی تنش در دمای مورد نظر معرفی می‌شود.

3- صحنه‌سنجی مدل‌های اجزاء محدود رفتار خزشی

همان‌طور که توضیح داده شد، ثوابت مستخرج جهت استفاده در مدل رفتاری نورتن را می‌توان به‌طور مستقیم در نرم‌افزارهای تجاری اجزاء محدود استفاده کرد، ولی با توجه به این‌که نرم‌افزارهای تجاری اجزاء محدود مانند آباکوس به صورت پیش‌فرض توانایی استفاده از مدل‌های آسیب خزشی را دارا نیست، در نتیجه زیربرنامه مدل آسیب باید به نرم‌افزار اجزاء محدود معرفی گردد. برای صحنه‌سنجی مدل‌های اجزاء محدود ثوابت مستخرج از قسمت‌های (1-2)-(4-2) را به عنوان مقادیر ورودی در مدل‌های اجزاء محدود توسعه داده شده وارد شده است. سپس رفتار نمونه‌های بدون ترک در محیط المان محدود با نتایج آزمون‌های تجربی مقایسه شده است.

4- محاسبه C* به کمک روش تنش مبنا

با توجه به این‌که عموماً نمی‌توان اطلاعات زیادی از قطعات تحت خزش به دست آورد، روش تنش مبنا به منظور پیش‌بینی تغییر شکل خزشی در قطعات با استفاده از کمترین میزان اطلاعات موجود از ماده و بدون نیاز به تحلیل سازه‌ای ارائه شد. این روش تغییر شکل غیرالاستیک و واماندگی یک قطعه را به تغییر شکل و واماندگی نمونه آزمون تک‌محوره که تحت تنشی به نام تنش مبنا صورت می‌گیرد مرتبط می‌سازد [17]. تغییر شکل به وجود آمده در نمونه آزمون تک‌محوره با استفاده از ضریبی به نام ضریب مبنا به تغییر شکل به وجود آمده در قطعه مرتبط می‌گردد. تنش و ضریب مبنا وابسته به هندسه قطعه و بارگذاری وارد به آن بوده و مستقل از جنس ماده است [27]. برای برخی قطعات ساده این امکان وجود دارد که مقادیر تنش و ضریب مبنا را به صورت تحلیلی استخراج نمود. همچنین برای هندسه‌ها و بارگذاری‌های پیچیده‌تر می‌توان این مقادیر را از طریق حل عددی به دست

مدل‌های آسیب خزشی توسط یک زوج معادله که یکی از آن‌ها گسترش آسیب در ماده و دیگری نرخ کرنش را برحسب پارامتر آسیب توضیح می‌دهد تشکیل شده‌اند. مدل‌های آسیب خزشی لیو-موراکامی [16]، زوج روابط 4، به صورت گسترده در پیش‌بینی توزیع تنش و کرنش در دمای بالا به کار برده شده‌اند [26-21].

$$\dot{\epsilon}_c = \frac{3}{2} A \sigma_{eq}^{n-1} S_{ij} \exp\left[\frac{2(n+1)}{\pi \sqrt{1+\frac{3}{n}}} \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_{eq}}\right)^2 D^{1.5}\right] \quad (a-4)$$

$$\dot{D} = \frac{M[1-\exp(-q_2)]}{q_2} \sigma_{rup}^X \exp(q_2 D) \quad (b-4)$$

در این روابط S_{ij} تانسور تنش انحرافی، D پارامتر آسیب و A ، n ، m ، M ، q_2 ، X و φ ثوابت وابسته به دمای ماده است. برای در نظر گرفتن حالت سه‌محوره تنش در قطعات، تنش پارگی¹ به صورت رابطه (5) در روابط ظاهر شده است [15,14].

$$\sigma_{rup} = \alpha \sigma_1 + (1 - \alpha) \sigma_{eq} \quad (5)$$

در این رابطه σ_1 تنش اصلی بیشینه، σ_{eq} تنش معادل ون میزز و α ثابت چندمحورگی تنش² است ($0 < \alpha < 1$).

4-2- محاسبه ثوابت مدل آسیب لیو-موراکامی

برای محاسبه ثوابت رابطه لیو-موراکامی از نتایج به دست آمده از آزمون‌های خزش تک‌محوره بر نمونه بدون ترک ارائه شده در [20,19] استفاده شده است. لازم به یاد است که ثوابت A و n که در حالت تک‌محوره کنترل‌کننده نرخ کرنش کمینه است، بین هر دو مدل نورتن و لیو-موراکامی مشترک بوده و مقادیر یکسانی دارند.

با انتگرال‌گیری از رابطه توسعه آسیب (b-4) در حالت تک‌محوره بین حدود بالا و پایین پارامتر آسیب ($0 < D < 1$) به صورت رابطه (6) است.

$$\int_{D=0}^{D=1} \frac{dD}{\exp(q_2 D)} = \int_{t=0}^{t=t_f} \frac{M[1-\exp(-q_2)]}{q_2} \sigma_{rup}^X dt \quad (6)$$

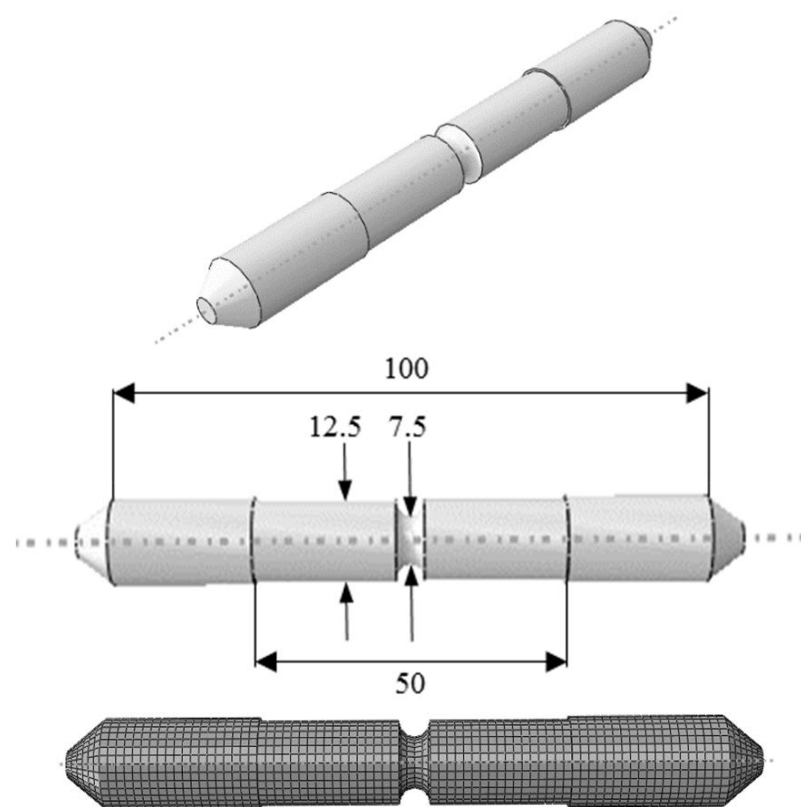


Fig. 3 Geometry, dimensions and discretization details of notched bar specimen for α calculation. (Dimensions In millimeter).

شکل 3 هندسه، ابعاد و جزئیات المان‌بندی نمونه میله شکافدار مورد استفاده در تعیین مقدار α (ابعاد به میلی‌متر)

1- Rupture stress

2- Multiaxial stress parameter

3- Notched bar specimen

با داشتن مقادیر K و σ_{ref} می‌توان مقدار C^* را براساس رابطه (13) تعیین کرد.

5- محاسبه C^* به کمک آزمون تجربی

همان‌طور که گفته شد C^* یک عبارت ریاضی است که بر مسیر بسته‌ای حول نوک ترک محاسبه می‌شود. برای نمونه‌های کشش فشرده، C^* را می‌توان به صورت تجربی و برحسب نرخ جابه‌جایی خط اعمال بار و طول ترک محاسبه نمود. مقدار پارامتر C^* برای مواد همگن براساس رابطه (18) قابل محاسبه است.

$$C^* = \frac{n}{n+1} \frac{P\dot{V}}{B_N(W-a)} (2 + 0.522(1 - \frac{a}{W})) \quad (18)$$

در این رابطه P نیروی اعمالی، $\dot{V}$ نرخ جابه‌جایی خط بار، n نمای رابطه نورتن، B_N ضخامت مقطع شیاردار نمونه، W پهنای نمونه و a طول ترک است [10].

6- نتایج

با توجه به توضیحات ارائه شده در قسمت 2 در خصوص تعیین ثوابت مدل رفتار خزشی نورتن، می‌توان ثوابت A و n را از طریق منحنی برازش شده به صورت خطی و غیرخطی نشان داده شده در شکل‌های 4 و 5 تعیین کرد. این ثوابت برای فولاد P91 در دمای 650 درجه سانتی‌گراد و برای سوپر آلیاژ IN718 در دمای کاری 620 درجه سانتی‌گراد به ترتیب در جدول 1 و 2 نشان داده شده‌اند.

همان‌طور که مشاهده می‌شود درصد اختلاف در محاسبه ثابت A از روش خطی و غیرخطی برای فولاد P91 و سوپر آلیاژ IN718 به ترتیب برابر با 84.49 و 89.63 درصد که مقدار قابل توجهی است. این اختلاف به نظر می‌رسد سبب ایجاد عدم قطعیت در نتایج اجزاء محدود می‌شود، اما همان‌طور که در ادامه مشاهده خواهد شد درصد خطای بسیار کمتری در محاسبه پارامتر مکانیک شکست با استفاده از ثوابت به دست آمده از دو طریق خطی و غیرخطی مشاهده خواهد شد.

برای استفاده از مدل آسیب خزشی لیو-موراکامی، علاوه بر نیاز به ثوابت مدل نورتن، چهار ثابت M ، X ، q_2 و α نیز مورد نیاز است که نحوه استخراج این ثوابت به عنوان نمونه برای فولاد P91 در شکل‌های 6-8 نشان داده شده است. این ثوابت برای فولاد P91 و سوپر آلیاژ IN718 در جدول 3 نشان داده شده‌اند.

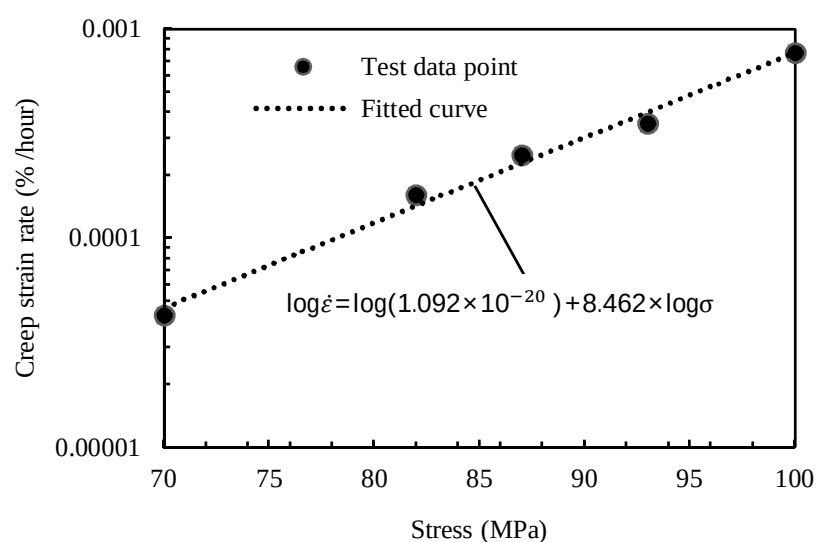


Fig. 4 Fitting linear curve on creep strain rate vs. stress test data to calculate A , n parameters of P91 at 650°C

شکل 4 برازش خطی بر داده‌های لگاریتمی نرخ کرنش برحسب تنش برای محاسبه ثوابت A و n فولاد P91 در دمای 650 درجه سانتی‌گراد

آورد، اما پرکاربردترین روش برای یافتن به مقدار تنش مبنا استفاده از روش تقریبی که به صورت رابطه (8) بر مبنای بار حدی بنا شده است.

$$\sigma_{ref} = \frac{P}{P_L} \sigma_y \quad (8)$$

که در آن P بار وارد بر قطعه، P_L بار حدی قطعه یا به عبارت دیگر بار فروپاشی سازه که در محاسبه آن رفتار ماده پلاستیک کامل در نظر گرفته می‌شود و σ_y تنش تسلیم است [28]. برای به دست آوردن ضریب مبنا نیز می‌توان از حل الاستیک استفاده کرد. تحقیقات نشان می‌دهند که می‌توان از تنش مبنا برای دستیابی به C^* استفاده کرد [29,9].

در حالت کلی J ، پارامتر الاستیک-پلاستیک مکانیک شکست را می‌توان به صورت رابطه (9) نشان داد.

$$J = h\sigma\epsilon\alpha \quad (9)$$

که در آن h یک ضریب بی بعد و a طول ترک است. مقدار h وابسته به طول نسبی ترک به ابعاد قطعه، شرایط بارگذاری و خواص ماده است و می‌توان آن را توسط روش اجزاء محدود تعیین کرد. در صورت استفاده از تنش مبنا در رابطه (9)، مقدار h مستقل از خواص ماده می‌شود [31,30]، پس می‌توان آن را از طریق حل الاستیک به صورت رابطه (10) به دست آورد.

$$G = h\sigma_{ref} \frac{\sigma_{ref}}{E'} a = \frac{K^2}{E'} \quad (10)$$

که در آن G نرخ رهاش انرژی کرنشی الاستیک و K ضریب شدت تنش است. E' نیز که از خواص ماده است به صورت رابطه (11) تعریف می‌گردد.

$$E' = \begin{cases} \frac{E}{1-\nu^2} & \text{تنش صفحه‌ای} \\ \frac{E}{1-\nu} & \text{کرنش صفحه‌ای} \end{cases} \quad (11)$$

با به دست آوردن مقدار h از رابطه (10) و جای گذاری آن در رابطه (9)، مقدار J به صورت رابطه (12) به دست می‌آید.

$$J = \sigma_{ref}\epsilon_{ref} \left(\frac{K}{\sigma_{ref}} \right)^2 \quad (12)$$

که در آن ϵ_{ref} کرنش تحت تنش σ_{ref} است. با انتخاب روند مشابهی می‌توان پارامتر C^* را که فرم وابسته به زمان J است به صورت رابطه (13) تعیین کرد.

$$C^* = \sigma_{ref}\epsilon_{ref}^c \left(\frac{K}{\sigma_{ref}} \right)^2 \quad (13)$$

که در آن ϵ_{ref}^c نرخ کرنش خزشی تحت تنش σ_{ref} است. این رابطه از آن‌جاکه حل‌های K و σ_{ref} برای گستره بزرگی از هندسه‌ها و ترک‌ها موجود است کاربردی به نظر می‌رسد.

برای تعیین مقدار σ_{ref} از طریق رابطه (8) ابتدا نیاز است مقادیر بار حدی تعیین گردد. مقدار بار حدی برای نمونه کشش فشرده برای حالات کرنش صفحه‌ای و تنش صفحه‌ای به صورت روابط (14,15) معرفی شده است [8].

$$P_L = \begin{cases} 1.455\eta B(W-a)\sigma_y & \text{کرنش صفحه‌ای} \\ 1.072\eta B(W-a)\sigma_y & \text{تنش صفحه‌ای} \end{cases} \quad (14)$$

و

$$\eta = \sqrt{\left(\frac{2a}{W-a} \right)^2 + \left(\frac{4a}{W-a} \right) + 2} - \left(\frac{2a}{W-a} + 1 \right) \quad (15)$$

در روابط بالا W پهنای نمونه، a طول ترک و B ضخامت نمونه است. همچنین مقدار K برای نمونه کشش فشرده به صورت روابط (16,17) معرفی شده است [10].

$$K = \frac{P}{(BB_N)^{0.5}W^{0.5}} \frac{2 + \frac{a}{W}}{(1 - \frac{a}{W})^{1.5}} F\left(\frac{a}{W}\right) \quad (16)$$

$$F\left(\frac{a}{W}\right) = 0.886 + 4.64\left(\frac{a}{W}\right) - 13.32\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14.72\left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5.6\left(\frac{a}{W}\right)^4 \quad (17)$$

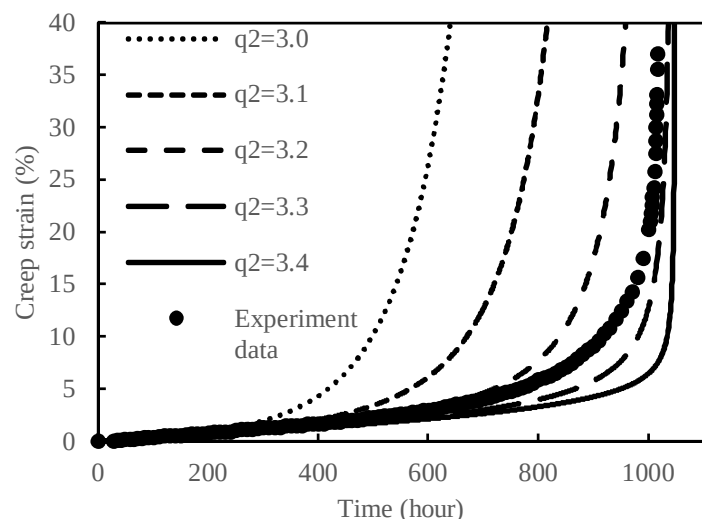


Fig. 7 Adjusting q_2 values to agree with experiment data obtained from P91 creep test under 70 MPa stress at 650°C

شکل 7 انطباق مقادیر q_2 با نتایج آزمون تجربی در تنش 70 مگاپاسکال به منظور

محاسبه این پارامتر برای فولاد P91 در دمای 650 درجه سانتی‌گراد

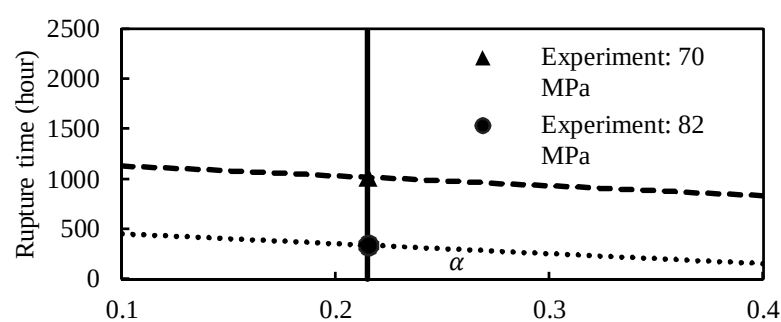


Fig. 8 Adjusting α values to agree with experiment data obtained from P91 creep test at 650°C

شکل 8 انطباق مقادیر حل عددی α با نتایج آزمون تجربی برای محاسبه این پارامتر برای فولاد P91 در دمای 650 درجه سانتی‌گراد

و نتایج آن با نتایج آزمون خزش در دما و تنش مشابه مقایسه شده است. در شکل‌های 9 و 10 نتایج آزمون‌های تجربی بر نمونه‌های بدون ترک فولاد P91 و سوپر آلیاژ IN718 در سطوح مختلف تنش به ترتیب در دماهای 650 و 620 درجه سانتی‌گراد [20,19]، با نتایج به‌دست آمده از مدل اجزاء محدود بر مبنای مدل خزش مکانیک آسیب لیو-موراکامی مقایسه شده است. همان‌طور که مشخص است، در سطوح تنش نشان داده شده، نواحی مختلف منحنی خزشی با دقت بسیار خوبی پیش‌بینی می‌گردد. البته در مورد پیش‌بینی رفتار خزشی نمونه بدون ترک IN718 با استفاده از مدل لیو-موراکامی همان‌طور که در شکل 10 ملاحظه می‌شود در ناحیه سوم خزش مقادیر تجربی نسبت به مقادیر محاسبه شده به کمک مکانیک آسیب اندکی واگرا می‌گردد که می‌تواند مقداری خطا در محاسبات وارد کند. البته با توجه به این که شیب نتایج مدل آسیب از نتایج تجربی بیشتر است، پیش‌بینی انجام شده محتاطانه خواهد بود و از این‌رو خطر خاصی متوجه قطعه نیست.

رفتار خزشی پیش‌بینی شده نمونه خزش تک‌محوره از جنس فولاد P91 و سوپر آلیاژ IN718 توسط مدل نورتن با نتایج آزمون تجربی به ترتیب در شکل 11 و 12 مقایسه شده‌اند. نتایج نشان می‌دهند که مدل نورتن تغییر شکل خزشی تا ناحیه دوم را به خوبی پیش‌بینی می‌کند، ولی در پیش‌بینی زمان واماندگی ناتوان است. در واقع دلیل اصلی این نوع پیش‌بینی ضعف ذاتی این مدل‌ها در پیش‌بینی واماندگی در ناحیه سوم خزش است که به عنوان یک محدودیت در استفاده از این مدل باید مورد نظر قرار گیرد. این محدودیت‌ها مستقل از این که روش برازش توانی و یا برازش خطی استفاده شده باشد وجود دارد.

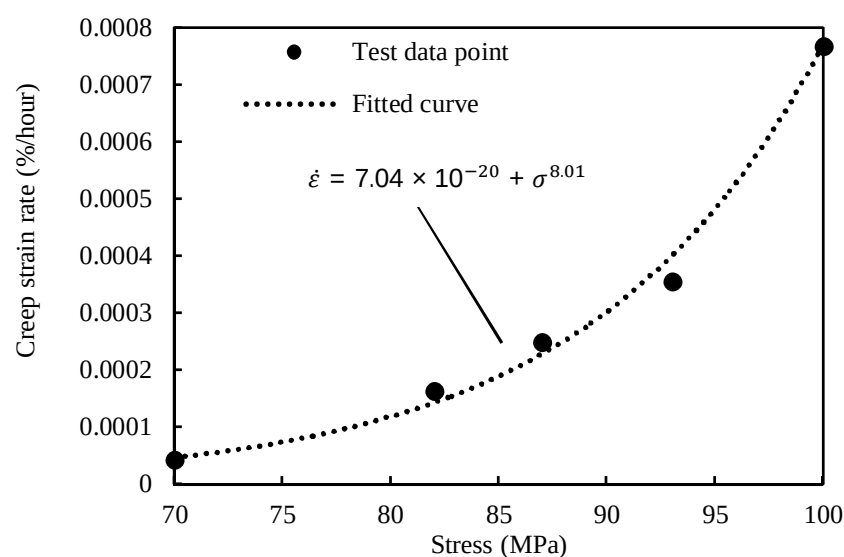


Fig. 5 Fitting nonlinear curve on creep strain rate vs. stress test data to calculate A , n parameters of P91 at 650°C

شکل 5 برازش غیرخطی بر داده‌های نرخ کرنش بر حسب تنش برای محاسبه ثوابت A و n فولاد P91 در دمای 650 درجه سانتی‌گراد

جدول 1 ضرایب رابطه نورتن برای فولاد P91 در دمای 650 درجه سانتی‌گراد (تنش بر حسب مگاپاسکال و زمان بر حسب ساعت)

Table 1 P91 Norton power law constants at 650°C (Stress in MPa and time in hour)

n	A	Material constants
8.462	1.092×10^{-20}	Linear fitting
8.01	7.04×10^{-20}	Non-Linear fitting
5.34	84.49	Difference (%)

جدول 2 ضرایب رابطه نورتن برای آلیاژ IN718 در دمای 620 درجه سانتی‌گراد (تنش بر حسب مگاپاسکال و زمان بر حسب ساعت)

Table 2 IN718 Norton power law constants at 620°C (Stress in MPa and time in hour)

n	A	Material constants
19.3	2.037×10^{-61}	Linear fitting
19.63	1.964×10^{-60}	Non-Linear fitting
1.68	89.63	Difference (%)

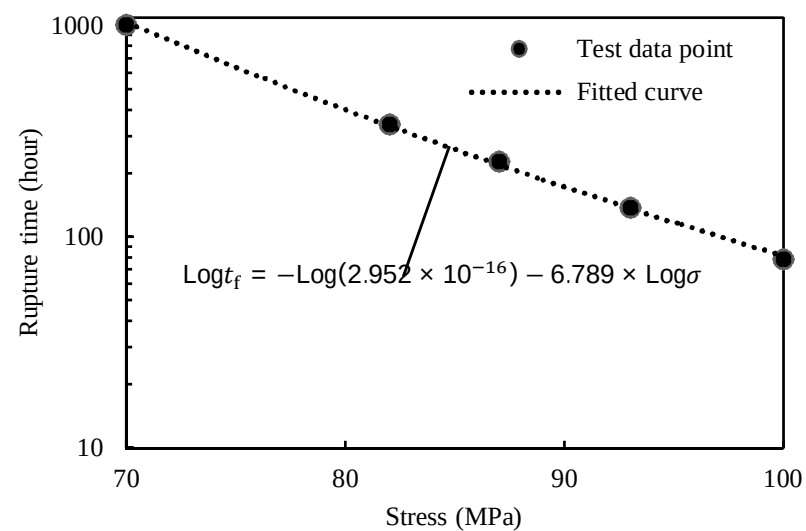


Fig. 6 Fitting linear curve on rupture time vs. stress test data to calculate M , X parameters of P91 at 650°C

شکل 6 برازش خطی بر داده‌های لگاریتمی زمان واماندگی بر حسب تنش برای محاسبه ثوابت M و X فولاد P91 در دمای 650 درجه سانتی‌گراد برای بررسی صحت مدل آسیب خزش به‌کار گرفته شده، این مدل بر نمونه‌های بدون ترک تحت بارگذاری تک‌محوره در دمای بالا پیاده‌سازی شده

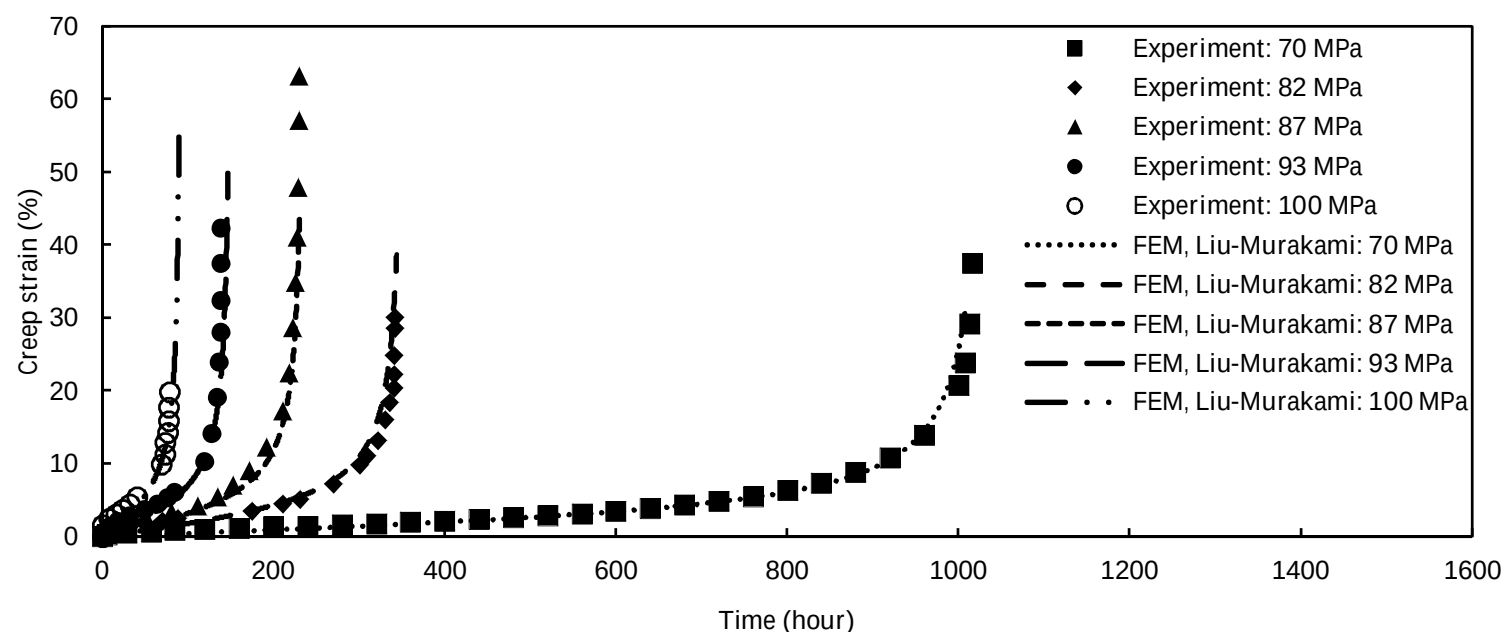


Fig. 9 Validating Liu-Murakami creep model by comparing FE results to P91 creep test results at 650°C [19]

شکل 9 بررسی صحت نتایج حل اجزاء محدود به کمک مدل آسیب لیو-موراکامی در مقایسه با نتایج تجربی آزمون خزش فولاد P91 در دمای 650 درجه سانتی‌گراد [19]

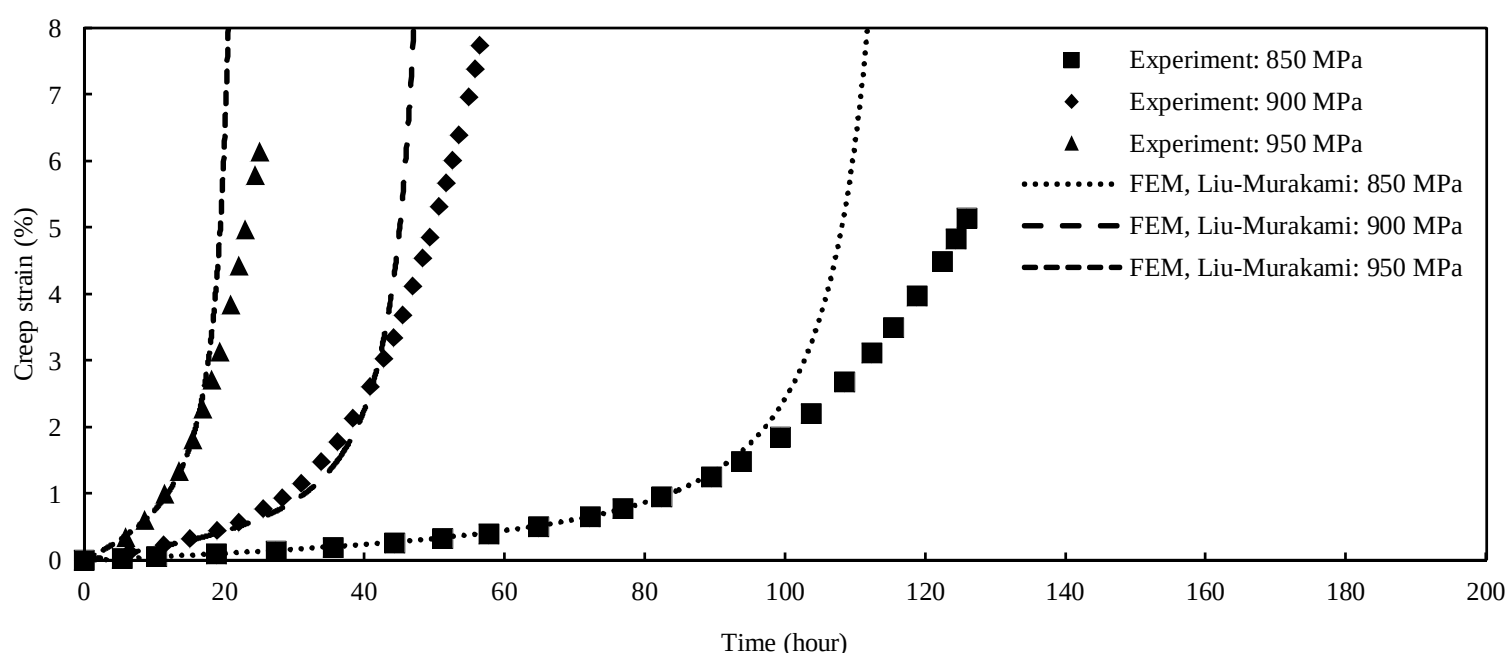


Fig. 10 Validating Liu-Murakami creep model by comparing FE results to IN718 creep test results at 620°C [20]

شکل 10 بررسی صحت نتایج حل اجزاء محدود به کمک مدل آسیب لیو-موراکامی در مقایسه با نتایج تجربی آزمون خزش فولاد IN718 در دمای 620 درجه سانتی‌گراد [20]

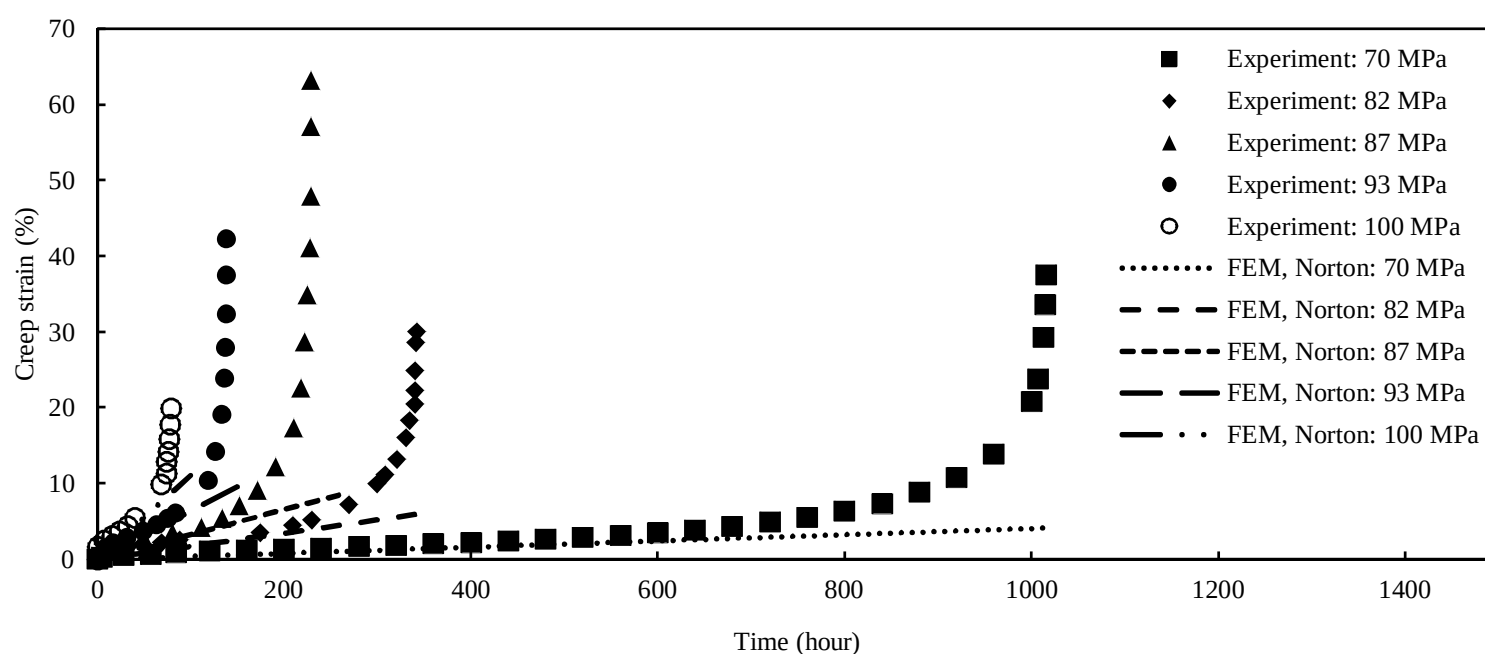


Fig. 11 Inability of Norton creep model to fully predict P91 creep test results at 650°C [19]

شکل 11 بررسی ناتوانی مدل اجزاء محدود بر مبنای مدل خزش نورتن در پیش‌بینی تمامی نتایج آزمون تجربی خزش فولاد P91 در دمای 650 درجه سانتی‌گراد [19]

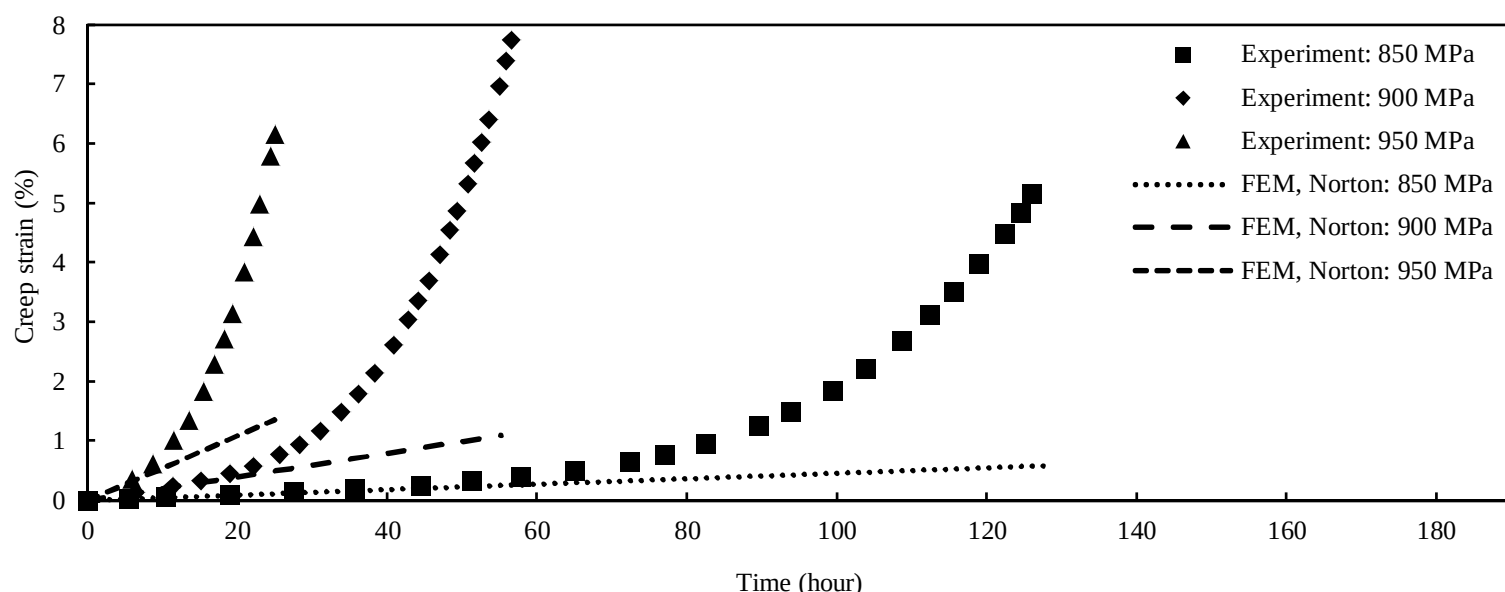


Fig. 12 Inability of Norton creep model to fully predict IN718 creep test results at 620°C [20]

شکل 12 بررسی ناتوانی مدل اجزاء محدود بر مبنای مدل خزش نورتن در پیش‌بینی تمامی نتایج آزمون تجربی خزش سوپر آلیاژ IN718 در دمای 620 درجه سانتی‌گراد [20]

این کانتور انتگرال صرف نظر شده است، همچنین در شکل 14 قابل ملاحظه است که در خروجی کانتور دوم نوساناتی دیده می‌شود که این به دلیل پیش‌بینی بیشتر مدل لیو-موراگامی از تغییر شکل به وجود آمده در نوک ترک نسبت به مدل نورتن و واپیچیدگی بیشتر المان‌های نوک ترک است. همین امر سبب ایجاد خطا در خروجی کانتور دوم مانند کانتور اول می‌شود. جزئیات عددی مربوط به خروجی کانتور انتگرال‌ها در جدول 4 نشان داده شده است.

در جدول 5، خروجی مقادیر محاسبه شده C^* از روش اجزاء محدود با استفاده از مدل‌های رفتار خزشی نورتن و لیو-موراگامی با نتایج آزمون تجربی و روش مهندسی تنش مبنا مورد مقایسه قرار گرفته‌اند. با توجه به جدول 5 می‌توان نتیجه گرفت مدل رفتار خزشی لیو-موراگامی نزدیک‌ترین خروجی به نتایج تجربی را داراست. همچنین قابل ملاحظه است که خروجی اجزاء محدود بر مبنای مدل پرکاربرد نورتن با وجود پیاده‌سازی راحت‌تر رویکردی غیرمحتاطانه دارد، از آن‌جاکه روش تنش مبنا مشکلات مربوط به تعیین ثوابت ماده را دارا نیست و رویکردی محتاطانه با دقت قابل قبول است، همچنان به‌عنوان اقتصادی‌ترین روش در تعیین پارامتر مکانیک شکست در رژیم خزش معرفی می‌شود.

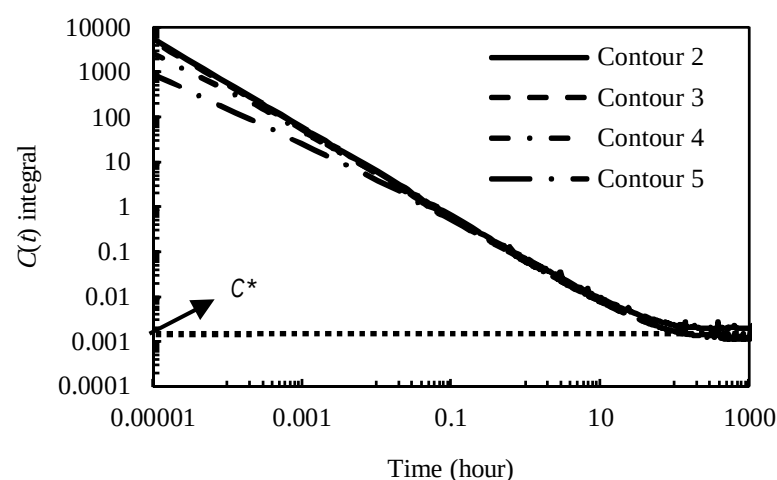


Fig. 14 $C(t)$ integral variation at P91 CT specimen crack tip during FE modeling based on Liu-Murakami creep model at 650°C under 3000N load

شکل 14 نحوه تغییرات $C(t)$ در نوک ترک نمونه کشش فشرده P91 در طی فرآیند شبیه‌سازی با استفاده از مدل لیو-موراگامی در دمای 650 درجه سانتی‌گراد تحت بارگذاری 3000 نیوتن

جدول 3 ثوابت مربوط به مدل آسیب لیو-موراگامی برای فولاد P91 و IN718 به ترتیب در دمای 650 و 620 درجه سانتی‌گراد (تنش برحسب مگاپاسکال و زمان برحسب ساعت)

Table 3 P91 and IN718 Liu-Murakami model material constants respectively at 650°C and 620°C (stress in MPa and time in hour)

α	q_2	X	M	n	A	Material constant
0.215	3.2	6.789	2.952×10^{-16}	8.462	1.092×10^{-20}	P91
0.1	3.5	14.728	5.619×10^{-46}	19.3	2.037×10^{-61}	IN718

حل اجزاء محدود نمونه کشش فشرده با ابعاد نشان داده شده در شکل 1 برای فولاد P91 در دمای 650 درجه سانتی‌گراد و تحت بارگذاری به اندازه 3000 نیوتن انجام شد. جزئیات خروجی روش اجزاء محدود بر مبنای مدل نورتن در شکل 13 و بر مبنای مدل لیو-موراگامی در شکل 14 برای هر کدام از سطوح انتگرال (شکل 2) نشان داده شده است. عدم وجود اختلاف شدید در خروجی همگرا شده مقادیر $C(t)$ ، که همان C^* است، از هر یک از سطوح انتگرال مهر تأییدی بر مستقل بودن محاسبات از مسیر، که شرط لازم در محاسبات C^* است. به دلیل واپیچیدگی زیاد نخستین ردیف محیطی از المان‌های نوک ترک احاطه شده توسط کانتور سطح یک، از مقدار خروجی

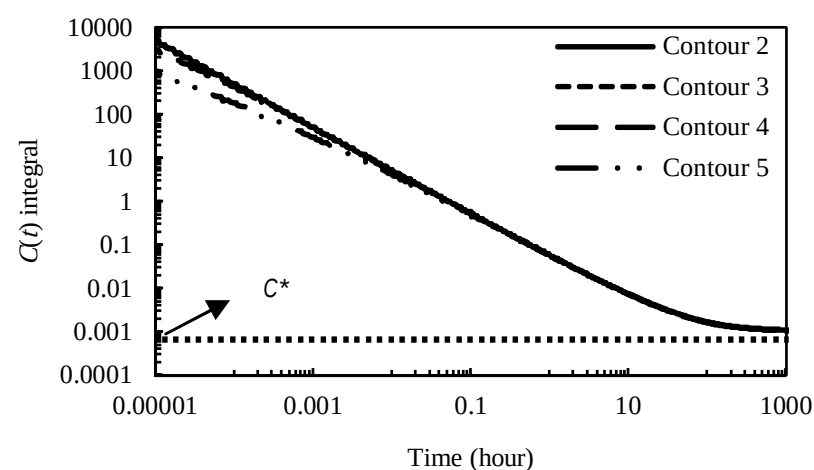


Fig. 13 $C(t)$ integral variation at P91 CT specimen crack tip during FE modeling based on Norton creep model at 650°C under 3000N load

شکل 13 نحوه تغییرات $C(t)$ در نوک ترک نمونه کشش فشرده P91 در طی فرآیند شبیه‌سازی با استفاده از مدل نورتن در دمای 650 درجه سانتی‌گراد تحت بارگذاری 3000 نیوتن

جدول 4 مقادیر C^* سطوح انتگرال مختلف حول نوک ترک نمونه کشش فشرده از جنس فولاد P91 در دمای 650 درجه سانتی‌گراد تحت بارگذاری 3000 نیوتن

Table 4 C^* values derived from contours around P91 CT specimen crack tip at 650°C under 3000N load

Contour 5	Contour 4	Contour 3	Contour 2	C^* (N/(mm.h))
3.5014×10^{-3}	3.5556×10^{-3}	3.8072×10^{-3}	3.8868×10^{-3}	Liu-Murakami
1.0375×10^{-3}	1.0396×10^{-3}	1.0372×10^{-3}	1.0731×10^{-3}	Norton

جدول 5 مقادیر پارامتر مکانیک شکست به‌دست آمده از شیوه‌های اجزاء محدود، تنش مبنا و روش تجربی برای نمونه کشش فشرده از جنس فولاد P91 در دمای 650 درجه سانتی‌گراد تحت بارگذاری 3000 نیوتن

Table 5 Comparison of C^* values derived for P91 CT specimen at 650°C under 3000N load based on FE modeling, Reference stress method and experimentation

Experiment [19]	FEM		Reference stress method	
	Norton, Non-Linear fit	Norton, Linear fit	Liu-Murakami	
3.4×10^{-3}	1.2319×10^{-3}	1.0468×10^{-3}	3.6878×10^{-3}	5.0194×10^{-3}
				C^* (N/(mm.h))

3- بین مقادیر محاسبه شده ثوابت رابطه نورتن از دو شیوه برازش خطی و غیرخطی اختلاف وجود دارد، اما این اختلاف منشأ خطای زیادی در مقادیر خروجی C^* نیست.

4- خروجی مقادیر C^* نسبت به تغییرات در ثابت n ، در مقایسه با تغییرات در ثابت A ، حساس‌تر است.

5- حل اجزاء محدود بر مبنای مدل پرکاربرد نورتن با وجود پیاده‌سازی راحت‌تر به دلیل رویکرد غیر محتاطانه دارای قابلیت اطمینان بالایی نیست و کاربرد آن در مسائل شکست توصیه نمی‌شود.

6- روش مهندسی تنش مبنا رویکرد محتاطانه‌تری در مقایسه با روش‌های اجزاء محدود در محاسبه C^* دارد.

7- روش تنش مبنا که بر مبنای کمترین میزان اطلاعات از ماده و تحلیل سازه‌ای آن‌ها بناشده، با وجود محتاطانه بودن و نداشتن بالاترین دقت، می‌تواند ابزاری گره‌گشا در تعیین پارامتر مکانیک شکست در رژیم خزش باشد.

علاوه‌بر این با توجه به جدول 6 می‌توان دریافت که نتیجه اجزاء محدود با استفاده از ثوابت به‌دست آمده با استفاده از برازش غیرخطی دارای خطای کمتری نسبت به کاربرد ثوابت به‌دست آمده از شیوه برازش خطی است. مقایسه نتایج اجزاء محدود با استفاده از مدل نورتن بر مبنای ثوابت به‌دست آمده از دو روش برازش خطی و غیرخطی نشان می‌دهد که اختلافی تا اندازه 84.49 درصد در مقادیر ثابت A و 5.34 درصدی در مقادیر n سبب ایجاد اختلاف قابل قبول 15 درصدی در مقدار C^* می‌شود. به عبارت دیگر با توجه نزدیک بودن میزان خطای موجود در خروجی کانتور انتگرال به خطای محاسبه شده برای ثابت n می‌توان این‌گونه تحلیل نمود که خروجی کانتور انتگرال C^* حساسیت بیشتری به تغییرات مقدار ثابت n داراست. دلیل این امر را می‌توان در معادلات رفتاری خزش جست‌وجو کرد.

شکل 15 نحوه توزیع آسیب به وجود آمده در نمونه کشش فشرده را نشان می‌دهد. همان‌طور که مشاهده می‌گردد آسیب به وجود آمده در نوک ترک بیش‌ترین مقدار را دارد که در طی زمان از مقدار صفر تا مقدار یک گسترش می‌یابد.

8- مراجع

- [1] J. Granacher, T. Mao, K. Maile, R. Fischer, Finite element calculation of creep crack initiation on an IP-turbine rotor using the C^* -parameter, *Materials at high temperatures*, Vol. 15, No. 3-4, pp. 331-335, 1998.
- [2] K. Nikbin, M. Yatomi, K. Wasmer, G. Webster, Probabilistic analysis of creep crack initiation and growth in pipe components, *International journal of pressure vessels and piping*, Vol. 80, No. 7, pp. 585-595, 2003.
- [3] M. Tan, N. Celard, K. Nikbin, G. 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, 2001.
- [4] J. Landes, J. Begley, A fracture mechanics approach to creep crack growth, *ASTM STP*, Vol. 590, pp. 128-148, 1976.
- [5] A. Mehmanparast, C. Davies, G. Webster, K. Nikbin, Creep crack growth rate predictions in 316H steel using stress dependent creep ductility, *Materials at High Temperatures*, Vol. 31, No. 1, pp. 84-94, 2014.
- [6] K. Nikbin, D. Smith, G. Webster, An engineering approach to the prediction of creep crack growth, *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 108, No. 2, pp. 186-191, 1986.
- [7] J. R. Rice, A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks, *Journal of applied mechanics*, Vol. 35, No. 2, pp. 379-386, 1968.
- [8] T. Anderson, *Fracture Mechanics Fundamentals and Applications*, 10 ed., CRC press, Taylor and Francis Group, 2005.
- [9] T. Hyde, Creep crack growth in 316 stainless steel at 600 degree C, *High Temp. Technol.*, Vol. 6, No. 2, pp. 51-61, 1988.
- [10] ASTM, *E1457-00 Standard Test Method for Measurement of Creep Crack Growth Rates in Metals*, ASTM International, 2001.
- [11] B. Dogan, K. Nikbin, U. Ceyhan, Code of Practice for creep crack growth testing of industrial specimens, *Strength Fracture and Complexity*, Vol. 4, No. 1, pp. 15-21, 2006.
- [12] L. Kachanov, On the time to failure under creep conditions, *Izv. AN SSSR, Otd. Tekhn. Nauk*, Vol. 8, pp. 26-31, 1958.

7- جمع‌بندی و خلاصه نتایج

- 1- در حل اجزاء محدود بر مبنای مدل مکانیک آسیب لیو-موراکامی نتایج دارای دقت بالاتری است، هرچند نیاز به صرف زمان به نسبت زیادی در محاسبه ضرایب این حل وجود دارد.
- 2- در محاسبات اجزاء محدود توسط مدل آسیب لیو-موراکامی واپیچش بیشتری در المان‌های نوک ترک مشاهده می‌گردد که باتوجه به پیش‌بینی بیشتر این مدل از تغییرشکل رخ داده، نسبت به مدل نورتن، قابل توجهی است.



Fig. 15 Damage distribution ahead of P91 CT specimen crack tip after exposing to 10000 hours of creep condition at 650C and 3000N load

شکل 15 توزیع آسیب در نوک ترک نمونه کشش فشرده فولاد P91 پس از بارگذاری به‌اندازه 3000 نیوتن برای 10000 ساعت در دمای 650 درجه سانتی‌گراد

- [23] X. Ling, Y. Zheng, Y. You, Y. Chen, Creep damage in small punch creep specimens of Type 304 stainless steel, *International journal of pressure vessels and piping*, Vol. 84, No. 5, pp. 304-309, 2007.
- [24] S. Murakami, Y. Liu, M. Mizuno, Computational methods for creep fracture analysis by damage mechanics, *Computer methods in applied mechanics and engineering*, Vol. 183, No. 1, pp. 15-33, 2000.
- [25] K. Naumenko, *Modeling of high-temperature creep for structural analysis applications*, Professional Thesis, Martin Luther University Halle-Wittenberg, Germany, 2006.
- [26] W. Sun, C. Hyde, T. Hyde, A. Becker, R. Li, M. Saber, *Finite element analysis of creep crack growth for compact tension and thumbnail crack specimens*, IAEA, 2011.
- [27] T. Hyde, The use of the reference stress concept in creep crack growth studies, *Journal of the Mechanical Behavior of Materials*, Vol. 2, No. 1-2, pp. 37-56, 1989.
- [28] B. Wilshire, D. R. J. Owen, *Engineering Approaches to High Temperature Design : Recent Advances in Creep and Fracture of Engineering Materials and Structures 2*, Pineridge press, 1983.
- [29] K. Wasmer, K. Nikbin, G. Webster, Creep crack initiation and growth in thick section steel pipes under internal pressure, *International journal of pressure vessels and piping*, Vol. 80, No. 7, pp. 489-498, 2003.
- [30] R. Ainsworth, The assessment of defects in structures of strain hardening material, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 19, No. 4, pp. 633-642, 1984.
- [31] G. Webster, R. A. Ainsworth, *High temperature component life assessment*, Springer Science & Business Media, 1994.
- [13] I. U. r. N. Rabotnov, *Creep problems in structural members*, North-Holland Pub. Co., 1969.
- [14] F. Leckie, D. Hayhurst, Creep rupture of structures, in *Proceeding of the Royal Society of London: A Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, The Royal Society, pp. 323-347, 1974.
- [15] F. A. Leckie, D. Hayhurst, Constitutive equations for creep rupture, *Acta Metallurgica*, Vol. 25, No. 9, pp. 1059-1070, 1977.
- [16] Y. Liu, S. Murakami, Damage Localization of Conventional Creep Damage Models and Proposition of a New Model for Creep Damage Analysis, *JSME International Journal Series A*, Vol. 41, No. 1, pp. 57-65, 1998.
- [17] R. Penny, D. Marriott, *Design for creep*, Chapman & Hall, London, 1995.
- [18] A. González-Herrera, J. Zapatero, Influence of minimum element size to determine crack closure stress by the finite element method, *Engineering fracture mechanics*, Vol. 72, No. 3, pp. 337-355, 2005.
- [19] T. Hyde, M. Saber, W. Sun, Testing and modelling of creep crack growth in compact tension specimens from a P91 weld at 650 C, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 77, No. 15, pp. 2946-2957, 2010.
- [20] D. Tanner, A. Becker, T. Hyde, High temperature life prediction of a welded IN718 component, in *Proceeding of Journal of Physics: Conference Series*, IOP Publishing, 2009.
- [21] W. Brocks, W. Qi, Numerical Investigation of Creep Damage Development in the Ni-Based Superalloy IN738 LC at 850C, *Computer modeling in engineering and sciences*, Vol. 3, No. 3, pp. 313-320, 2001.
- [22] T. Hyde, W. Sun, Creep damage modelling of welds with heterogeneous structures, in *3 rd International Conference on Integrity, Reliability and Failure*, 20-24, 2009.