



انتقال پذیری پارامترهای ویبال رویکرد موضعی مکانیک شکست در نمونه‌هایی با هندسه مختلف

رسول احمدی¹، احمد محمدی نجف‌آبادی²، ایرج ستاریفر^{3*}

1- دانشجوی کارشناسی ارشد، مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی امیرکبیر، تهران
 2- کارشناس ارشد، مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی امیرکبیر، تهران
 3- استادیار، مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی امیرکبیر، تهران
 * صندوق پستی 15875-4413، sattari@aut.ac.ir

چکیده

از کارافتادگی سازه‌های مکانیکی را می‌توان به حضور عیوبی مانند ترک نسبت داد. این عیوب عموماً ناشی از فرایندهای ساخت و یا عملکرد قطعات هستند. از آنجاکه از کارافتادگی ناشی از شکست ترد اثرات مخرب و جبران‌ناپذیری بر جای می‌گذارد، بررسی این پدیده حائز اهمیت است. دو رویکرد کلی در بررسی شکست ترد، رویکرد کل‌نگر (مکانیک شکست کلاسیک) و رویکرد موضعی هستند. در مدل‌های ارائه‌شده رویکرد موضعی مکانیک شکست، پارامترهایی معرفی می‌شوند که باید از طریق داده‌های تجربی کالیبره گردند. علی‌رغم وجود دستورالعمل‌های مختلف برای کالیبراسیون پارامترهای ویبال، به دست آوردن پارامترهای مناسب جهت پیش‌بینی شکست ترد بر اساس رویکرد موضعی در بسیاری از موارد با محدودیت همراه بوده است. هدف از پژوهش حاضر، ارائه روشی مستدل و منطقی جهت پیش‌بینی شکست ترد در نمونه‌های با هندسه مختلف است تا از طریق ارائه پارامترهای مناسب، بتوان شکست ترد را در نمونه‌های با ابعاد واقعی پیش‌بینی کرد. در این پژوهش، با در نظر گرفتن پارامتر مقیاس توزیع ویبال به‌عنوان معیاری از سه‌بعدی شدن تنش‌ها و اصلاح مدل برمین، پیش‌بینی شکست ترد نمونه‌های با هندسه مختلف بررسی شده است. همچنین عدم وابستگی پارامترهای مدل ارائه‌شده به هندسه نمونه‌ها نیز نشان داده شده و درنهایت، یک رابطه خطی بین پارامتر مقیاس توزیع ویبال و فاکتور سه‌بعدی شدن تنش‌ها برای جنس مدنظر ارائه شده است.

اطلاعات مقاله

مقاله پژوهشی کامل
 دریافت: 02 دی 1393
 پذیرش: 24 بهمن 1393
 ارائه در سایت: 15 فروردین 1394
 کلیدواژه‌ها:
 شکست ترد
 رویکرد موضعی
 مدل برمین
 کالیبراسیون

Weibull Parameters Transformability of Local Approach to Fracture in Specimens of Different Shapes

Rasoul Ahmadi, Ahmad Mohammadi Najafabadi, Iraj Sattarifar*

Department of Mechanical Engineering, Amirkabir University of Technology, Tehran, Iran.
 * P.O.B. 15875-4413 Tehran, Iran, sattari@aut.ac.ir

ARTICLE INFORMATION

Original Research Paper
 Received 23 December 2014
 Accepted 13 February 2015
 Available Online 04 April 2015

Keywords:
 Brittle fracture
 Local approach
 Beremin model
 Calibration

ABSTRACT

Failure of mechanical structures may be caused by presence of some defects like cracks. These defects are generally created due to manufacturing processes or in-service applications. Failures due to cleavage fracture usually lead to catastrophic effects, thus studies of such failures are important. The main approaches for fracture assessment of structures are global approach (classical fracture mechanics) and local approach. In the previously presented models of local approach, unknown parameters are introduced which have to be calibrated using experimental fracture data. Despite the existence of different calibration methods, obtaining suitable parameters for predicting brittle fracture based on local approach is limited in some cases. The purpose of this study is to present a rational method for predicting brittle fracture in specimens of different shapes to transform it into a full scale case. In this paper, by considering the location parameter of Weibull distribution as a stress triaxiality criteria and modifying the Beremin model, predicting brittle fracture in specimens of different shapes are studied. Also, independence of the parameters from their shapes is shown and eventually a linear relation between location parameter of Weibull distribution and triaxiality factor for the material is presented.

1- مقدمه

دو مدل اصلی شکست ترد¹ عبارت‌اند از: شکست بین‌دانه‌ای و شکست درون‌دانه‌ای. در شکست بین‌دانه‌ای، رشد ترک در راستای مرز دانه‌های مواد روی می‌دهد و در شکست درون‌دانه‌ای مسیر رشد ترک در داخل دانه‌های

مواد است.

شکست ترد کلیواژ²، اصطلاحی است که برای توصیف رشد سریع ترک در راستای صفحات بلوری خاص به‌کاربرده می‌شود. به‌طورکلی، مسیر ترک بر روی صفحات اتمی با کمترین انرژی جدایش هدایت می‌شود. این صفحات

2- Cleavage fracture

1- Brittle Fracture

Please cite this article using:

R. Ahmadi, A. Mohammadi Najafabadi, I. Sattarifar, Weibull Parameters Transformability of Local Approach to Fracture in Specimens of Different Shapes, *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 15, No. 5, pp. 185-192, 2015 (In Persian)

برای ارجاع به این مقاله از عبارت ذیل استفاده نمایید:

(1) تعیین می‌شود.

$$\sigma_w = \left[\frac{1}{V_0} \int_{\Omega} \sigma_l^m d\Omega \right]^{\frac{1}{m}} \quad (1)$$

که در این معادله، m ، پارامتر شکل توزیع ویبال، V_0 ، حجم مرجع مواد و σ_l ، نشان‌دهنده تنش اصلی بیشینه در ناحیه فرآیند شکست Ω است. تنش ویبال از طریق محاسبات المان محدود در سطوح مختلف بار محاسبه می‌شود. احتمال از کارافتادگی تحت تنش اعمالی از یک توزیع ویبال دو پارامتری پیروی می‌کند و به صورت رابطه (2) بیان می‌شود.

$$Pf[\sigma_w] = 1 - \exp\left[-\left(\frac{\sigma_w}{\sigma_u}\right)^m\right] \quad (2)$$

در این معادله، m ، پارامتر شکل و σ_u ، پارامتر مقیاس است و اعتقاد بر این است که m و σ_u ثابت‌های موادی هستند. مشکلات کالیبراسیون پارامترهای ویبال از این حقیقت ناشی می‌شود که پارامتر شکل m در هر دو رابطه تعیین تنش ویبال و توزیع احتمال آن ظاهر می‌شود؛ بنابراین یک شرایط مرزی محدودکننده‌ای برای کالیبراسیون مدل برمین موردنیاز است. با فرض اینکه m و σ_u ثابت‌های موادی باشند، بنابراین مستقل از هندسه هستند. این بدان معنی است که یک بار پارامترهای تنش ویبال برای نمونه‌ای از یک جنس با هندسه مشخص داده شده کالیبره می‌شوند، سپس این پارامترها می‌توانند بین نمونه‌هایی با هندسه‌های متفاوت از همان جنس برای پیش‌بینی شکست ترد منتقل شوند.

2-2- مدل‌های اصلاح شده مبتنی بر مدل برمین

مدل اصلی برمین بر پایه تئوری ضعیف‌ترین اتصال است و اثرات پتانسیل کرنش‌های پلاستیک در میکرومکانیزم‌های شکست ترد را در نظر نمی‌گیرد [4]. به همین منظور تعدادی از محققان [10-12]، برای بهبود دقت و کارایی مدل برمین، اصلاحاتی را بر روی مدل برمین انجام داده‌اند. یکی از پرکاربردترین اصلاحات توسط ژائو و همکاران [11] به شکل رابطه (3) ارائه شده است.

$$Pf = 1 - \exp\left[-\left(\frac{\sigma_w - \sigma_{w,\min}}{\sigma_u - \sigma_{w,\min}}\right)^m\right] \quad (3)$$

که در این معادله، $\sigma_{w,\min}$ ، تنش ویبال آستانه و σ_u ، پارامتر مقیاس است و تنش ویبال σ_w نیز از طریق رابطه (1) محاسبه می‌شود. معرفی یک تنش ویبال آستانه که در مقادیر کمتر از آن، شکست کلیواژ ماکروسکوپی نمی‌تواند اتفاق بیفتد، باعث بهبود پیش‌بینی احتمال شکست ترد می‌شود. این در حالی است که اضافه نمودن تنش ویبال آستانه $\sigma_{w,\min}$ ، توجه فیزیکی محکمی ندارد [11]. تعدادی از محققان پیشنهاد داده‌اند که پارامتر حد آستانه در فولادهای فریتی رایج برابر تنش ویبال برای چقرمگی $20\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ باشد [13,6].

در رابطه (3) فرض می‌شود که هر سه پارامتر ویبال، m ، σ_u و $\sigma_{w,\min}$ خواص موادی و مستقل از هندسه نمونه هستند.

به‌جای معرفی یک تنش ویبال آستانه مصنوعی، بوردت و همکاران [10]، استدلال کرده‌اند که یک تنش آستانه در تنش ویبال رابطه (1) مطرح می‌شود و رابطه (4) را برای تنش ویبال اصلاح شده ارائه دادند.

$$\sigma_w = \left[\frac{1}{V_0} \int_{\Omega} (\sigma_c^m - \sigma_{c,\min}^m) d\Omega \right]^{\frac{1}{m}} \quad (4)$$

معمولاً دارای کمترین چگالی تراکمی و بزرگ‌ترین فضای بین‌صفحه‌ای می‌باشند. در ساختار بلوری BCC همچون فولادهای فریتی، شکست ترد کلیواژ عمدتاً بر روی صفحه [100] روی می‌دهد [1]. در ساختارهای FCC که صفحات بلوری [111] جهات لغزشی متعددی ایجاد می‌کنند، شکست کلیواژ کمتر دیده می‌شود.

شکست ترد کلیواژ، یکی از خطرناک‌ترین مدهای از کارافتادگی در سازه‌های فولادی است و به دلیل عدم پیش‌بینی دقیق وقوع آن، در تحقیقات بسیاری موردتوجه قرار گرفته است [2,3].

برمین مدلی آماری بر اساس توزیع ویبال ارائه کرده که در بیشتر موارد از آن به‌عنوان رویکرد موضعی مکانیک شکست یاد می‌شود و به‌منظور پیش‌بینی شکست ترد فولادهای کم آلیاژ استفاده می‌شود [4]. از آنجاکه فرایند شکست، صرف‌نظر از اندازه سازه‌ای که دچار شکست می‌شود، همیشه در ناحیه کوچکی نزدیک نوک ترک روی می‌دهد، این مدل، شکست را بر اساس میدان تنش موضعی نوک ترک توصیف می‌کند [5]. همچنین از این مدل به‌طور گسترده‌ای به‌منظور توصیف پراکندگی داده‌ها در پایین‌تر از ناحیه انتقال فولادهای فریتی به‌کاربرده می‌شود [6]. در این مدل از تئوری ضعیف‌ترین اتصال¹ جهت پیش‌بینی از کارافتادگی استفاده می‌شود.

در مدل برمین فرض می‌شود که یک توزیع تنش ویبال منحصربه‌فرد برای پیش‌بینی احتمال از کارافتادگی در هندسه‌های شکست مختلف وجود دارد. تنش ویبال از طریق تحلیل المان محدود در سطوح مختلف بار محاسبه می‌شود. از طرفی در تعریف تنش ویبال پارامتری به نام پارامتر شکل وارد می‌شود که از طریق کالیبره کردن بر روی داده‌های تجربی مشخص می‌شود.

یکی از مباحث جاری در مدل برمین، فرایند کالیبراسیون پارامترهای توزیع ویبال است. برخلاف دستورالعمل‌های کلی موجود برای کالیبراسیون پارامترهای ویبال [6,7]، جزئیات کالیبراسیون پارامترهای ویبال در رویکرد موضعی یک موضوع باز است. همچنین انتقال‌پذیری پارامترهای ویبال بین نمونه‌هایی با قیود متفاوت از اهمیت بالایی برخوردار است. در مواردی نیز از توزیع ویبال سه پارامتری بجای توزیع ویبال دو پارامتری که توسط برمین در ابتدا معرفی شده بود [4] استفاده می‌شود. کدهای عددی و تعداد محدود داده‌های تجربی، دو عامل مؤثر در اختلاف پارامترهای کالیبره شده هستند [8]. دقت پیش‌بینی به‌عنوان بخشی از ارزیابی یکپارچگی سازه‌های فولادی شامل عیوب که اغلب در معرض شرایط دمایی و بارگذاری‌های مختلف قرار دارند، وابسته به دقت در تخمین پارامترهای توزیع ویبال است.

در این پژوهش، با استفاده از مفروضات ارائه شده در مرجع [9] و کمی سازی آن، کالیبراسیون پارامترهای ویبال برای نمونه‌هایی با هندسه‌های متفاوت از جنس فولاد A533B انجام می‌شود. سپس با معرفی یک فاکتور قید مناسب و وابسته نمودن پارامتر مقیاس توزیع ویبال مدل برمین [4] به این فاکتور، انتقال‌پذیری پارامترهای مدل جدید ارائه شده نتیجه‌گیری می‌شود. درنهایت، یک رابطه کلی برای تعیین پارامتر مقیاس با توجه به قید نوک ترک برای فولاد A533B ارائه می‌شود.

2- رویکرد موضعی مکانیک شکست

2-1- مدل برمین

برمین و همکاران [4]، نشان دادند که برای هر بار اعمال شده به نمونه‌ای از یک هندسه معین، یک تنش ویبال مرتبط با آن وجود دارد که توسط رابطه

به نمونه‌های RNB^1 و $C(T)^2$ نسبت به یکدیگر متفاوت هستند [22]. روزال و همکاران [14] نیز با استفاده از روش‌های کالیبراسیون مختلف نشان دادند که پارامترهای ویبال برای نمونه‌هایی با هندسه و قیود متفاوت منحصر به فرد نیستند.

الگوریتم‌های متداول جهت کالیبراسیون پارامترهای ویبال، تطبیق پارامتر شکل ویبال و بیشینه‌سازی ضرایب تعیین است که جزئیات کامل آن در مرجع [9] آورده شده است. با توجه به محدودیت‌هایی که در روش‌های مرسوم کالیبراسیون پارامترهای ویبال در استفاده از آن‌ها بر روی داده‌های تجربی وجود دارد [9]، در پژوهش حاضر از روش کالیبراسیون ارائه شده توسط محمدی نجف‌آبادی و همکاران [9] برای به دست آوردن پارامترهای ویبال استفاده شده است.

در این روش، فرض می‌شود که احتمال شکست از توزیع سه پارامتری ویبال، (رابطه 7) پیروی می‌کند:

$$Pf = 1 - \exp\left[-\left(\frac{\sigma_w - \sigma_{th}}{\sigma_u}\right)^m\right] \quad (7)$$

که در آن، σ_w تنش ویبال است و با استفاده از رابطه (1) محاسبه می‌شود، σ_u پارامتر مقیاس ویبال است و از طریق کالیبراسیون پارامترها به دست می‌آید و σ_{th} پارامتر مقیاس است که در روش ارائه شده در این بخش برخلاف مدل اصلاح شده برمین توسط ژائو [11]، فرض می‌شود که پارامتری وابسته به قید نمونه است. پارامتر مقیاس را می‌توان به کندشدگی نوک ترک و نسبت سه‌بعدی شدن تنش‌ها که همگی پارامترهای مؤثر بر روی قید نوک ترک هستند، نسبت داد. همچنین فرض می‌شود که پارامترهای m و σ_u پارامترهای موادی و ثابت هستند.

روند کالیبراسیون پارامترها در این روش با استفاده از کمینه‌سازی مجموع مربعات باقیمانده‌ها انجام می‌شود. بدین منظور، با فرض برازش بر روی دسته‌ای از داده‌ها مثل $\{X_i, Y_i\}$ با یک مدل مشخص $Y = f(X, p)$ که در آن p برداری از پارامترهای مدل است که باید تعیین شود، از کمینه‌سازی مجموع مربعات باقیمانده‌ها استفاده می‌شود. تابع باقیمانده برای داده‌های موجود از طریق رابطه (8) به دست می‌آید:

$$e_i(p, Y_i, X_i) = |Y_i - f(X_i, p)| \quad (8)$$

بنابراین تابع هدف برای کمینه‌سازی مقادیر باقیمانده طبق رابطه (9) برابر است با:

$$J(p) = \sum_{i=0}^{N-1} e_i^2(p) \quad (9)$$

با فرض یک مقدار معین برای پارامتر m که می‌تواند بر اساس مفروضات والین [23] در نظر گرفته شود و با در نظر گرفتن $X_i = \sigma_w$ ، $Y_i = Pf$ و همچنین $f(X_i, p) = Pf$ پارامترهای دیگر توزیع ویبال از طریق کمینه‌سازی تابع مجموع مربعات به دست می‌آید.

نکته کلیدی این روش، استفاده از آن برای کالیبراسیون پارامترهای ویبال در مدل اصلاح شده برمین برای پیش‌بینی شکست نمونه‌هایی با هندسه و قیود متفاوت است. با فرض اینکه پارامترهای ویبال پارامترهای موادی هستند، بنابراین برای یک جنس معین در بین نمونه‌هایی با هندسه و قید متفاوت ثابت هستند. پارامتر مقیاس با توجه به قید هر نمونه با توجه به

روزال و همکاران [14]، با استفاده از رابطه احتمال از کارافتادگی (5) استدلال کرده‌اند که مدل تنش ویبال پیشنهاد شده توسط ژائو و همکاران [11]، یک تقریبی از تنش ویبال معرفی شده توسط بوردت و همکاران است [15,10].

$$Pf = 1 - \exp\left[-\left(\frac{\sigma_w - \sigma_{w,min}}{\sigma_u}\right)^m\right] \quad (5)$$

3- قید نوک ترک و فاکتور سه‌بعدی شدن

نتایج آزمون‌ها نشان داده است که عمق ترک، ضخامت سطح مقطع، اندازه نمونه، هندسه ترک و شرایط بارگذاری همگی تأثیر زیادی بر روی اندازه چقرمگی شکست دارند. این اثرات به‌عنوان «اثر قید نوک ترک» نامیده می‌شوند [16].

قید نوک ترک می‌تواند توسط یک فاکتور سه‌بعدی توصیف شود [17]. فاکتور سه‌بعدی به‌عنوان نسبت تنش هیدرواستاتیک (متوسط) به تنش میسر، (رابطه 6) تعریف می‌شود:

$$TF = \frac{\sigma_m}{\sigma_e} = \frac{\frac{1}{3}(\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33})}{\sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2]}} \quad (6)$$

با این حال، فاکتور سه‌بعدی شدن تنها اندیس قیده‌های مختلف در نمونه‌های مختلف نیست. کاربرد تنش Q می‌تواند برای پیش‌بینی شکست در نمونه‌های با یک میدان تنش پسماند اولیه نیز به کار رود. هنری و همکاران [17] استدلال کردند که تنش Q و فاکتور سه‌بعدی شدن پارامترهای قید معادل هستند.

در این پژوهش از مقدار بیشینه فاکتور سه‌بعدی در ناحیه پلاستیک نوک ترک در بار بیشینه شکست استفاده می‌شود که توسط معادله (6) تعیین شده و به‌عنوان شاخصی از سطح قید بین نمونه‌های مختلف در نظر گرفته می‌شود. در نظر گرفتن فاکتور سه‌بعدی شدن بیشینه در ناحیه پلاستیک که در مرجع [18] نیز استفاده شده، شبیه به در نظر گرفتن دو معیار مختلف (سه‌بعدی شدن و کرنش پلاستیک) در یک مدل است که توسط جن پیشنهاد شده بود [19]؛ یعنی تغییر شکل پلاستیک شرط لازم برای محاسبه فاکتور سه‌بعدی شدن است.

4- کالیبراسیون پارامترهای رویکرد موضعی

انتخاب پارامترهای توزیع ویبال برای بهترین برازش بر روی داده‌های تجربی و الگوریتم استفاده شده بدین منظور، اثر قابل توجهی بر روی مقادیر پارامترها و در نتیجه هرگونه پیش‌بینی شکست نمونه‌ها می‌گذارد. تعداد زیادی از مطالعات با استفاده از مدل برمین یا مدل‌های اصلاح شده برمین برای پیش‌بینی شکست ترد انجام شده است [6]. با این حال دستورالعمل‌های صریح برای کالیبراسیون پارامترهای ویبال وجود ندارد. وجود و یا عدم وابستگی این پارامترها به هندسه و دما جزء بحث‌های جاری است. هجو [20]، عدم وابستگی پارامترهای ویبال را به هندسه نمونه‌ها نشان داد، در حالی که ویزنر [21] اختلاف بین پارامترهای ویبال محاسبه شده از نمونه‌های با هندسه‌های مختلف را بررسی نمود. ژائو [11] اذعان کرده است که پارامترهای ویبال منحصر به فرد نیست و روشی برای کالیبراسیون پارامترهای ویبال با استفاده از داده‌های چقرمگی شکست دو نمونه با قیده‌های مختلف را معرفی کرده است. حدیدی مود و همکاران نیز مشاهده کردند که پارامترهای ویبال کالیبره شده

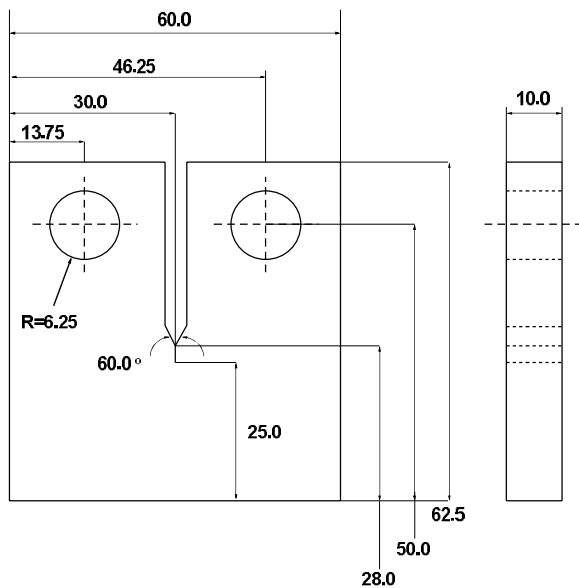
1- Round Notch Bar
2- Compact Specimen

5-2- نمونه‌های C(T)

هندسه نمونه‌های C(T) در شکل 2 نشان داده شده است. آزمایش شکست این نمونه‌ها نیز در دمای 150°C انجام گرفته است. در نمونه‌های C(T)، توسط ماشین‌کاری وایرکات شکاری نسبتاً نوک‌تیز به قطر $0/1\text{ mm}$ بر روی نمونه‌ها به گونه‌ای ایجاد شده است که در نهایت نسبت a/W برابر با $0/5$ باشد. نتایج شکست مربوط به نمونه‌های C(T) در جدول 2 آورده شده است.

6- تحلیل المان محدود

برای شبیه‌سازی نمونه‌ها از نرم‌افزار المان محدود آباکوس نسخه 6/12 استفاده شده است. همه نمونه‌ها از جنس فولاد فریتی A533B تهیه شده‌اند. خواص ماده موردنظر در دمای 150°C از داده‌های مرجع [24]، در شکل 3 آورده شده است. نوع المان در همه مدل‌ها از نوع C3D8R (المان آجری 8 گره‌ای مرتبه اول با تعداد نقاط انتگرال‌گیری کاهش‌یافته) است. نسبت ابعادی همه المان‌ها با استفاده از تکنیک مش‌بندی گذرا کمتر از 10 است و اندازه آن‌ها در نوک ترک به 10 میکرون می‌رسد. همه نمونه‌ها به صورت سه‌بعدی مدل‌سازی شده‌اند، همچنین با توجه به تقارن هندسی و بارگذاری، نمونه‌های SE(B) و C(T) به صورت یک‌چهارم و در نمونه‌های RNB به صورت یک‌هشتم در نظر گرفته شده است. در مدل‌سازی نمونه‌های حاوی ترک باید توجه ویژه‌ای به مش‌بندی اطراف ترک شود. ایجاد ترک در نمونه‌های آزمایشگاهی به دو صورت انجام



شکل 2 هندسه نمونه‌های C(T) (ابعاد به میلی‌متر است) [25].

جدول 2 نتایج آزمایش شکست نمونه‌های C(T) در شرایط AR [24, 25].

شماره نمونه	بار شکست (kN)	شماره نمونه	بار شکست (kN)
1	19/81	9	29/19
2	17/43	10	19/85
3	21/01	11	25/03
4	23/62	12	24/38
5	20/35	13	15/61
6	26/26	14	14/17
7	18/56	15	23/56
8	20/89		

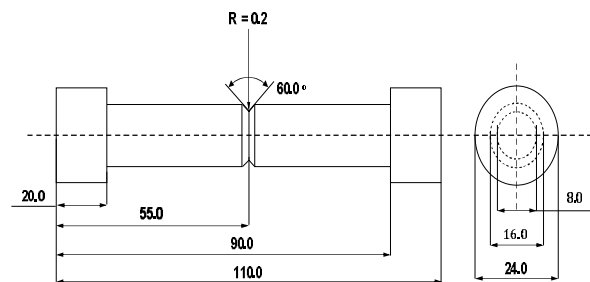
بهترین برازش از طریق کمینه‌سازی تابع مجموع مربعات باقیمانده به دست می‌آید. این بدان معنی است که در این روش پارامترهای ویبال، m و σ_u - پارامتر موادی و مستقل از هندسه نمونه هستند و پارامتر مقیاس σ_{th} با توجه به قید هر نمونه به دست می‌آید. در پایان نیز رابطه‌ای برای به دست آوردن پارامتر مقیاس σ_{th} از طریق فاکتور سه‌بعدی شدن تنش با توجه به قید هر نمونه ارائه می‌شود.

5- داده‌های تجربی

برای تعیین دقیق پارامترهای رویکرد موضعی و رفع ابهام از عدم وابستگی هندسی مدل شکست، حداقل دو نمونه با هندسه‌های مختلف مورد نیاز است. بهترین حالت، استفاده از دو سری داده با قید نوک ترک کم و زیاد است. بدین منظور، برای بررسی نمونه‌های با قیود مختلف، داده‌های شکست ترد مربوط به نمونه‌های RNB، SE(B) و C(T) از جنس فولاد فریتی A533B در دمای 150°C - انتخاب شده‌اند. نمونه‌های RNB کمترین قید را در بین نمونه‌ها دارند. نمونه‌های SE(B) از نتایج آزمون‌های میرزایی سیسان [24] و نمونه‌های C(T) و RNB از نتایج آزمون‌های لوییز [25]، انتخاب شده است. هندسه و شرایط آزمایش و نتایج مربوط به شکست ترد نمونه‌های SE(B) به طور کامل در مرجع [9] ارائه شده است. در ادامه داده‌های شکست مربوط به نمونه‌های C(T) و RNB آورده شده است.

5-1- نمونه‌های RNB

برای مطالعه بهتر در ارتباط با اثر قید نوک ترک در پیش‌بینی شکست ترد، داده‌های شکست مربوط به نمونه‌های RNB که دارای کمترین قید هستند، انتخاب شده‌اند. هندسه نمونه‌های RNB در شکل 1 نشان داده شده است. آزمایش شکست همه نمونه‌ها در شرایط AR² (نمونه بدون دست‌کاری) و در دمای 150°C - انجام شده است. انتخاب دما به گونه‌ای بوده است که در آن حتماً شکست ترد رخ دهد. در جدول 1 نتایج شکست مربوط به نمونه‌های RNB با شعاع شیار 60 درجه آورده شده است.

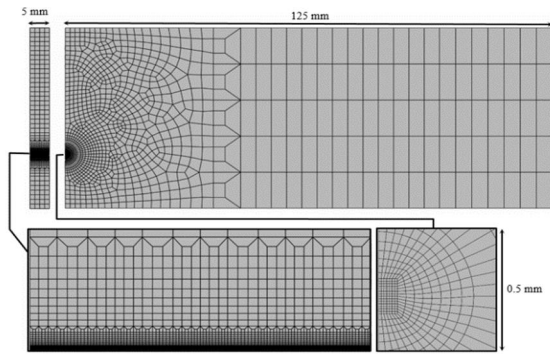


شکل 1 هندسه نمونه‌های RNB (ابعاد به میلی‌متر است) [25].

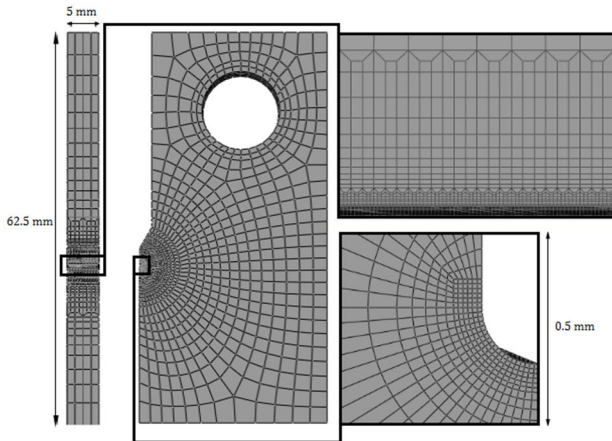
جدول 1 نتایج آزمایش شکست نمونه‌های RNB در شرایط AR [25].

شماره نمونه	بار شکست (kN)	شماره نمونه	بار شکست (kN)
1	67/9	7	71/57
2	60/11	8	71/87
3	56/91	9	73/49
4	70/05	10	67/78
5	75/17	11	73/29
6	59/82	12	61/18

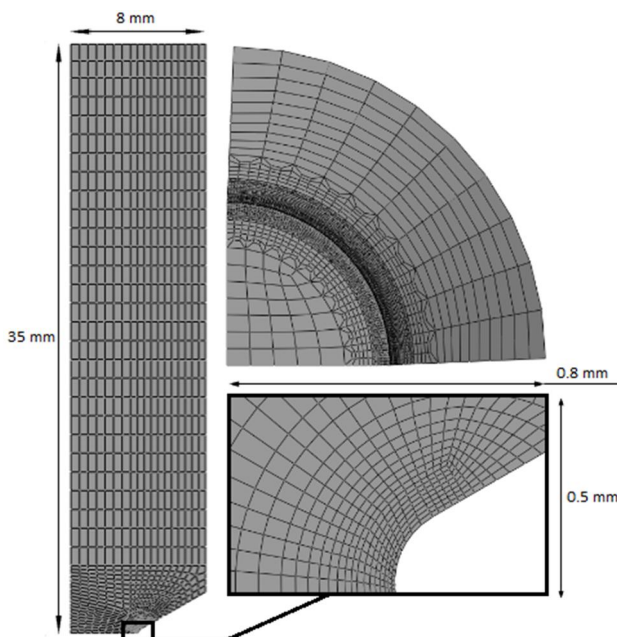
1- Single Edge Notch
2- As Received



شکل 4 نمایش مش‌بندی مدل سه‌بعدی SE(B) و المان‌های نزدیک به نوک ترک.



شکل 5 نمایش مش‌بندی مدل سه‌بعدی C(T) و المان‌های نزدیک به نوک ترک.



شکل 6 نمایش مش‌بندی مدل سه‌بعدی RNB و المان‌های نزدیک به نوک ترک.

پایین نسبت به نمونه‌های با قید بالاتر، بسیار بیشتر است، لازم است تا اصلاح رویکرد موضعی برای پیش‌بینی شکست شامل اثر سه‌بعدی شدن باشد. با توجه به اینکه ترک اعمالی در نمونه‌های SE(B) از طریق خستگی و به صورت نوک‌تیز است، کم‌ترین مقدار کندشدگی در آن‌ها اتفاق می‌افتد؛ بنابراین در ابتدا، بر اساس مفروضات والین [23]، با در نظر گرفتن مقدار پارامتر شکل m برابر چهار، پارامترهای σ_u و σ_{th} برای نمونه‌های SE(B) استفاده از کد

می‌شود که در یک حالت از یک شیار تیز با شعاع تقریبی 0/1 میلی‌متر که توسط ماشین‌کاری EDM انجام شده، به‌عنوان ترک استفاده می‌کنند و در حالی دیگر توسط فرایند خستگی یک ترک واقعی را در نمونه‌های آزمایشگاهی ایجاد می‌کنند، از این‌رو ترک می‌تواند به دو صورت تیز و یا کند (بدون نوک) مدل‌سازی شود.

در مدل SE(B) تعداد المان‌ها 53917 است. با توجه به اینکه ترک اعمالی در نمونه‌های SE(B) از طریق خستگی است در شبیه‌سازی آن، ترک به شکل نوک‌تیز در نظر گرفته می‌شود. شکل 4، نمای مدل شبیه‌سازی شده نمونه‌های SE(B) در پژوهش حاضر را نشان می‌دهد.

در مدل معرفتی ترک به صورت شیاری با شعاع 0/05 mm توسط ماشین‌کاری EDM است، در مدل‌سازی ترک به صورت شیار کند، شیار EDM توسط حذف المان‌ها در طول مسیر برش انجام می‌شود. تعداد المان‌ها در مدل C(T) 41072 است. شکل 5، نمای مدل شبیه‌سازی شده نمونه‌های C(T) در پژوهش حاضر را نشان می‌دهد.

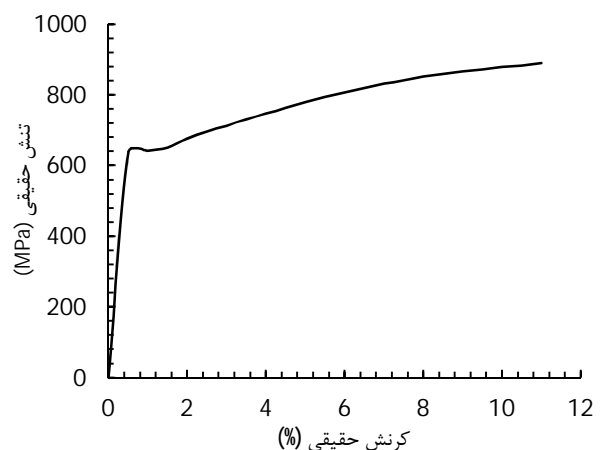
ایجاد ترک در نمونه‌های RNB به صورت شیار 60 درجه با شعاع نوک 0/2 mm با استفاده از ماشین‌کاری بوده است، بنابراین در مدل‌سازی آن ترک به صورت شیار کند در نظر گرفته شده است. تعداد المان‌ها در این مدل 45522 است. نمای مدل سه‌بعدی شبیه‌سازی شده برای نمونه‌های RNB نیز در شکل 6 نشان داده شده است.

6-1- آنالیز حساسیت به اندازه مش

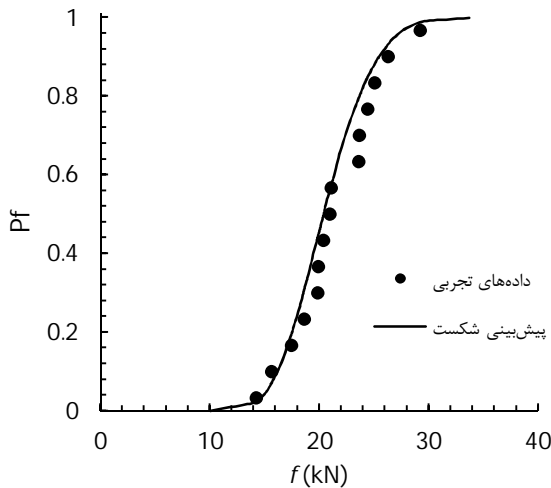
در یک آنالیز اجزای محدود، نسبت دادن تعداد مناسب المان به یک مدل از اهمیت ویژه‌ای برخوردار است. مش‌بندی نامناسب می‌تواند سبب خطاهای عددی قابل‌توجهی در نتایج و یا طولانی‌تر شدن زمان تحلیل شود. به‌منظور بررسی اثر حساسیت به اندازه مش برای مدل‌های فوق، از پارامتر تنش بازکننده در فاصله لیگامنت به صورت نرمالیزه شده استفاده شده است. شکل 7 اثر حساسیت به اندازه مش توسط این پارامتر را برای مش‌بندی نمونه‌های RNB نشان می‌دهد. همین روند برای نمونه‌های SE(B) و C(T) نیز تکرار شده و در نهایت برای هر سه نمونه اندازه المان یکسان به دست آمده است که اندازه آن‌ها در نوک ترک به 10 میکرون می‌رسد. همان‌طور که مشاهده می‌شود پارامتر در نظر گرفته‌شده، به اندازه مش وابسته نیست.

7- پیش‌بینی احتمال شکست

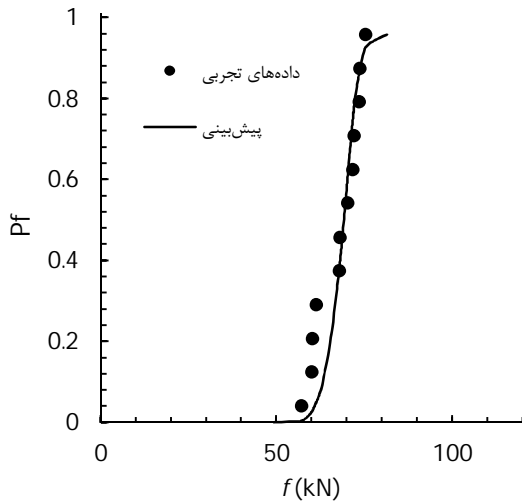
از آنجایی که درجه کندشدگی نوک ترک در بارگذاری برای نمونه‌های با قید



شکل 3 نمودار تنش - کرنش حقیقی فولاد A533B در دمای 150°C - [24].



شکل 9 نتایج پیش‌بینی احتمال شکست نمونه‌های C(T).

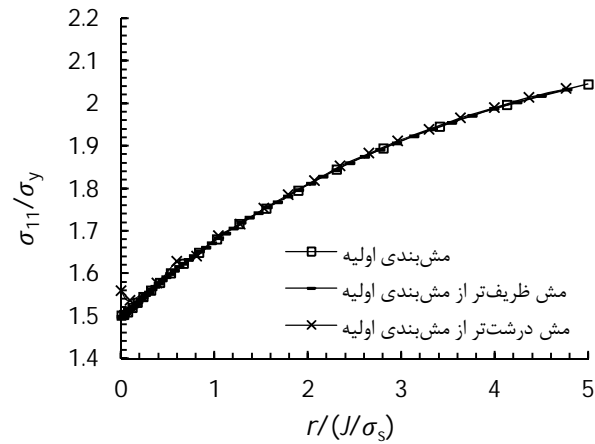


شکل 10 نتایج پیش‌بینی احتمال شکست نمونه‌های RNB.

با تنش پسماند از بحث‌های جاری است. به همین منظور برای بررسی وابستگی پارامتر مقیاس به درجه کندشدگی نوک ترک و نسبت سه‌بعدی شدن تنش‌ها، کالیبراسیون پارامترهای ویبال بر اساس داده‌های شکست شرایط AR برای نمونه‌هایی با پیکره‌بندی متفاوت و همچنین شعاع شیار نوک متفاوت انجام شده است. با توجه به رابطه مستقیم مشاهده‌شده بین درجه کندشدگی نوک ترک و نسبت سه‌بعدی شدن تنش‌ها با پارامتر مقیاس σ_{th} در نمونه‌هایی با فیکود متفاوت، پیشنهاد می‌شود که پارامتر σ_{th} می‌تواند با فاکتور TF مرتبط باشد.

برای بررسی ارتباط خطی پیشنهادشده بین دو پارامتر، نتایج تنش حاصل از آنالیز المان محدود برای تعیین فاکتور TF با استفاده از کد محاسباتی توسعه‌یافته در محیط برنامه‌نویسی پایتون، برای پیکره‌بندی‌های متفاوت مطالعه شده در این پژوهش استفاده شده است. مقادیر ارائه‌شده، مرتبط با فاکتور TF بیشینه در ناحیه پلاستیک، در بار تجربی بیشینه است. نتایج به‌دست‌آمده برای پارامتر مقیاس σ_{th} در نمونه‌های مختلف برحسب فاکتور TF در شکل 11 نشان داده شده است؛ بنابراین رابطه تقریبی (10) بین پارامتر مقیاس و فاکتور TF ارائه شده است.

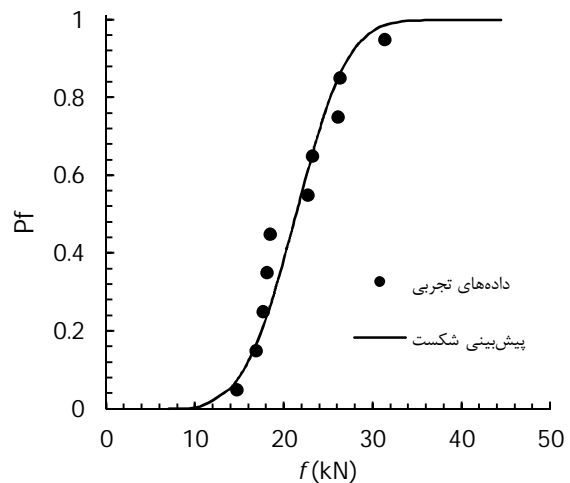
$$\sigma_{th} = 5831 - 1963(TF) \quad (10)$$



شکل 7 بررسی اثر حساسیت به اندازه مش بر روی مدل RNB با استفاده از تنش بازکننده برحسب فاصله لیگامنت.

محاسباتی توسعه‌یافته در محیط برنامه‌نویسی پایتون کالیبره می‌گردند. در این حالت مقادیر σ_u و σ_{th} به ترتیب برابر 1910 و 600 حاصل می‌شود. مقادیر m و σ_u به‌عنوان پارامترهای موادی توزیع ویبال در رابطه (7) در نظر گرفته می‌شود. با در نظر گرفتن پارامترهای m برابر 4 و σ_u برابر 1910، مقدار σ_{th} برای نمونه‌های C(T) و RNB از طریق کمینه‌سازی مجموع مربعات باقیمانده کالیبره می‌گردد. نتایج حاصل برای نمونه‌های مختلف در جدول 3 نشان داده شده است. با توجه به اینکه نمونه‌های RNB دارای کمترین قید هستند و از طرفی شعاع شیار نوک ترک در این نمونه‌ها نسبت به نمونه‌های C(T) بیشتر است، بنابراین کندشدگی نوک ترک و نسبت سه‌بعدی شدن تنش‌ها در آن‌ها حین بارگذاری شکست بالاتر است؛ بنابراین تفاوت مقادیر به‌دست‌آمده برای نمونه‌های SE(B)، C(T) و RNB را می‌توان به تفاوت در مقدار کندشدگی نوک ترک و نسبت سه‌بعدی شدن تنش‌ها نسبت داد که به‌طور کلی از آن به‌عنوان فاکتور قید نوک ترک یاد می‌شود. نتایج حاصل از پیش‌بینی شکست نمونه‌های SE(B)، C(T) و RNB با استفاده از رابطه (7) به ترتیب در شکل 8، شکل 9 و شکل 10 نشان داده شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود، پیش‌بینی شکست همه نمونه‌ها با توجه به فرض‌های در نظر گرفته‌شده، تطابق مناسبی با نتایج داده‌های تجربی دارد.

انتقال‌پذیری پارامترهای ویبال در مدل برمین بین نمونه‌های ترک‌دار با قید متفاوت، دمای آزمون و همچنین از نمونه‌های بدون کرنش به نمونه‌های



شکل 8 نتایج پیش‌بینی احتمال شکست نمونه‌های SE(B).

پارامتر شکل توزیع ویبال	m
احتمال از کارافتادگی کل	Pf
احتمال از کارافتادگی به‌دست‌آمده از معادله ترتیبی	Pf_r
حجم مرجع مواد	V_0

علائم یونانی

تنش اصلی بیشینه	σ_c
تنش آستانه	$\sigma_{c,min}$
تنش میسر	σ_e
تنش اصلی بیشینه	σ_1
تنش هیدرواستاتیک	σ_m
پارامتر مقیاس	σ_{th}
پارامتر مقیاس ویبال	σ_u
تنش ویبال	σ_w
تنش آستانه	$\sigma_{w,min}$

زیرنویس‌ها

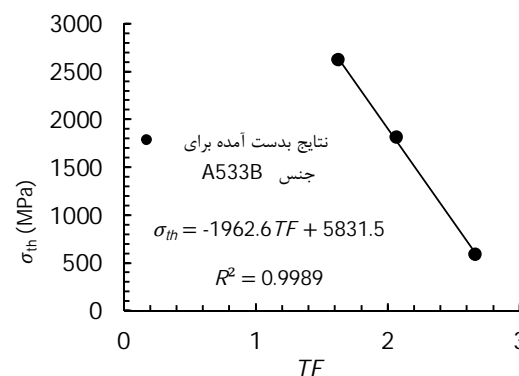
معرف تنش اصلی بیشینه	l
معرف تنش میانگین	m
معرف تنش ویبال	w

10- مراجع

- [1] A. Kumar, A. Wilkinson, S. Roberts, Quasi-cleavage fracture planes in spheroidized A533B steel, *Journal of microscopy*, Vol. 227, No. 3, pp. 248-253, 2007.
- [2] G. Bartholome, M. Miksch, G. Neubrech, G. Vasoukis, Fracture and safety analysis of nuclear pressure vessels, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 5, No. 2, pp. 431-446, 1973.
- [3] F. Burdekin, The role of fracture mechanics in the safety analysis of pressure vessels, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 24, No. 4, pp. 197-208, 1982.
- [4] F. Beremin, A. Pineau, F. Mudry, J.-C. Devaux, Y. D'Escatha, P. Ledermann, A local criterion for cleavage fracture of a nuclear pressure vessel steel, *Metallurgical transactions A*, Vol. 14, No. 11, pp. 2277-2287, 1983.
- [5] K. B. Broberg, *Cracks and fracture*: Academic Press, 1999.
- [6] A. Pineau, *Practical applications of local approach methods*, in: *Comprehensive Structural Integrity*, Eds., pp. 177-225, 2003.
- [7] R. R6, Assessment of the Integrity of Structures containing Defects, *British Energy Generation Ltd*, 2000.
- [8] X. Gao, C. Ruggieri, R. H. Dodds, Jr., Calibration of Weibull stress parameters using fracture toughness data, *International Journal of Fracture*, Vol. 92, No. 2, pp. 175-200, 1998/07/01, 1998. English
- [9] A. Mohammadi Najafabadi, I. Sattarifar, M. Rezaeian Akbarzadeh, Calibration of Weibull Parameters of Local Approach to Fracture by Using Experimental Cleavage Fracture data of Three Point Bending Specimens, *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 15, No. 1, pp. 412-418, 2015. (In Persian).
- [10] S. Bordet, A. Karstensen, D. Knowles, C. Wiesner, A new statistical local criterion for cleavage fracture in steel. Part I: model presentation, *Engineering fracture mechanics*, Vol. 72, No. 3, pp. 435-452, 2005.
- [11] X. Gao, C. Ruggieri, R. H. Dodds Jr., Calibration of Weibull stress parameters using fracture toughness data, *International Journal of Fracture*, Vol. 92, No. 2, pp. 175-200, 1998.
- [12] C. Ruggieri, X. Gao, R. H. Dodds Jr., Transferability of elastic-plastic fracture toughness using the Weibull stress approach: significance of parameter calibration, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 67, No. 2, pp. 101-117, 2000.
- [13] A. Standard, 97: Standard test method for determination of reference temperature for ferritic steels in the transition range, *Annual book of ASTM standards*, Vol. 3, 1921.
- [14] K. Rosahl, J. Booker, S. Lewis, D. Smith, A statistical approach for transferring fracture events across different sample shapes, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 78, No. 1, pp. 47-59, 2001.
- [15] S. Bordet, A. Karstensen, D. Knowles, C. Wiesner, A new statistical local criterion for cleavage fracture in steel. Part II: application to an offshore structural steel, *Engineering fracture mechanics*, Vol. 72, No. 3, pp. 453-474, 2005.
- [16] X.-K. Zhu, J. A. Joyce, Review of fracture toughness (G, K, J, CTOD, CTOA) testing and standardization, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 85, pp. 1-46, 2012.

جدول 3 نتایج کالیبراسیون پارامترهای ویبال برای فولاد A533B.

نمونه	پارامتر شکل	پارامتر مقیاس ویبال	پارامتر مقیاس
	m	σ_u (MPa)	σ_{th} (MPa)
SE(B)	4/0	1910	600
C(T)	4/0	1910	1827
RNB	4/0	1910	2632

شکل 11 نتایج به‌دست‌آمده برای پارامتر مقیاس σ_{th} در فاکتور TF مختلف.

ارتباط خطی به‌دست‌آمده بین پارامتر مقیاس σ_{th} و فاکتور سه‌بعدی شدن، یک شیب تندی را نشان می‌دهد که حساسیت مقادیر پارامتر مقیاس σ_{th} به تغییرات فاکتور TF را خاطر نشان می‌کند، یعنی به تغییرات فاکتور TF شکل پراکندگی در نتایج چقرمگی شکست (تابع توزیع شکست)، به مقادیر پارامتر مقیاس σ_{th} وابسته است. یک تخمین بسیار دقیق از فاکتور سه‌بعدی که به‌شدت به شبیه‌سازی المان محدود بستگی دارد مورد نیاز است تا یک اصلاح مناسب بر روی پارامتر مقیاس σ_{th} انجام گیرد؛ بنابراین احتیاط شدید هنگام استفاده از این رابطه برای اصلاح پارامتر مقیاس σ_{th} در حضور ترک‌های تیز نیز باید بکار گرفته شود.

8- نتیجه‌گیری

با توجه به بررسی‌های صورت گرفته در این پژوهش، نتایج زیر به دست آمد:

1. انتقال‌پذیری پارامترهای ویبال با استفاده از روش کالیبراسیون پژوهش حاضر بر روی نمونه‌های SE(B)، C(T) و RNB که از جنس یکسان تهیه شده بودند و دارای پیکره‌بندی و قید نوک ترک متفاوت بودند امکان‌پذیر شده است در صورتی که در روش‌های مرسوم کالیبراسیون با محدودیت همراه بود.
2. یک رابطه خطی بین پارامتر مقیاس σ_{th} و فاکتور سه‌بعدی شدن ارائه شده است که امکان پیش‌بینی شکست با توجه به کندشدگی نوک ترک و نسبت سه‌بعدی شدن تنش‌ها و به‌طور کلی با توجه به قید هر نمونه در فولاد A533B برای دمای 150°C را فراهم می‌کند.
3. در نظر گرفتن پارامتر موقعیت ویبال، σ_{th} به‌عنوان پارامتر وابسته به قید نوک ترک، نتایج پیش‌بینی برای نمونه‌هایی که ترک در آن‌ها به‌صورت تیز نیست را نیز ممکن می‌سازد.

9- فهرست علائم

e_i	تابع باقیمانده
$J(p)$	تابع هدف برای کمینه‌سازی مقادیر باقیمانده

- method, *Nuclear engineering and design*, Vol. 174, No. 3, pp. 247-258, 1997 .
- [21] C. Wiesner, M. Goldthorpe, *Euromech-Mecamat 96*, France, 1996 .
- [22] S. Hadidimoud, A. Mirzaee-Sisan, C. E. Truman, D. J. Smith, Predicting how crack tip residual stresses influence brittle fracture, in *Proceeding of*, American Society of Mechanical Engineers, pp. 111-115 .
- [23] K. Wallin, The scatter in KIC-results, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 19, No. 6, pp. 1085-1093, //, 1984 .
- [24] A. Mirzaee-Sisan, *The influence of prior thermal and mechanical load on fracture*, Thesis, Ph. D. thesis, University of Bristol, Bristol, UK, 2005 .
- [25] S. J. Lewis, *Influences of load history on the cleavage fracture of steels*, Thesis, University of Bristol, 2009 .
- [17] B. Henry, A. Luxmoore, The stress triaxiality constraint and the Q -value as a ductile fracture parameter, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 57, No. 4, pp. 375-390, 1997 .
- [18] A. Mirzaee-Sisan, S. Hadidi-Moud, C. E. Truman, D. J. Smith, The role of constraint and warm pre-stress on brittle fracture in ferritic steels, *Key Engineering Materials*, Vol. 261, pp. 177-182, 2004 .
- [19] J. Chen, Q. Wang, G. Wang, Z. Li, Fracture behavior at crack tip—a new framework for cleavage mechanism of steel, *Acta materialia*, Vol. 51, No. 7, pp. 1841-1855, 2003 .
- [20] K. Hojo, I. Muroya, A. Brückner-Foit, Fracture toughness transition curve estimation from a notched round bar specimen using the local approach