



بررسی اثر اضافه بار بر عمر خستگی نمونه‌های CT فولاد AISI4140 به صورت آزمون تجربی و حل عددی

محمد حسین گزین¹، مهرداد آقایی خفری^{2*}

1- دانشجوی دکترا، مهندسی مکانیک، دانشگاه خواجه نصیرالدین طوسی، تهران

2- دانشیار، مهندسی مکانیک، دانشگاه خواجه نصیرالدین طوسی، تهران

* کد پستی 1999143344، تهران، maghaei@kntu.ac.ir

اطلاعات مقاله

مقاله پژوهشی کامل

دریافت: 30 مهر 1392

پذیرش: 21 آذر 1392

ارائه در سایت: 10 خرداد 1393

کلید واژگان:

رشد ترک خستگی

شبیه‌سازی اجزاء محدود

بسته شدن ترک

اضافه بار

چکیده

در این مقاله، اثر اضافه بار بر عمر خستگی نمونه‌های CT فولاد AISI 4140 بررسی شده است. پژوهش شامل دو بخش آزمون‌های تجربی و حل عددی مدل اجزاء محدود است. ابتدا آزمون‌های خستگی مطابق استاندارد E647، بدون اضافه بار انجام شد و سپس آزمون‌های بعدی بر روی نمونه‌های مشابه با اعمال اضافه بار با نسبت‌های 1/5 و 1/75 صورت گرفت. در بخش دوم، آزمون‌های رشد ترک در نرم‌افزار آباکوس به صورت الاستیک-پلاستیک و بر مبنای مدل بسته شدن ترک شبیه سازی شد. اثر اضافه بار با در نظر گرفتن دو پارامتر ضریب شدت تنش موثر و انتگرال L موثر با ارائه روابط جدید مورد بررسی قرار گرفته است. نتایج آزمون‌های تجربی بیانگر افزایش عمر خستگی به ترتیب 24% و 46% برای اضافه بارهای 1/5 و 1/75 می‌باشد. مقایسه نتایج نیروی بازکننده ترک روش عددی و روش تجربی حاکی از دقت 89 درصدی در طول ترک 5mm است. مقایسه عمر خستگی به روش عددی و آزمون‌های تجربی رشد ترک نشان دهنده قابل اعتماد بودن شبیه سازی‌ها بوده که حداکثر خطای مدل ضریب شدت تنش موثر و مدل انتگرال L موثر به ترتیب 10%+ و 6%- است. مقایسه مدل ارائه شده در این پژوهش با مدل هارمن نشان داد که تعداد کمتر آزمایش‌های تجربی مورد نیاز از مزیت‌های مدل پیشنهادی و حجم محاسباتی کمتر از مزایای مدل هارمن است.

Experimental and numerical investigation of overload effects on fatigue life of AISI 4140 steel

Mohammad Hossein Gozin¹, Mehrdad Aghaie Khafri^{2*}

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

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

** P.O.B. 1999143344, Tehran, Iran, maghaei@kntu.ac.ir.

ARTICLE INFORMATION

Original Research Paper
Received 22 October 2013
Accepted 12 December 2013
Available Online 31 May 2014

Keywords:

Fatigue Crack Growth
Finite Element Simulation
Crack Closure
Single Overload

ABSTRACT

Experimental and numerical analysis of a single overload on the fatigue life of AISI 4140 CT specimens was studied. Fatigue tests were conducted on base line CT specimen under single overload ratios of 1.5 and 1.75. Numerical analyses were performed on 2D incorporating the stress intensity factor and the J-integral as driving force. Furthermore, ABAQUS commercial software was used to simulate elastic-plastic crack growth and crack closure. Overload-induced retardation effects on the crack growth rate are considered based on the crack closure concept. A novel model for considering pre-overload and post overload effect on the crack growth is introduced. This model is based on the effective stress intensity factor and the effective J value. Overload increases fatigue lives by factors of 1.24 and 1.5 for overload ratios of 1.5 and 1.75, respectively. Two dimensional FEM results are in good agreement with the experiment with a maximum error of 10% using stress the intensity factor based method and -6% using the J integral based method. Comparing present paper method with Harmain model indicates that this model requires fewer experiments and Harmain model requires less calculation.

1- مقدمه

بسیاری از سازه‌های مهندسی تحت بارگذاری با دامنه متغیر قرار می‌گیرند که این موضوع می‌تواند منجر به تشکیل نواحی پلاستیک در نوک ترک شود. تداخل این نواحی پلاستیک در بارهای مختلف باعث افزایش یا کاهش نرخ رشد ترک در قطعه می‌شود که بررسی نحوه رخداد این تغییرات در حالت‌های خاص اضافه بار یا کاهش بار منجر به پیش‌بینی‌های دقیق‌تر عمر خستگی و

آنالیزهای تحمل شکست¹ خواهد شد [1].

آزمایش‌های تجربی زیادی برای تعیین اثر اضافه بار بر رشد ترک خستگی انجام گرفته است. کومار و همکارانش [2] افزایش عمر خستگی آلیاژ فولاد IS-1020 را پس از اعمال اضافه بار بررسی کرده و رابطه‌ای برای افزایش عمر خستگی برحسب نسبت اضافه بار بیان کردند. پژوهش مشابه بر روی

1- Damage tolerance

Please cite this article using:

M.H. Gozin, M. Aghaie Khafri, Experimental and numerical investigation of overload effects on fatigue life of AISI 4140 steel, *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 14, No. 4, pp. 54-64, 2014 (In Persian)

برای ارجاع به این مقاله از عبارت ذیل استفاده نمایید:

M.H. Gozin, M. Aghaie Khafri, Experimental and numerical investigation of overload effects on fatigue life of AISI 4140 steel, *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 14, No. 4, pp. 54-64, 2014 (In Persian)

صورت ضریبی از حالت بدون اضافه بار مشخص می‌کند. این نواحی با مقایسه اندازه ناحیه پلاستیک نوک ترک تعیین می‌گردند. طبق این مدل رشد ترک تا زمانی که ناحیه پلاستیک نوک ترک آن از محدوده پلاستیک ایجاد شده هنگام اعمال اضافه بار تجاوز نکرده است تحت اثر اضافه بار است. وی نرخ رشد ترک در این ناحیه را به فرم رابطه (1) تعیین می‌کند [14]:

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{sol} = C F_R^m (\Delta K_{eff})^m \quad (1)$$

که در رابطه (1) منظور از $(da/dN)_{sol}$ نرخ رشد ترک پس از اعمال اضافه بار، C و m ضرایب رابطه پاریس و ΔK_{eff} ضریب شدت تنش موثر در حالت بدون اضافه بار است. همچنین m_w پارامتر ویلر و F_R ضریب کاهش نرخ رشد ترک بوده و با رابطه (2) محاسبه می‌شود [14]:

$$F_R = \frac{a_2 + r f_{cal}}{a_1 + r f_{sol}} \quad (2)$$

در رابطه (2)، $r f_{cal}$ و $r f_{sol}$ به ترتیب اندازه ناحیه پلاستیک نوک ترک قبل و بعد از اعمال اضافه بار بوده، پارامتر a_2 طول ترک در هر لحظه و a_1 طول ترک در هنگام اعمال اضافه بار است. ضریب ویلر طبق مدل هارمن [14] تابعی از نسبت اضافه بار بوده که با انجام آزمایش‌های متعدد باید محاسبه شود. وی با استفاده از نتایج آزمایش‌های تجربی کومار [15] پارامتر m_w را به صورت تابعی از نسبت اضافه بار به دست آورد و نشان داد میزان خطای پیش بینی عمر خستگی حداکثر برابر 4% می‌باشد [14].

روابط ارائه شده بر پایه ضریب شدت تنش زمانی قابل استفاده هستند که ناحیه پلاستیک نوک ترک در قیاس با طول ترک و سایر ابعاد قطعه کوچک باشد. هنگامی که این ناحیه پلاستیک قابل صرف نظر کردن نباشد از مکانیک شکست الاستوپلاستیک استفاده می‌شود. انتگرال J را می‌توان به عنوان مهم‌ترین پارامتر در بررسی شکست الاستوپلاستیک در نظر گرفت. این انتگرال مستقل از مسیر بوده و به صورت رابطه (3) تعریف می‌شود [16].

$$J = \int_{\Gamma} \left(W n_1 - T_m \frac{\partial u_m}{\partial x_1} \right) ds \quad (3)$$

در رابطه (3) مسیر انتگرال‌گیری اطراف نوک ترک می‌باشد که از سطح پایینی ترک آغاز شده و به سطح بالایی ترک ختم می‌شود. W چگالی انرژی کرنشی، m_1 بردار عمود بر مسیر Γ و x_1 مؤلفه اول آن است. T_m تنش بر روی سطوح ترک بوده و u_m مؤلفه‌های جابه‌جایی می‌باشد.

برای اولین بار داوولینگ و بگلی [17] از انتگرال J به عنوان پارامتر رشد ترک نمونه‌های CT فولاد A533B استفاده کردند. آنان رابطه‌ای مشابه رابطه پاریس برای تعیین نرخ رشد ترک بر حسب انتگرال J پیشنهاد نمودند. پس از آن توسعه روابط رشد ترک با استفاده از مفهوم انتگرال J برای مواد مختلف توسط محققان زیادی صورت پذیرفت. اما استفاده از انتگرال J برای بررسی عمر خستگی قطعات کمتر انجام گرفته است. دلیل این امر پیچیدگی‌های محاسباتی انتگرال J در قیاس با ضریب شدت تنش می‌باشد. در سال‌های اخیر کاربرد انتگرال J در مسائل مختلف نمود بیشتری دارد. به طور مثال می‌توان به استفاده از انتگرال J معادل برای بررسی عمر خستگی قطعات تحت جوش تک‌خال در حالت بارگذاری مرکب [18]، کاربرد انتگرال J برای بررسی رشد ترک‌های ریز توسط ایفینگر و همکارانش [19] در سال 2011، تعیین انتگرال J در تیر یک سر درگیر با ترک مرکزی [20]، بررسی رشد ترک تحت بارگذاری خمشی و پیچشی توسط انتگرال J [21] و بررسی اثر نسبت تنش R در رشد ترک با در نظر گرفتن انتگرال J توسط شاهانی و همکارانش [22] اشاره کرد. با توجه به نواحی پلاستیک ایجاد شده پس از اعمال اضافه بار و

آلیاژ آلومینیم 6082-T6 توسط بورسگو و همکارانش [3] صورت پذیرفت. شاتر و گری [4] نشان دادند میزان کاهش نرخ رشد ترک به ضخامت، ضریب شدت تنش و نسبت تنش وابسته است. تور و وارد [5] به بررسی اثر اضافه بارهای متعدد بر عمر خستگی قطعات مختلف پرداخته و بیان داشتند که بیشترین کاهش نرخ رشد ترک هنگامی رخ می‌دهد که فواصل اعمال اضافه بار نیمی از سیکل‌های متاثر از اضافه بار باشد.

بر اساس این آزمایش‌ها، مدل‌های مختلفی ارائه شده است که مهم‌ترین و پرکاربردترین آن‌ها، مدل ویلر [6] و مدل ویلنبرگ و انگل [7] هستند. مبنای این دو مدل تغییر اندازه ناحیه پلاستیک نوک ترک پس از اعمال اضافه بار می‌باشد. ضعف اصلی مدل ویلر [6] و مدل ویلنبرگ و انگل [7] وابستگی آن‌ها به پارامترهای تجربی است. روش پرکاربرد دیگری که بر اساس نظریه البر [8] شکل گرفت، استفاده از ضریب شدت تنش موثر می‌باشد. البر در تحقیقات خود متوجه تغییرات غیر عادی نرمی الاستیک در نمونه‌های تحت بارگذاری خستگی شد. بدین صورت که در بارهای وارده زیاد، نرمی نمونه با فرمول‌های استاندارد مکانیک شکست مطابقت داشت اما در بارهای وارده پایین‌تر، نرمی نمونه به نرمی نمونه بدون ترک نزدیک‌تر بود. وی استنباط کرد که دلیل رخداد این پدیده برخورد سطوح ترک در بارهای وارده پایین است. پس از البر تحقیقات زیادی در مورد عوامل بسته شدن ترک صورت پذیرفت که به عنوان نمونه سورش و ریچی [9] پنج مکانیزم برای بیان پدیده بسته شدن ترک بیان کردند. از میان عوامل مختلف، مکانیزم پلاستیسیته القایی¹ (ایجاد نواحی پلاستیک در سطوح ترک) به عنوان مکانیزم غالب در پدیده بسته شدن ترک معرفی شد. بدین ترتیب هنگام بارگذاری نمونه، نواحی پلاستیک کششی بزرگی در نزدیکی نوک ترک ایجاد شده که در زمان باربرداری به طور کامل حذف نمی‌گردند. با رشد ترک به درون این نواحی، ناحیه پلاستیک به جبهه ترک منتقل شده که باعث کاهش نیروی پیش برنده ترک خواهد شد. بر این اساس، البر پارامتر ضریب شدت تنش موثر را به صورت $K_{eff} = K_{max} - K_{op}$ تعریف کرد. با توجه به اثر اضافه بار بر اندازه ناحیه پلاستیک و در نتیجه ضریب شدت تنش موثر، این پارامتر می‌تواند روند تغییر نرخ رشد ترک را در حالت اضافه بار بیان کند. با توجه به این موضوع تحقیقات متعددی در این زمینه صورت پذیرفته است که می‌توان به شبیه‌سازی اثر اضافه بار بر بسته شدن ترک توسط دکستر و همکارانش [10] اشاره کرد. آنان با در نظر گرفتن مدل بسته شدن ترک داگدایل [11] نشان دادند این روش می‌تواند نتایج قابل قبولی برای پیش‌بینی عمر خستگی پس از اعمال اضافه بار ارائه دهد. همچنین نیومن [12] به صحنه سنجی روش بسته شدن ترک در پیش‌بینی عمر خستگی و روش‌های اندازه‌گیری این پارامتر پرداخت. وی با استناد به تحقیقات وو و شیجف [13] نشان داد پارامتر ضریب شدت تنش موثر می‌تواند پیش‌بینی قابل قبولی از رشد ترک خستگی پس از اعمال اضافه بار را ارائه دهد.

هارمن [14] مدلی برای تعیین اثر اضافه بار بر رشد ترک و عمر خستگی ارائه کرد. دو ویژگی اصلی مدل هارمن [14] در نظر گرفتن مفهوم بسته شدن ترک به عنوان معیار رشد ترک و ارتباط دادن ضریب شدت تنش موثر پس از اعمال اضافه بار به ضریب شدت تنش موثر در بارگذاری با دامنه ثابت است. وی ناحیه رشد ترک را به سه قسمت محدوده قبل از اعمال اضافه بار، محدوده تحت تاثیر اضافه بار و پس از عبور ترک از ناحیه تحت اثر اضافه بار تقسیم کرد. هارمن [14] نرخ رشد ترک در ناحیه اول و سوم را برابر با رشد ترک در حالت بدون اضافه بار در نظر گرفته و رشد ترک در ناحیه میانی را به-

1- Plasticity Induced Crack Closure (PICC)

در صورتی که برای کالیبره کردن نتایج تغییراتی بیشتر از 10% مورد نیاز باشد، تجهیزات آزمایش دچار اشکال بوده و از این روش نمی‌توان طول ترک را تعیین کرد [24].

یکی از پارامترهای مهم در بررسی رشد ترک الاستیک-پلاستیک اندازه نیروی بازکننده ترک می‌باشد. روش‌های تجربی مختلفی برای تعیین این پارامتر ارائه شده است. این روش‌ها شامل استفاده از امواج اولتراسونیک³، افت پتانسیل⁴، جریان گردابی⁵، تابش امواج صوتی⁶، عکس‌برداری با بزرگنمایی بالا⁷ و تغییرات کرنش یا جابه‌جایی برحسب نیرو (روش نرمی) است که روش نرمی بیشترین کاربرد را در میان روش‌های ذکر شده دارد.

در این پژوهش نیروی بازکننده سطوح ترک⁸ با روش نرمی انتقال یافته⁹ یافته محاسبه شد. بدین ترتیب که تغییرات نرمی قطعه توسط ازدیاد طول سنج¹⁰ دقیق (دقت 0/0001 m) به رایانه منتقل و با استفاده از کد نویسی متلب¹¹ نیروی بازکننده ترک مشخص شد. طبق استاندارد ASTM E647 برای تعیین نیروی بازکننده ترک از طریق تعیین رابطه بار-جابه‌جایی، اندازه‌گیری باید در دهانه ترک (و در صورتی که از کرنش سنج استفاده می‌شود اندازه-گیری در سطح پشتی ترک) انجام پذیرد. در شکل 3 این موضوع به صورت شماتیک نشان داده شده است.

تعیین نیروی بازکننده ترک توسط روش نرمی انتقال یافته براساس مشاهداتی استوار است که نرمی نمونه (شیب نمودار بار-جابه‌جایی) در زمانی که سطوح ترک با یکدیگر برخوردی ندارند، ثابت می‌باشد [24]. بنابراین برای تعیین نیروی بازکننده ترک (یا بسته شدن ترک) ابتدا می‌بایست این مقدار نرمی محاسبه شود و در هنگام بارگذاری یا باربرداری مقدار نرمی لحظه‌ای با مقدار ثابت فوق مقایسه گردد. جهت انجام دقیق این تست لازم است داده‌های بیشتری نسبت به داده‌های رشد ترک گرفته شود به طوری که در یک سیکل حداقل 100 داده توسط کرنش سنج یا ازدیاد طول سنج به رایانه منتقل گردد. برای تخمین نیروی بازکننده ترک، ابتدا 25 درصد از داده‌های زیر بار بیشینه در نمودار باربرداری را انتخاب کرده و خطی عبور می‌دهیم. شیب این خط نرمی قطعه هنگامی که ترک کاملاً باز است را مشخص می‌کند. سپس کل داده‌ها را به بازه‌های 10 درصدی تقسیم می‌کنیم به نحوی که هر بازه با بازه قبلی و بعدی خود به اندازه 5 درصد اشتراک داشته باشد. با برآزش خطوط مستقیم، برای هر یک از این بازه‌ها نرمی مستقی به دست می‌آید. در ادامه با استفاده از رابطه (6) درصد نرمی انتقال یافته هر یک از بازه‌ها نسبت به نرمی قطعه هنگامی که ترک کاملاً باز است، محاسبه می‌شود [24].

$$C_{\text{offset}} = \frac{[C_{\text{op}} - C_p](100)}{C_{\text{op}}} \quad (6)$$

در رابطه (6) C_{offset} درصد نرمی انتقال یافته، C_{op} نرمی قطعه هنگامی که ترک کاملاً باز است و C_p نرمی قطعه هنگام اعمال بار P است. مقادیر درصد نرمی محاسبه شده در رابطه (6) برحسب مقدار نیروی P را در یک نمودار رسم کرده و نیروی بازکننده ترک از برخورد خطوط عمودی 1%، 2% و 4% با نمودار تعیین می‌شود [24].

ماهیت الاستوپلاستیک رشد ترک تحت اثر اضافه بار، استفاده از انتگرال J می‌تواند درک بهتری از روند رشد ترک را ارائه دهد که در این زمینه تحقیقات کمتری صورت پذیرفته است [23].

در پژوهش حاضر ابتدا تست‌های تجربی برای تعیین اثر اضافه بار بر عمر خستگی نمونه‌های استاندارد CT بر روی آلیاژ فولاد AISI4140 صورت گرفت. سپس روش عددی با در نظر گرفتن مدل بسته شدن برای تخمین اثر اضافه بار بر نیروی بازکننده ترک به کار گرفته شده است. در ادامه دو مدل جدید برای پیش‌بینی عمر خستگی تحت اثر اضافه بار ارائه شده که در مدل اول پارامتر ضریب شدت تنش و در مدل دوم پارامتر انتگرال J به عنوان نیروی محرکه ترک در نظر گرفته می‌شود. در پایان نتایج مدل‌های ارائه شده با مدل هارمن [14] مقایسه و با آزمون‌های تجربی ارزیابی می‌گردد.

2- مشخصات قطعه و آزمون‌های خستگی

در پژوهش حاضر نمونه‌های آزمایش از ورق فولاد AISI 4140 با ضخامت 10mm در راستای طولی تهیه شده است. جدول 1، ترکیب شیمیایی فولاد مورد استفاده را نشان می‌دهد. تنش تسلیم و تنش نهایی قطعه براساس نتایج آزمایش‌های کشش تک محوری بر طبق استاندارد ASTM E8 به ترتیب برابر با 402MPa و 602MPa می‌باشد. در شکل 1 نمودار تنش-ازدیاد طول نسبی قطعه ملاحظه می‌شود.

2-1- آزمایش‌های خستگی

آزمایش‌های رشد ترک خستگی با دامنه ثابت جهت تعیین ضرایب معادله پاریس بر روی قطعات CT مطابق استاندارد ASTM E647 با ابعاد و اندازه داده شده در شکل 2 انجام شد. تمامی نمونه‌ها با دستگاه خستگی هیدرولیک دارتک¹ 5 تن با فرکانس 10Hz در محیط با دمای حداکثر 25°C و حداکثر رطوبت 25% مورد آزمایش قرار گرفت.

آزمایش‌های تجربی شامل ایجاد ترک اولیه با حداقل طول 2mm و سپس رشد ترک با حداکثر بار 8kN و نسبت تنش 0/1 بوده است. طول ترک با روش نرمی الاستیک² اندازه‌گیری شد و برای کالیبره کردن آن از ذره‌بین با بزرگنمایی 25 برابر استفاده شد. در این روش طول ترک از طریق یک رابطه غیرخطی با مرتبه 5 به بازشدگی دهانه ترک مرتبط شده است [24]:

$$\alpha = \frac{a}{W} = C_0 + C_1 u_x + C_2 u_x^2 + C_3 u_x^3 + C_4 u_x^4 + C_5 u_x^5 \quad (4)$$

$$u_x = \left\{ \left[\frac{EVB}{P} \right]^2 + 1 \right\}^{-1} \quad (5)$$

در روابط (4) و (5)، a طول ترک، B ضخامت قطعه، W پهنای موثر قطعه (شکل 2)، E مدول الاستیسیته، P بار اعمال شده و V اندازه بازشدگی دهانه ترک تحت بار P است. ضرایب C_0 تا C_5 مقادیر ثابتی بوده که براساس محل اندازه‌گیری بازشدگی دهانه ترک تعیین می‌شوند. مقادیر این ضرایب در مرجع [24] آورده شده است.

پس از تعیین طول ترک در سیکل‌های مختلف لازم است تا کالیبراسیون نتایج انجام پذیرد. برای این منظور در نقاط معین، طول ترک با ذره‌بین با بزرگنمایی 25 برابر اندازه‌گیری شده و با طول ترک به دست آمده از رابطه (4) مقایسه می‌شود. برای کالیبراسیون نتایج طبق استاندارد ASTM E647 می‌توان مدول الاستیسیته جسم را که در رابطه (5) به کار می‌رود تا 10% تغییر داد.

1- Dartek
2- Elastic compliance

3- Ultrasonic
4- Potential drop
5- Eddy current
6- Acoustic emission
7- High magnification photography
8- Opening load (Pop)
9- Compliance offset
10- Displacement transducer
11- MATLAB

2-2- آزمایش‌های اضافه بار

آزمون‌های خستگی جهت تعیین اثر اضافه بار بر نرخ رشد ترک و عمر خستگی با پارامترهای مشابه آزمایش‌های رشد ترک دامنه ثابت و بر روی نمونه‌های یکسان انجام پذیرفت. تک اضافه بار¹ با مقادیر نسبت اضافه بار² 1/5 و 1/75 پس از رشد ترک به طول تقریبی 5 mm به نمونه‌های CT اعمال شده و تغییرات رشد ترک و عمر خستگی مشخص گردید. در شکل 4 نحوه اعمال اضافه بار نشان داده شده است.

3- شبیه‌سازی اجزاء محدود

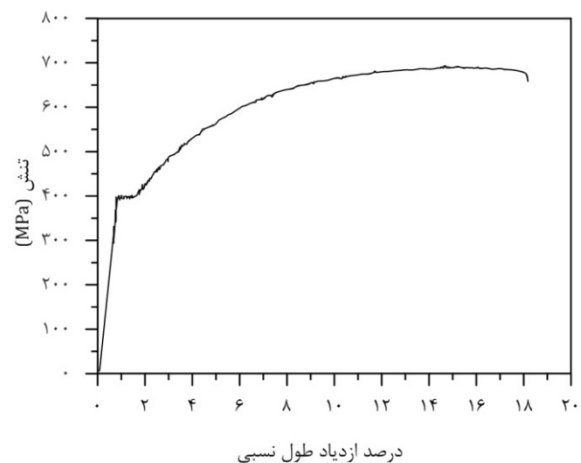
در این پژوهش، اثر اضافه بار بر رشد ترک براساس مفهوم بسته شدن ترک در نرم‌افزار آباکوس³ شبیه‌سازی شده است. همان‌گونه که در شکل 5 ملاحظه می‌شود، مدل دوبعدی اجزاء محدود با در نظر گرفتن تقارن با اندازه و ابعاد مشابه نمونه‌های CT آزمایش‌های تجربی مش‌بندی شده است. برای مش‌بندی از المان‌های 4 گرهی استفاده شده و در نواحی اطراف ترک اندازه المان‌ها پالایش شد. نحوه پالایش المان‌ها براساس نتایج شبیه‌سازی‌های سولانکی و همکارانش [25] بوده که در بخش بعد تشریح می‌شود. در نهایت مدل اجزاء محدود با اندازه المان 0/1 mm (محدوده نوک ترک) شامل 3981 گره و 3765 المان می‌باشد. علاوه بر این رفتار ماده به صورت الاستیک-پلاستیک (داده‌های جدولی تست کشش) و معیار وان-میرز⁴ مدل گردید. مطابق آزمون‌های رشد ترک در مدل بدون اضافه بار⁵، نیروی بیشینه و کمینه سیکلی به ترتیب با اندازه‌های 8 kN و 0/8 kN به قطعه اعمال شد. در شبیه‌سازی اضافه بار، بارگذاری کلی یکسان بوده و فقط در سیکل اضافه بار، نیروی بیشینه افزایش می‌یابد.

3-1- شبیه‌سازی بسته شدن ترک

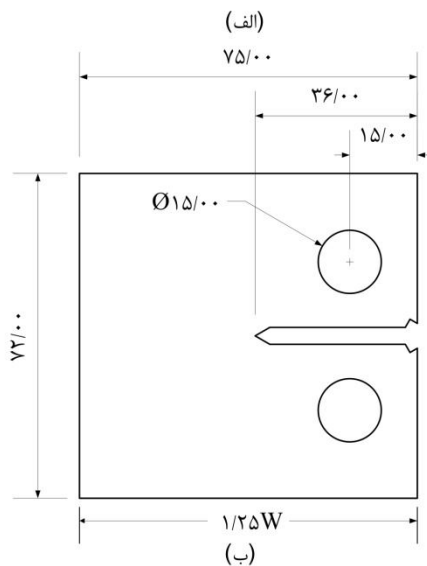
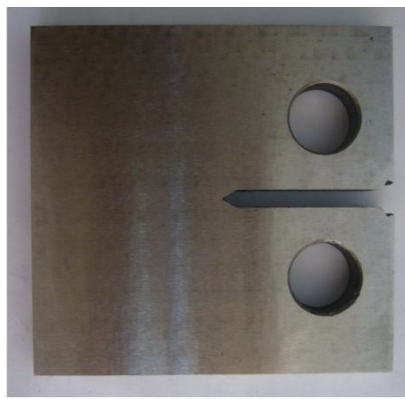
پارامترهای مختلفی در شبیه‌سازی بسته شدن ترک تاثیر گذار هستند که تغییر هر کدام می‌تواند باعث تغییر در نتایج نیروهای بازکننده ترک گردد [26]. در این بخش پارامترهای مهم در این پژوهش به اختصار بیان می‌شود.

جدول 1 درصد وزنی عناصر تشکیل دهنده فولاد AISI4140

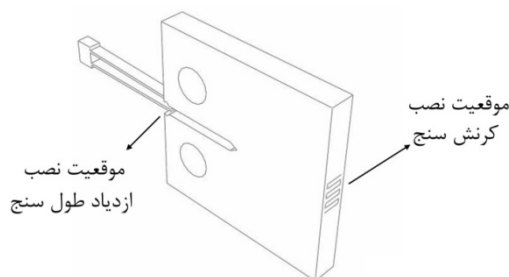
عنصر	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	C
درصد وزنی	0/27	0/75	0/022	0/007	0/97	0/2	0/41



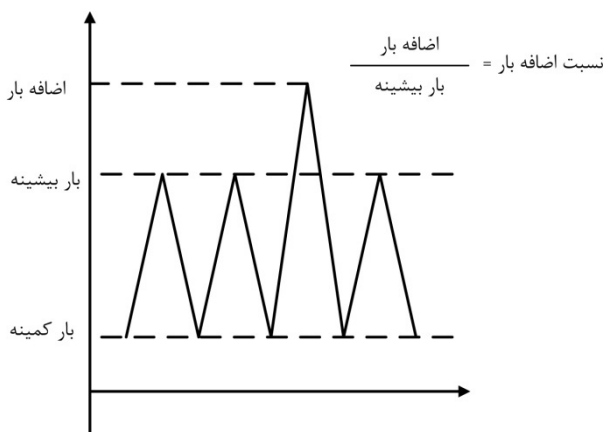
شکل 1 تست کشش نمونه استاندارد E8 فولاد AISI 4140



شکل 2 مشخصات نمونه CT (تمامی اعداد برحسب میلی‌متر)

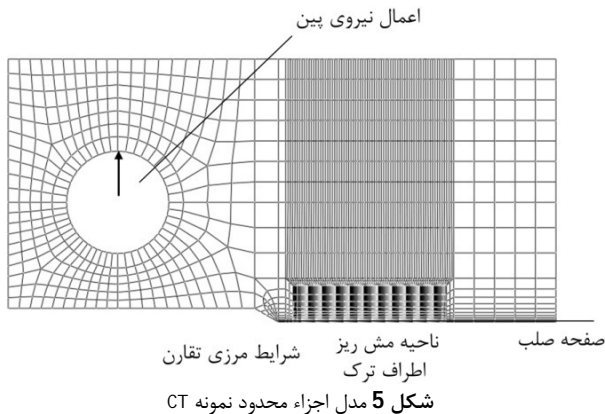


شکل 3 محل نصب کرنش سنج و ازدیاد طول سنج برای تعیین نیروی بازکننده ترک طبق استاندارد ASTM E647 [22]

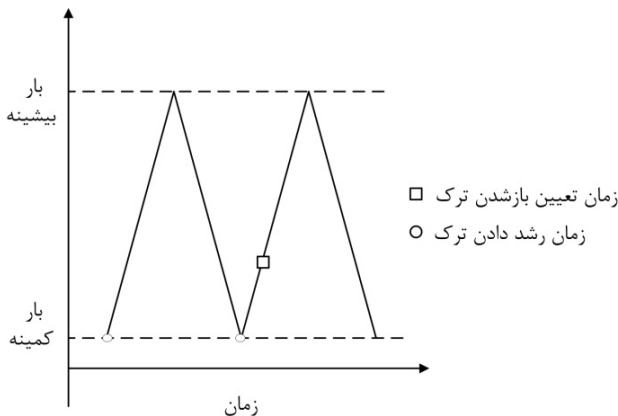


شکل 4 نحوه اعمال اضافه بار

- 1- Single over load
- 2- Over Load Ratio (OLR)
- 3- ABAQUS
- 4- Von-Mises
- 5- No-overload



شکل 5 مدل اجزاء محدود نمونه CT



شکل 6 شمای کلی نحوه رشد دادن ترک و تعیین نیروی باز کننده ترک

$$K_{op} = \frac{P_{op}}{P_{max}} \times K_{max} \quad (8)$$

با توجه به اثر اضافه بار بر بسته شدن ترک، ضریب شدت تنش موثر می‌تواند پارامتر مناسبی برای در نظر گرفتن رشد ترک پس از اعمال اضافه بار باشد. بنابراین در پژوهش حاضر، رابطه دو ضابطه‌ای (9) جهت بررسی رشد ترک ارائه می‌شود:

$$\frac{da}{dN} = C_1 (\Delta K)^{m_1} \quad \text{قبل از اعمال اضافه بار} \quad (1-9)$$

$$\frac{da}{dN} = C_2 (\Delta K_{eff})^{m_2} \quad \text{بعد از اعمال اضافه بار} \quad (2-9)$$

رابطه (1-9) پیش از اعمال اضافه بار و رابطه (2-9) پس از اعمال اضافه بار مورد استفاده قرار می‌گیرد. ضرایب C_1, m_1 همان ضرایب رابطه پاریس است که از آزمایش‌های خستگی بدون اضافه بار تعیین می‌شوند و ضرایب C_2, m_2 از برازش معادله (2-9) بر داده‌های تست رشد ترک با در نظر گرفتن اثر بسته شدن ترک به دست می‌آیند.

عمر خستگی قطعه در فاصله طول ترک اولیه a_i تا طول ترک نهایی a_f را با انتگرال‌گیری از روابط (1-9) و (2-9) می‌توان مشخص نمود. با توجه به اینکه در شبیه‌سازی اجزاء محدود، ترک به صورت ناپیوسته رشد داده می‌شود این انتگرال تبدیل به مجموع جملات شده و به صورت رابطه (10) نوشته می‌شود:

$$N = \sum_{i=a_i}^{a_{oi}} \frac{da}{C_1 (K_{max} - K_{min})^{m_1}} + \sum_{i=a_{oi}}^{a_f} \frac{da}{C_2 (K_{max} - K_{op})^{m_2}} \quad (10)$$

در رابطه (10) طول ترک در هنگام اعمال اضافه بار، da میزان رشد ترک در هر مرحله و N تعداد سیکل‌های خستگی در فاصله a_i تا a_f هستند. با توجه

بسته شدن ترک هنگامی رخ می‌دهد که ترک به اندازه کافی رشد کرده و ناحیه پلاستیک صفحات ترک را دربر گیرد. با توجه به ایجاد تنش پسماند فشاری در نوک ترک، بازشدگی ترک در باری بیشتر از بار کمینه رخ می‌دهد. مهم‌ترین پارامتر در تعیین دقت نتایج شبیه‌سازی بسته شدن ترک، اندازه المان ناحیه ترک بوده که با توجه به نتایج سولانکی و همکارانش [25] لازم است تا حداقل 3-4 المان در ناحیه پلاستیک برگشت¹ ایجاد شود.

فرو رفتگی سطوح ترک در پروسه بسته شدن ترک می‌تواند باعث کاهش دقت نتایج گردد، بنابراین برای جلوگیری از فرورفتگی سطوح ترک یک صفحه صلب موازی سطح ترک ایجاد و تماس بین صفحه صلب و المان‌های سطح ترک برقرار شد (شکل 5).

شبیه‌سازی رشد ترک در هر مرحله با آزادسازی گره نوک ترک میسر می‌شود. یکی از موارد مهم در این زمینه زمان آزادسازی گره است. برخی از پژوهشگران، در بار کمینه و برخی در بار بیشینه و گروهی نیز کمی بعد از بار بیشینه اقدام به رشد ترک نموده‌اند [27]. پژوهش سولانکی و همکارانش [25] نشان داد در صورتی که المان‌های اطراف ترک به قدر کافی ریز باشند آزادسازی گره ترک تأثیری بر نتایج نخواهد داشت. در این پژوهش با توجه به همگرایی بهتر، آزادسازی گره در بار کمینه و مطابق شکل 5 انجام گرفت.

یکی از مباحث مورد بررسی در زمینه بسته شدن ترک، معیار باز یا بسته بودن ترک است. از جمله مهم‌ترین این معیارها، پایش جابه‌جایی گره اول ماقبل ترک، گره دوم ماقبل ترک و روش تنش تماسی [28] می‌باشد. وی و جیمز [29] با بررسی ضریب شدت تنش موثر در نمونه CT از جنس پلی کربنات نشان دادند که نتایج تحلیل بازشدگی ترک بر اساس جابه‌جایی گره اول ماقبل نوک ترک، همخوانی بهتری با نیروی پیش برنده ترک دارد. با توجه به این موضوع برای تعیین بازشدگی ترک، جابه‌جایی گره اول ماقبل نوک ترک پایش می‌شود. در مرحله بارگذاری هرگاه جابه‌جایی گره مثبت باشد ترک باز در نظر گرفته شده و در مرحله باربرداری به محض برخورد گره ماقبل ترک با سطح صلب، جابه‌جایی آن صفر شده و ترک بسته خواهد بود.

از دیگر عوامل موثر بر تعیین نیروی بازکننده ترک، تعداد سیکل‌های خستگی در هر مرحله از رشد ترک است که بر اساس تحقیقات مانتوس و ناول [30] و سیمیانتیک و همکارانش [31] دو سیکل خستگی پیش از رشد ترک در هر مرحله در نظر گرفته می‌شود. در شکل 6 نحوه رشد ترک به صورت شماتیک نشان داده شده است.

4- مدل تخمین عمر خستگی

در این قسمت، دو مدل تخمین عمر خستگی برای بررسی اثر اضافه بار بر رشد ترک خستگی ارائه می‌شود که هر دو بر اساس اثر اضافه بار بر بسته شدن ترک پایه‌ریزی شده‌اند. در مدل اول، ضریب شدت تنش موثر و در مدل دوم انتگرال I موثر پارامتر کنترل کننده رشد ترک است.

4-1- مدل رشد ترک خستگی بر اساس ضریب شدت تنش موثر

البر [8] در سال 1970 رابطه (7) را برای ضریب شدت تنش موثر پیشنهاد نمود:

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op} \quad (7)$$

در رابطه (7) K_{max} ضریب شدت تنش در بار بیشینه و K_{op} ضریب شدت تنش معادل با نیروی بازکننده ترک است. با توجه به رابطه خطی نیروی اعمالی و ضریب شدت تنش، K_{op} به صورت رابطه (8) نوشته می‌شود [8]:

1- Reversed plastic zone

با توجه به نکات فوق در پژوهش حاضر، برای بررسی اثر اضافه بار بر رشد ترک با توجه به انتگرال J ، رابطه دو ضابطه‌ای (20) را در نظر می‌گیریم:

$$\frac{da}{dN} = C_3 (\Delta J)^{m_3} \quad \text{قبل از اعمال اضافه بار} \quad (1-20)$$

$$\frac{da}{dN} = C_4 (\Delta J_{eff})^{m_4} \quad \text{بعد از اعمال اضافه بار} \quad (2-20)$$

در رابطه (20) ضرایب C_3 ، C_4 ، m_3 و m_4 از برازش منحنی نتایج تست رشد ترک در حالت بدون اضافه بار به دست می‌آیند.

5- نتایج و بحث

5-1- نتایج آزمون‌های تجربی بدون اضافه بار

در شکل 8، سطح شکست یکی از نمونه‌های CT مورد آزمایش نشان داده شده است. هر سه مرحله پیش ترک، رشد پایدار ترک و رشد ناپایدار ترک تا شکست نهایی در نمونه قابل مشاهده است. نمودارهای رشد ترک بر حسب تعداد سیکل برای نمونه‌های شماره 1، 3 و 4 در شکل 9 ملاحظه می‌شود. شایان ذکر است که در نمونه 2، رشد ترک پس از حدود 5 میلی‌متر و 40000 سیکل متوقف شد که نتایج آن از محاسبات حذف گردید. براساس نتایج رشد ترک سه نمونه 1، 3 و 4، نمودار نرخ رشد ترک بر حسب بازه ضریب شدت تنش در شکل 10 نشان داده شده است. با توجه به نتایج این پژوهش، برازش منحنی پاریس بر روی داده‌های رشد ترک رابطه (21) را به دست می‌دهد.

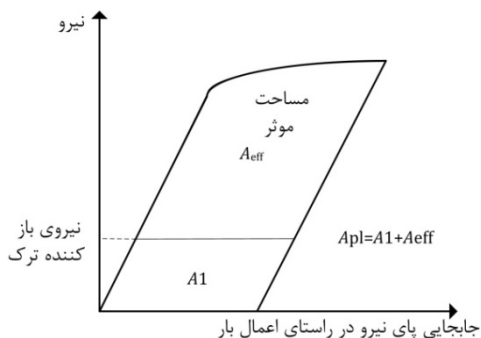
$$\frac{da}{dN} = 1.92 \times 10^{-8} (\Delta K)^{2.747} \quad (21)$$

5-1-1- تعیین نیروی بازکننده ترک

نیروی بازکننده ترک به‌طور تجربی و در طول ترک 5mm محاسبه شد. در شکل 11، تغییرات نرمی انتقال یافته ترک بر حسب بار اعمالی نشان داده شده است. با در نظر گرفتن معیارهای نرمی انتقال یافته 1%، 2% و 4% به ترتیب نیروی بازکننده ترک بی بعد (P_{op}/P_{max}) برابر 0/456، 0/456 و 0/45 است.

5-2- نتایج آزمون‌های تجربی با در نظر گرفتن اضافه بار

در این پژوهش تک اضافه بارهایی با نسبت اضافه بار 1/5 و 1/75 پس از 5mm رشد ترک، اعمال شد و اثر آن بر روی رشد ترک مورد بررسی قرار گرفت. در شکل 12، نمودار رشد ترک بر حسب سیکل خستگی در هر دو حالت نشان داده شده است. مقایسه این نتایج با متوسط عمر خستگی نمونه‌های CT بدون اضافه بار بیانگر 1/24 برابر شدن عمر خستگی پس از اعمال اضافه بار با نسبت 1/5 است. در حالی که افزایش نسبت اضافه بار به 1/75 باعث افزایش چشمگیر 50% عمر خستگی در قیاس با نمونه‌های بدون اضافه بار شده است.



شکل 7 مساحت زیر نمودار نیرو - جابه‌جایی برای تعیین انتگرال J

به نحوه رشد دادن ترک، مقدار da برابر با طول المان در ناحیه نوک ترک می‌باشد. ضریب شدت تنش متناسب با بار اعمالی نیز از رابطه (11) محاسبه می‌شود [32]:

$$K = \frac{P}{B} \sqrt{\left(\frac{\pi}{W}\right)} \times (16.7\alpha^{0.5} - 104.7\alpha^{1.5} + 369.9\alpha^{2.5} - 573.8\alpha^{3.5} + 360.5\alpha^{4.5}) \quad (11)$$

4-2- مدل رشد ترک خستگی بر اساس انتگرال J

با توجه به نواحی پلاستیک بزرگ ایجاد شده در نوک ترک پس از اعمال اضافه بار، مکانیک شکست الاستوپلاستیک می‌تواند درک بهتری از نحوه رشد ترک ارائه نماید. بنابراین، مدلی برای استفاده از انتگرال J برای بررسی اثر اضافه بار بر رشد ترک خستگی ارائه می‌شود. ساختار کلی مدل، مشابه روش ضریب شدت تنش موثر (بخش 4-1) است. باید توجه کرد که غیرخطی بودن J پیچیدگی‌هایی در تعیین بازه‌های ΔJ ، ΔJ_{eff} ایجاد می‌کند که آن‌ها را به صورت روابط (12) و (13) می‌توان بیان نمود [33]:

$$\Delta J \neq J_{max} - J_{min} \quad (12)$$

$$\Delta J_{eff} \neq J_{max} - J_{op} \quad (13)$$

با توجه به روابط (12) و (13) استفاده از رابطه انتگرالی J که به‌طور خودکار در نرم‌افزار آباکوس محاسبه می‌شود قابل استفاده نخواهد بود. برای تعیین پارامترهای ΔJ و ΔJ_{eff} روابط دیگری ارائه شده است که مشهورترین آن رابطه تاناکا و همکارانش [34] است. آنان نشان دادند در شرایط کوچک بودن پلاستیسیته نوک ترک می‌توان بازه ΔJ را از رابطه (14) محاسبه کرد:

$$\Delta J = \frac{(\Delta K)^2}{E'} \quad (14)$$

در رابطه (14) همان E' مدول الاستیسیته ماده در شرایط تنش صفحه‌ای و $E/(1-\nu^2)$ برای شرایط کرنش صفحه‌ای است. ایراد اصلی رابطه (14) در نظر نگرفتن پلاستیسیته نوک ترک می‌باشد. فرم الاستیک-پلاستیک این رابطه با توجه به استاندارد ASTM E1820 برای نمونه‌های CT به فرم رابطه (15) به دست می‌آید [35]:

$$\Delta J_{total} = \Delta J_{el} + \Delta J_{pl} = \frac{(\Delta K)^2}{E'} + \frac{\eta A_{pl}}{B b_0} \quad (15)$$

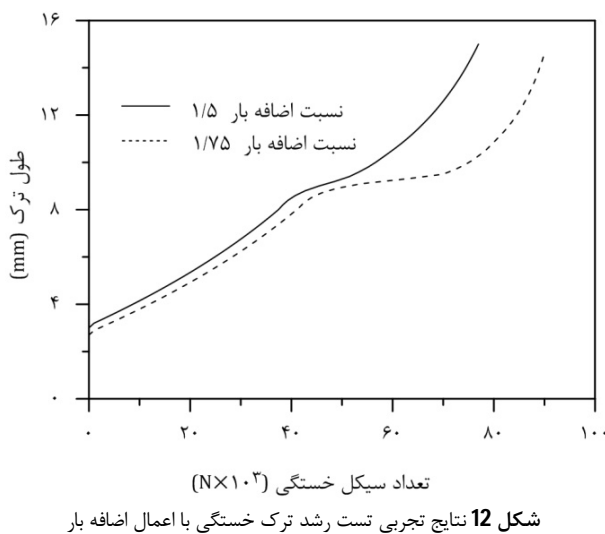
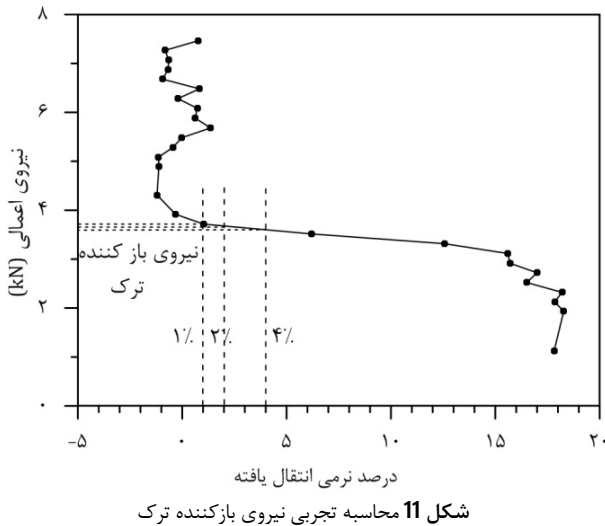
$$b_0 = W - a_0 \quad (16)$$

$$\eta = 2 + 0.522 \frac{b_0}{W} \quad (17)$$

در رابطه (15)، ΔJ_{pl} ترم پلاستیک انتگرال J ، A_{pl} مساحت ناحیه پلاستیک زیر سطح نمودار بار-جابه‌جایی (شکل 7)، W عرض موثر نمونه CT، a_0 طول ترک اولیه، B ضخامت نمونه، b_0 طول ناحیه بدون ترک نمونه CT و η مقدار ثابت می‌باشد. داوولینگ و بگلی [17] نشان دادند که برای تعیین مقدار موثر انتگرال J (ΔJ_{eff})، لازم است در ترم اول رابطه (10) ضریب شدت تنش موثر را جایگزین بازه ضریب شدت تنش نمود و در ترم دوم نیز مساحت موثر زیر سطح نمودار بار-جابه‌جایی که ناحیه بالای نیروی بازکننده ترک می‌باشد استفاده شود. این نواحی در شکل 7 نشان داده شده‌اند. بر این اساس، رابطه ΔJ_{eff} توسط رابطه (19) تعریف می‌شود [17]:

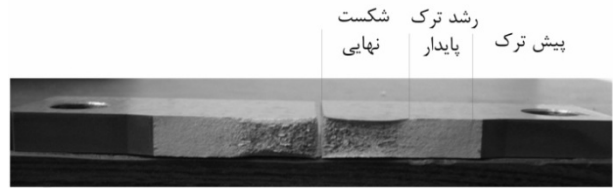
$$\Delta J_{eff} = (\Delta J_{el})_{eff} + (\Delta J_{pl})_{eff} = \frac{(\Delta K_{eff})^2}{E'} + \frac{\eta A_{eff}}{B b_0} \quad (19)$$

ترم اول رابطه (19) با استفاده از رابطه (2) محاسبه شده و ترم دوم با استفاده از روش جمع دوزنقه‌ای مساحت زیر نمودار بار-جابه‌جایی به دست می‌آید.

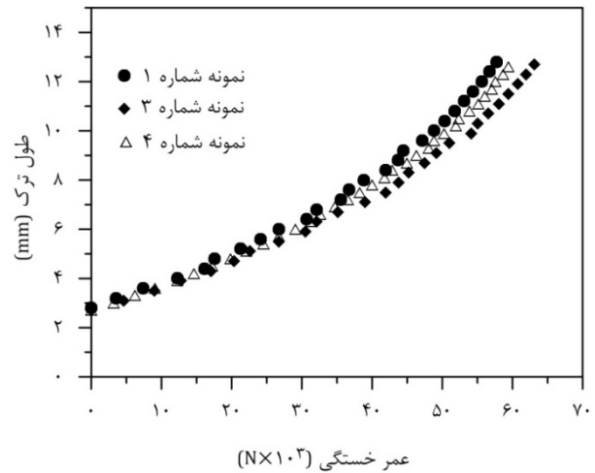


مقایسه نتایج شبیه‌سازی رشد ترک در حالت بدون اضافه بار با اندازه‌گیری تجربی نیروی بازکننده ترک در طول ترک 5mm نشان دهنده دقت 89% با معیار نرمی 1% است.

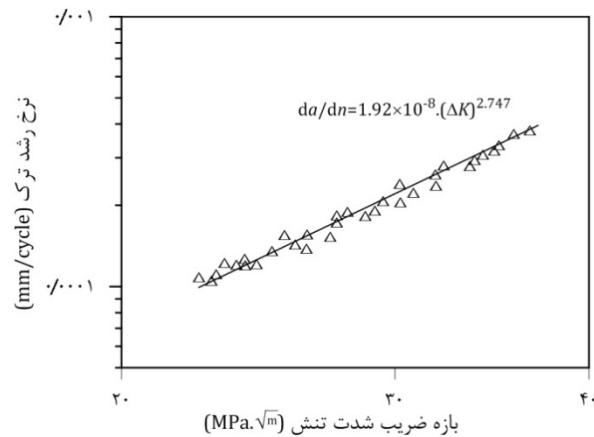
پس از اعمال اضافه بار با نسبت 1/5، افت ناگهانی نیروی بازکننده ترک رخ می‌دهد. اما به تدریج نیروی بازکننده ترک افزایش یافته و به مقدار بیشینه خود پس از 1mm رشد ترک با اندازه 0/7 می‌رسد. با رشد بیشتر ترک، از اثر اضافه بار کاسته شده و نتایج بسته شدن ترک به حالت بدون اضافه بار میل می‌کند. بررسی نتایج اضافه بار 1/75 نشان‌دهنده افزایش نیروی بازکننده ترک بی بعد تا حداکثر مقدار 0/84 است. این میزان 22% بیشتر از نیروی بازکننده ترک در حالت اضافه بار 1/5 می‌باشد. مقایسه نتایج اضافه بار 1/5 و 1/75 نشان‌دهنده تأثیر بیشتر اضافه بار 1/75 بر روی نیروهای بازکننده ترک هم از لحاظ اندازه و هم از لحاظ محدوده اثر است. برای روشن‌تر شدن این موضوع، در شکل 14 نواحی پلاستیک ایجاد شده در نوک ترک برای این سه حالت با یکدیگر مقایسه شده‌اند. این نتایج بیانگر 2/2 برابر شدن طول ناحیه پلاستیک در اضافه بار 1/5 است. در حالی که اضافه بار 1/75، طول ناحیه پلاستیک نوک ترک را 3 برابر می‌کند. با توجه به اینکه بسته شدن ترک ارتباط مستقیمی با اندازه ناحیه پلاستیک دارد این نتایج تغییرات نیروهای بازکننده ترک نشان داده شده در شکل 13 را توجیه می‌کند.



شکل 8 سطح شکست نمونه CT



شکل 9 نتایج تجربی آزمون رشد ترک نمونه استاندارد CT از فولاد AISI 4140



شکل 10 نتایج تجربی نمودار نرخ رشد ترک برحسب بازه ضریب شدت تنش

3-5- نتایج شبیه‌سازی بسته شدن ترک

در این پژوهش نیروهای بازکننده ترک براساس شبیه‌سازی‌های صورت گرفته در نرم‌افزار آباکوس بررسی می‌شود. در شکل 13، نیروهای بازکننده ترک بی بعد در سه مدل بدون اضافه بار و با اضافه بارهای 1/5 و 1/75 مشاهده می‌گردد. نگاه کیفی به این نتایج بیانگر افزایش نیروهای بازکننده ترک در اثر اعمال اضافه بار است که این میزان با افزایش اضافه بار بیشتر خواهد بود. روند کلی تغییرات نیروهای بازکننده ترک در مدل بدون اضافه بار مبین 0/35 افزایش در همان 10 سیکل اولیه بوده که پژوهشگران آن را زمان پایداری¹ نام‌گذاری کرده‌اند. این زمان تحت تأثیر ورود سطوح ترک به ناحیه پلاستیک می‌باشد. این روند افزایشی با نرخ کمتری ادامه داشته تا به بیشینه خود پس از 3/7 میلی‌متر رشد ترک با مقدار نرمال شده 0/4 می‌رسد. پس از آن نیروی بازکننده ترک بی بعد روند کاهش تدریجی داشته و به مقدار 0/24 (در پایان شبیه‌سازی) میل می‌کند.

1- Stabilization

4-5- پیش بینی عمر خستگی

برای تعیین عمر خستگی طبق روابط (7) تا (19)، ابتدا لازم است بازه تغییرات ضریب شدت تنش ΔK ، ضریب شدت موثر ΔK_{eff} ، بازه تغییرات انتگرال J و انتگرال I موثر متناظر با هر طول ترک برای سه نوع بارگذاری اعمال شده تعیین شود. در شکل 16، تغییرات ضریب شدت تنش و ضریب شدت تنش موثر برای رشد ترک به طول 12 میلی‌متر نشان داده شده است. این نتایج بیانگر افزایش آبی ضریب شدت تنش موثر پس از اعمال اضافه بار است، اما در ادامه کاهش ضریب شدت تنش رخ می‌دهد که در نهایت منجر به کاهش نرخ رشد ترک و افزایش عمر خستگی خواهد شد. کاهش ضریب شدت تنش موثر به ترتیب 51% و 74% برای اضافه بارهای 1/5 و 1/75 می‌باشد.

بررسی مقادیر انتگرال J (شکل 17) بیانگر افزایش اختلاف مقادیر ΔJ_{total} و ΔJ_{eff} با افزایش طول ترک است. این مقدار در طول ترک نهایی حدود 10% بوده که نشان‌دهنده اهمیت در نظر گرفتن ترم پلاستیک انتگرال J است. اعمال اضافه بار به اندازه 1/5 باعث کاهش 71% ΔJ_{eff} در نمونه CT گردیده، در حالی که اضافه بار 1/75 کاهش بیشتری با اندازه 81% نشان می‌دهد. در هر دو مدل پس از عبور ترک از ناحیه پلاستیک مربوط به اضافه بار، ΔJ_{eff} به مدل بدون اضافه بار میل می‌کند.

با تعیین ضرایب شدت تنش موثر و انتگرال J موثر، تعیین عمر خستگی با استفاده از روابط (9) و (20) منوط به تعیین پارامترهای C_2, C_3, C_4, m_2, m_3 و m_4 می‌باشد. پارامترهای C_2 و m_2 از برازش منحنی رشد ترک نمونه CT (شکل 9) و پارامتر ضریب شدت تنش موثر برای نمونه بدون اضافه بار به دست می‌آید. به همین ترتیب، پارامترهای C_3, C_4, m_3, m_4 از برازش منحنی رشد ترک CT بر نتایج انتگرال J و ΔJ_{total} محاسبه می‌شوند. با توجه به نتایج تجربی این پژوهش و با انجام مراحل فوق روابط (22) تا (24) به دست می‌آید.

$$\frac{da}{dN} = 9.85 \times 10^{-7} (\Delta K_{eff})^{1.832} \quad (22)$$

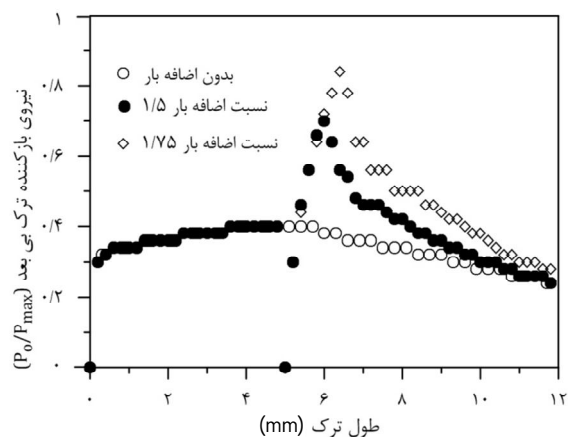
$$\frac{da}{dN} = 3.02 \times 10^{-9} (\Delta J)^{1.325} \quad (23)$$

$$\frac{da}{dN} = 3.26 \times 10^{-7} (\Delta J_{eff})^{0.854} \quad (24)$$

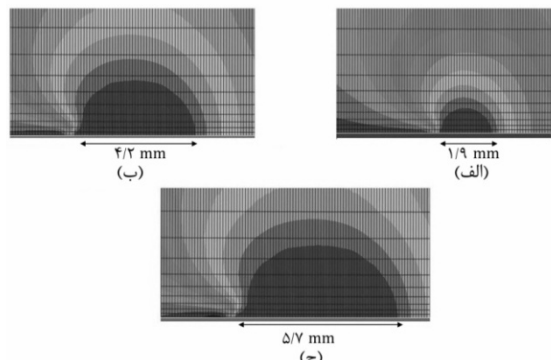
شایان ذکر است ثوابت رابطه‌های (22) تا (24) مستقل از آزمایش‌های اضافه بار بوده و برای بارگذاری‌های دیگر نیز قابل استفاده می‌باشد. با جایگذاری ضرایب شدت تنش و انتگرال J در روابط (21) تا (24) پیش‌بینی رشد ترک و عمر خستگی برای حالات مختلف در شکل 18 نشان داده شده است. پیش‌بینی مدل ΔK_{eff} بیانگر به ترتیب افزایش 20 و 62/5 درصدی عمر خستگی قطعه پس از اعمال اضافه بارهای 1/5 و 1/75 می‌باشد. از طرف دیگر، مدل ΔJ_{eff} افزایش عمر خستگی 16% و 41% برای اضافه بارهای 1/5 و 1/75 پیش‌بینی می‌کند.

مقایسه نتایج پیش‌بینی‌های عمر خستگی با تست تجربی در جدول 2، بیانگر دقت قابل قبول هر دو مدل با بیشترین خطای 10% در مدل ضریب شدت تنش و خطای 6- درصد برای مدل انتگرال J است. پیش‌بینی عمر خستگی مدل ضریب شدت تنش در حالت اضافه بار 1/5، کمتر از مقدار آزمایش‌های تجربی و در حالت اضافه بار 1/75 بیشتر از مدل تجربی بوده است. در حالی که مدل انتگرال J در هر دو حالت عمر کمتری را پیش‌بینی می‌کند. این نتایج نشان‌دهنده قابلیت اعتماد مدل‌های ارائه شده در این پژوهش است که با توجه به تغییرات بیشتر نتایج مدل ضریب شدت تنش، مدل انتگرال J می‌تواند پارامتر مناسب‌تری در پیش‌بینی رشد ترک تحت اضافه بار باشد.

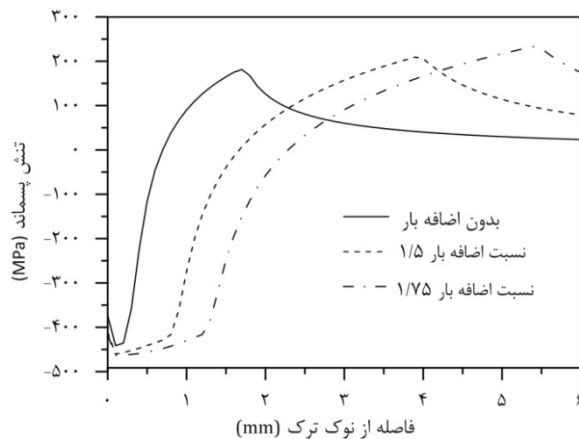
تغییرات نیروهای بازکننده ترک از منظر تنش‌های پسماند فشاری ایجاد شده در نوک ترک نیز قابل بررسی است. شکل 15 نشان می‌دهد که در هنگام باربرداری، تنش‌های پسماند فشاری در نوک ترک ایجاد می‌شود. با اعمال اضافه بار، بر میزان این تنش‌های فشاری افزوده شده و ترک دیرتر باز می‌شود. نکته حائز اهمیت در نتایج شکل 15، تغییرات جزئی بیشینه مقدار تنش پسماند فشاری از لحاظ اندازه است. اما آنچه باعث افزایش نیروهای بازکننده ترک شده است، گسترش محدوده تنش‌های پسماند فشاری پس از اعمال اضافه بار می‌باشد. اندازه ناحیه متأثر از تنش پسماند فشاری جلوی ترک از 0/6 میلی‌متر برای حالت بدون اضافه بار به 1/6 و 2/2 میلی‌متر برای اضافه بارهای 1/5 و 1/75 افزایش پیدا می‌کند.



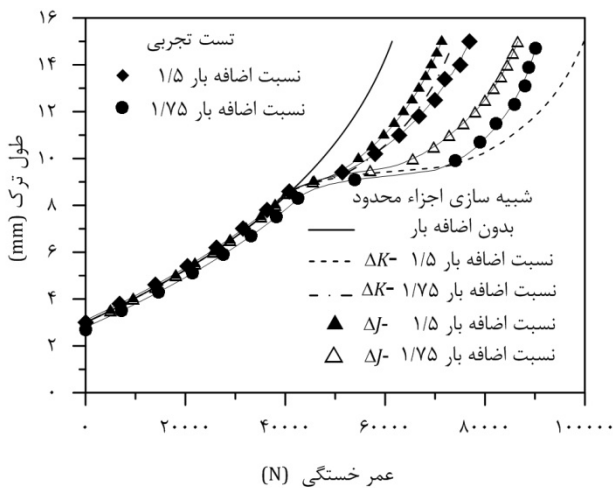
شکل 13 نتایج شبیه‌سازی بسته شدن ترک تحت اثر اضافه بار



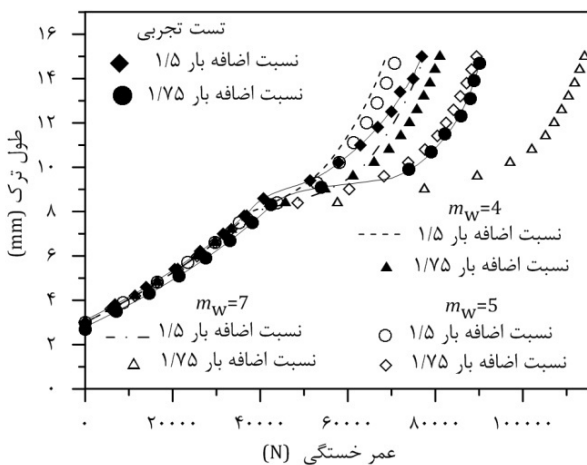
شکل 14 اندازه ناحیه پلاستیک نوک ترک در الف) بارگذاری بدون اضافه بار، ب) اعمال اضافه بار با نسبت 1/5 و ج) اضافه بار با نسبت 1/75



شکل 15 توزیع تنش پسماند فشاری نوک ترک



شکل 18 پیش‌بینی عمر خستگی مدل‌های اجزا محدود



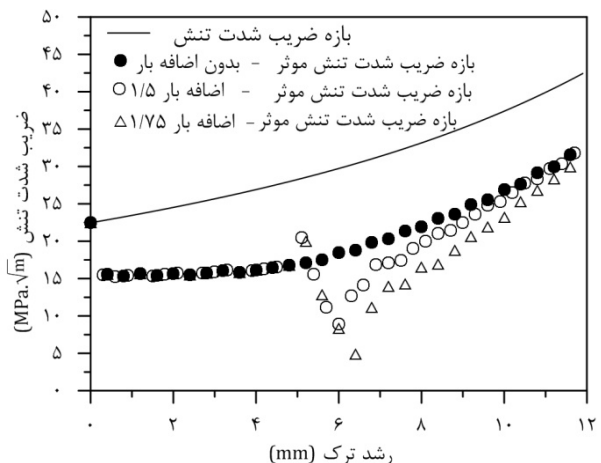
شکل 19 پیش‌بینی عمر خستگی با استفاده از مدل هارمن [14]

جدول 2 مقایسه پیش‌بینی عمر خستگی توسط مدل‌های ارائه شده و نتایج تجربی

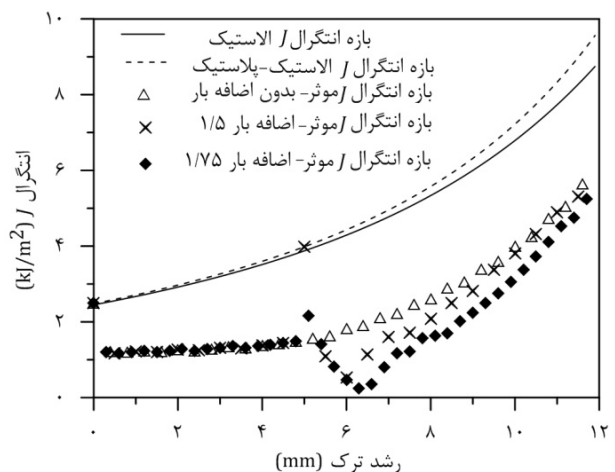
آزمون تجربی	انترگرال J	ضریب شدت تنش	مدل
76358	71298	73763	عمر خستگی - اضافه بار 1/5
90527	86586	99814	عمر خستگی - اضافه بار 1/75
	-6%	-4%	خطا- اضافه بار 1/5
	-6%	+10%	خطا- اضافه بار 1/75

مقایسه روش پیشنهاد شده در این پژوهش و مدل هارمن [14] نشان می‌دهد هر دو روش با جدا سازی رشد ترک قبل و بعد از اضافه بار خطای پیش‌بینی عمر خستگی در این ناحیه را کاهش داده اند (شکل‌های 18 و 19). پس از اعمال اضافه بار، مدل هارمن [14] نرخ رشد ترک را نسبتی از ضریب شدت تنش موثر در حالت بدون اضافه بار در نظر گرفته که این مقدار با اندازه نواحی پلاستیک نوک ترک قبل و بعد از اعمال اضافه بار متناسب است. در پژوهش حاضر، برای تعیین ضریب شدت تنش موثر و انترگرال J موثر از مدل سازی اجزاء محدود بسته شدن ترک برای محاسبه نیروهای بازکننده ترک استفاده شده است. مزیت روش هارمن [14] عدم نیاز به محاسبه نیروهای بازکننده ترک پس از اعمال اضافه بار می‌باشد. در این روش از نتایج مدل بار با دامنه ثابت استفاده می‌شود. در مقابل تعیین پارامتر m_w در مدل هارمن [14] (که لازم است به صورت تجربی و با برازش منحنی‌های رشد ترک به دست آید) از معایب این روش است. در حالت کلی می‌توان به این نکته اشاره کرده که روش‌هایی که

برای مقایسه بهتر نتایج این پژوهش، مدل هارمن [14] بر اساس روابط (1) و (2) مورد استفاده قرار گرفت. بدین ترتیب ابتدا مقادیر ضریب شدت تنش موثر در حالت بدون اضافه بار محاسبه شد. سپس با توجه به اندازه نواحی پلاستیک (شکل 14) تغییرات ضریب شدت تنش موثر پس از اعمال اضافه بار تعیین شد. پارامتر اصلی تعیین کننده نرخ رشد ترک در این مدل m_w ، ضریب ویلر می‌باشد. برای درک بهتر این موضوع، اثر تغییر این پارامتر بر عمر خستگی در دو نسبت اضافه بار 1/5 و 1/75 در شکل 19 نشان داده شده است. این نتایج نشان می‌دهد افزایش m_w از 4 به 7 باعث افزایش 12 درصدی عمر خستگی پیش‌بینی شده در اضافه بار 1/5 و افزایش 40 درصدی عمر خستگی پیش‌بینی شده در اضافه بار 1/75 را در پی خواهد داشت. مقایسه نتایج این مدل با نتایج تجربی نشان می‌دهد در بازه m_w بین 4 تا 7 خطای این مدل برای نسبت اضافه بار 1/5 بین 11% تا 1% درصد بوده و برای نسبت اضافه بار 1/75 بین 10% تا 26% خواهد بود. با توجه به این نتایج، کمترین خطا برای نسبت اضافه بار 1/5 با در نظر گرفتن $m_w=7$ با خطای 1% حاصل شد. برای نسبت اضافه بار 1/75، $m_w=5$ خطای پیش‌بینی عمر خستگی 2% خواهد بود. شایان ذکر است انتخاب بازه m_w بین 4 تا 7 بر اساس مقایسه با نتایج تجربی بوده که بتواند هم مقادیر مثبت خطا و هم مقادیر منفی خطا در دو نسبت تنش 1/5 و 1/75 را پوشش دهد. باید در نظر داشت که بر اساس مدل هارمن m_w با انجام آزمایش‌های مختلف در نسبت اضافه بارهای متعدد و با برازش منحنی‌های عمر خستگی به صورت تابعی از ضریب نسبت تنش محاسبه می‌شود.



شکل 16 اثر اضافه بار بر ضریب شدت تنش موثر



شکل 17 تغییرات انترگرال J و انترگرال J موثر بر حسب رشد ترک

7- مراجع

- D. Broek, The Practical Use of Fracture Mechanics, Second ed, Kluwer 1988.
- R. Kumar, A. Kumar, S. Kumar, Delay effect in fatigue crack propagation, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 67, No. 1, pp. 1-5, 1996.
- L. P. Borresgo, J. M. Ferreira, J. M. Pinho da Cruz, J. M. Costa, Evaluation of overload effects on fatigue crack growth and closure, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, No. 11, pp. 1379-1397, 2003.
- D. M. Shuter, W. Geary, Some aspects of fatigue crack growth retardation behaviour following tensile overloads in a structural steel, Fatigue and Fracture of Engineering Material and Structures, Vol. 19, No. 10, pp. 185-199, 1996.
- Y. K. Tur, O. Vardar, Periodic tensile overloads in 2024-T3 Al-alloy, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 53, No. 1, pp. 69-77, 1996.
- O. E. Wheeler, Spectrum Loading and Crack Growth, Journal of Basic Engineering, Vol. 94, No. 1, pp. 181-186, 1972.
- J. Willenborg, R. M. Engle, H. A. Wood, Crack Growth Retardation Model using an Effective Stress Concept, Air Force Flight Dyn. Lab., W.Patterson Air Force Base, Ohio, TM 71-1-FBR, 1971.
- W. Elber, The Significance of Fatigue Crack Closure, ASTM STP 486, 1971.
- S. Suresh, R. O. Ritchie, Propagation of short fatigue cracks, International Metallurgical Reviews, Vol. 29, No. 1, pp. 445-476, 1984.
- R. J. Dexter, S. J. Hudak Jr, D. L. Davidson, Modelling and measurement of crack closure and crack growth following overloads and underloads, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 33, No. 6, pp. 855-870, 1989.
- D. S. Dugdale, Yielding of steel sheets containing slits, Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 8, No. 2, pp. 100-104, 1960.
- J. C. Newman Jr, An Evaluation of Plasticity-Induced Crack Closure Concept and Measurement Methods, ASTM STP 1343, pp. 128-144, 1999.
- Y. Wu, J. Schijve, Fatigue crack closure measurements on 2024-t3 sheet specimens, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 18, No. 9, pp. 917-921, 1995.
- G. A. Harmain, A model for predicting the retardation effect following a single overload, Theoretical and Applied Fracture Mechanics, Vol. 53, No. 1, pp. 80-88, 2010.
- R. Kumar, Effect of variable single cycle, peak overload on fatigue life, International Journal of Pressure Vessel and Piping, Vol. 48, No. 3, pp. 293-303, 1991.
- L. Banks-Sills, Y. Volpert, Application of cyclic J-integral to fatigue crack propagation of Al 2024-T351, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 40, No. 2, pp. 355-370, 1991.
- N. E. Dowling, J. A. Begley, Fatigue crack growth during gross plasticity and the J-integral. ASTM-STP 590, pp. 82-103, 1976.
- H. Lee, J. Choi, Overload analysis and fatigue life prediction of spot-welded specimens using an effective J-integral, Mechanics of Materials, Vol. 37, No. 1, pp. 19-32, 2005.
- J. Eufinger et al, An engineering approach to fatigue analysis based on elastic-plastic fracture mechanics, Characterisation of Crack Tip Stress Fields, Forni di Sopra (UD), Italy, March 7-9, pp. 34-41, 2011.
- A. S. Mladensky, V. I. Rizov, Application of J-integral in the case of single crack in cantilever beam, Journal of Theoretical and Applied Mechanics, Sofia, Vol. 42, No. 1, pp. 41-54, 2012.
- D. Rozumek, E. Macha, J-integral in the description of fatigue crack growth rate induced by different ratios of torsion to bending loading in AlCu4Mg1, Mat. Wiss. U. Werkstofftech, Vol. 40, No. 10, pp. 743-749, 2009.
- A. R. Shahani, H. Moayeri Kashani, M. Rastegar, M. Botshekanan Dehkordi, Experimental investigation of R-ratio effect on crack growth in LEFM and EPFM ranges, In the 17th International Conference on Mechanical Engineering, Tehran, Iran, 2009. (in Persian)
- A. Zineb, K. Abdellatif, E. B. Larbi, Analysis of single overload effect on crack propagation by using the finite element method, 3rd International Conference on Integrity, Reliability and Failure, Porto/Portugal, 20-24 July 2009.
- American Society for Testing and Materials, Standard test method for measurements of fatigue crack growth rates, ASTM E647-05, 2005
- K. Solanki, S. R. Daniewicz, J. C. Newman, Finite element modeling of plasticity-induced crack closure with emphasis on geometry and mesh refinement effects, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, No. 12, pp. 1475-1489, 2003.
- A. moradi, G. h. Farrahi, Finite element crack closure analysis of Al-2024 T3 using Frederick-Armstrong cyclic plasticity model, in The 16th international conference on mechanical engineering, Kerman, Iran, 2008. (in Persian)

بر اساس پارامترهای تجربی پایه ریزی می‌شوند حجم آزمایشگاهی بیشتری داشته و روش‌هایی که بر اساس مدل‌های اجزاء محدود پایه ریزی می‌شوند حجم محاسباتی بالاتری خواهند داشت.

موضوع قابل بحث دیگری که هارمن [14] نیز به آن اشاره دارد عدم قابلیت مدل هارمن به نشان دادن افزایش نرخ رشد ترک در سیکل‌های اولیه بعد از اعمال اضافه بار است. آزمایش‌های تجربی نشان می‌دهد پس از اعمال اضافه بار، برای سیکل‌های محدودی نرخ رشد ترک به‌طور چشمگیری افزایش یافته و پس از آن کاهش نرخ رشد ترک آغاز می‌گردد. هر دو روش پیشنهادی در این پژوهش بر اساس تغییرات نیروهای بازکننده ترک در مدل اجزاء محدود این افزایش نرخ رشد ترک را نشان می‌دهند. کاهش ناگهانی ضریب شدت تنش موثر و انتگرال / موثر در طول ترک 5mm در شکل‌های 16 و 17 موید این نکته است.

6- جمع بندی و نتیجه گیری

در این پژوهش اثر اضافه بار بر روی رشد ترک در نمونه‌های استاندارد CT از جنس فولاد AISI 4140 به صورت تجربی و عددی بررسی شد. آزمون‌های تجربی رشد ترک بر مبنای استاندارد ASTM E647 با نسبت تنش 0/1 و فرکانس 10Hz صورت پذیرفت. در ادامه با اعمال تک اضافه بارهایی با نسبت اضافه بار 1/5 و 1/75 اثر اضافه بار بر روی عمر خستگی نمونه CT تعیین شد. آزمون‌های تجربی بیانگر افزایش عمر با ضریب 1:1/24 برای اضافه بار 1/5 و 1:1/15 برای اضافه بار 1/75 است.

شبیه‌سازی اجزاء محدود الاستیک-پلاستیک برای تعیین نیروهای بازکننده ترک در نرم‌افزار آباکوس مشابه با آزمون‌های تجربی صورت پذیرفت. برای تعیین عمر خستگی تحت اثر اضافه بار، دو مدل جدید بر اساس معیارهای ضریب شدت تنش و انتگرال / ارائه شد.

نتایج شبیه‌سازی بسته شدن ترک نشانگر افزایش 67 درصدی نیروی بازکننده ترک در حالت اضافه بار 1/5 است که این میزان برای اضافه بار 1/75، 110 درصد است.

استفاده از انتگرال / به عنوان پارامتر رشد ترک نیاز به توجه ویژه‌ای دارد. با توجه به غیر خطی بودن انتگرال /، برای تعیین بازه انتگرال / و مقدار موثر آن نمی‌توان از مدل‌های خطی مشابه ضریب شدت تنش بهره جست. در این پژوهش برای تعیین روابط انتگرال / از استاندارد ASTM E1820 و روش داوولینگ و بگلی [17] استفاده شد.

ارزیابی نیروی بازکننده ترک در طول ترک 5mm با آزمون‌های تجربی، دقت 89% شبیه‌سازی عددی را نشان می‌دهد.

مقایسه عمر خستگی تجربی و شبیه‌سازی‌های عددی بیانگر دقت بالای مدل‌های ارائه شده است. بیشترین خطای مدل ضریب شدت تنش موثر 10+ درصد و در اضافه بار 1/75 بوده و عمر پیش‌بینی شده توسط مدل انتگرال / موثر در هر دو حالت 6% کمتر از آزمون‌های تجربی می‌باشد.

نتایج فوق بیانگر قابلیت اطمینان مدل ارائه شده بر اساس انتگرال / برای تعیین اثر اضافه بار بر رشد ترک خستگی در نمونه‌های CT است.

مقایسه روش ارائه شده در این پژوهش و مدل هارمن نشان داد که مزیت روش پیشنهادی در این تحقیق، عدم وابستگی آن به پارامترهای تجربی برای تعیین اثر اضافه بار می‌باشد. از طرف دیگر، عدم نیاز مدل هارمن [14] به شبیه‌سازی اجزاء محدود حجم محاسباتی آن را کاهش می‌دهد. قابلیت نشان دادن افزایش نرخ رشد ترک در سیکل‌های اولیه پس از اعمال اضافه بار که در آزمایش‌های تجربی مشاهده شده است، از دیگر مزایای مدل ارائه شده در این پژوهش نسبت به مدل هارمن [14] می‌باشد.

- S. Simandjuntak, H. Alizadeh, D. J. Smith, M. J. Pavier, Three dimensional finite element prediction of crack closure and fatigue crack growth rate for a corner crack, *International Journal of Fatigue*, Vol. 28, No. 4, pp. 335-345, 2006.
- A. F. Bower, *Applied mechanics of solids*, CRC Press, 2009.
- T. L. Anderson, *Fracture Mechanics Fundamentals and Applications*, Third Edition, Boca Raton: Tylor & Francis Group, 2005.
- K. Tanaka, T. Hoshide, M. Nakata, Elastic-plastic crack propagation under high cyclic stress, *ASTM STP 803*, pp. 708-722, 1983.
- American Society for Testing and Materials, Standard test method for measurements of fracture toughness, *ASTM E1820-01*, 2001.
- K. Solanki, S. R. Daniewicz, J. C. Newman, Finite element analysis of plasticity-induced fatigue crack closure: an overview, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 71, pp. 149-171, 2004.
- HD. Dill, CR. Saff, Spectrum crack growth prediction method based on crack surface displacement and contact analyses, *ASTM STP 595*, pp. 306-19, 1976.
- L. W. Wei, M. N. James, A study of fatigue crack closure in polycarbonate CT specimens, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 66, No. 3, pp. 223-242, 2000.
- P. F. P. de Matos, D. Nowell, Numerical simulation of plasticity-induced fatigue crack closure with emphasis on the crack growth scheme: 2D and 3D analyses, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 75, No. 8, pp. 2087-2114, 2008.