Amirkabir Journal of Mechanical Engineering

Amirkabir J. Mech. Eng., 53(10) (2022) 1207-1210
DOI: 10.22060/mej.2021.19493.7038

Experimental And Theoretical Assessment Of Mode II Fracture Toughness For Cracked Ductile Specimens With High Strain-Hardening

H. Sadeghian[1], M. Reza Ayatollahi[1*] , A. R. Torabi[2]

[1] Department of Mechanical Engineering, Iran University of Science and Technology, Tehran, Iran
[2] Department of New Science and Technologies, University of Tehran, Tehran, Iran

ABSTRACT: In this research, the mode II fracture toughness of O-notched diagonally loaded square plate samples with pre-existing cracks which are made of stainless steel 316L with specifications of highly ductile behavior and great strain hardening is investigated theoretically and experimentally. For this purpose, several fracture tests are carried out on the pre-cracked specimens to determine the fracture toughness experimentally. The experimental observations and the load-displacement curves obtained from the fracture tests illustrate that the pre-cracked specimens undergo large plastic deformations at the onset of crack propagation. Afterward, the fictitious material concept is used to estimate the values of fracture toughness achieved experimentally. By using fictitious material concept, the fracture toughness of pre-cracked specimens fabricated from stainless steel 316L could be estimated without the need for complicated and time-consuming elastic-plastic failure analysis and by performing only linear elastic analysis. For this purpose, the fictitious material concept is simply combined with mean stress, generalized mean stress, maximum tangential stress, generalized maximum tangential stress, strain energy density and generalized strain energy density criteria. It is shown that combination of fictitious material concept with four linear elastic brittle fracture criteria is quite successful in predicting the mode II fracture toughness of ductile pre-cracked specimens.

Review History:

Received: Oct. 13, 2021
Revised: Apr. 03, 2021
Accepted: Apr. 04, 2021
Available Online: Apr. 11, 2021

Keywords:

Fictitious material concept
Crack propagation
Mode II loading
Elastic fracture mechanics
Fracture toughness

1. INTRODUCTION

Designers tend to use ductile materials in fabrication of engineering structures, since crack growth in such materials usually occurs gradually, which makes the periodic inspections of ductile members easier. Almost the majority of the research works on investigating ductile rupture have been all carried out based on elastoplastic analysis [1, 2]. In 2019, Torabi and Kamyab [3] introduced the Fictitious Material Concept (FMC). The Load-Carrying Capacity (LCC) of specimens fabricated from materials with highly ductile behavior and great strain hardening could be estimated using this concept without the need for complicated and time-consuming elastic-plastic failure analysis.

The purpose of this research is to use the FMC to estimate mode II fracture toughness of O-notched Diagonally Loaded Square Plate (DLSP) samples with pre-existing cracks which are made of stainless steel 316L with specifications of highly ductile behavior and great strain hardening. For this purpose, several fracture tests are carried out on the DLSP specimens to determine the LCCs experimentally. Afterward, the FMC is used to estimate the values of LCCs achieved experimentally.

*Corresponding author's email: m.ayat@iust.ac.ir

2. EXPERIMENTS

As mentioned above, several fracture tests are carried out on the DLSP specimens to determine the LCCs experimentally. To make sure the results are reproducible and accurate, fracture tests are replicated three times for each DLSP specimen with a specific crack inclination angle. Fig.1 represents a schematic of the pre-cracked specimen.

The experimental observations and the load-displacement curves obtained from the fracture tests illustrate that the pre-cracked specimens undergo large plastic deformations at the onset of crack propagation.

3. METHODOLOGY

3.1. The Fictitious Material Concept

The LCCs of the DLSP specimens fabricated from stainless steel 316L could be estimated by using FMC without the need for complicated and time-consuming elastic-plastic failure analysis and by performing only linear elastic analysis. In fact, the FMC makes it possible to replace a virtual brittle material having linear elastic behavior with the stainless steel 316L with highly ductile behavior and great strain-hardening. Afterward, combining FMC with brittle fracture criteria enables the estimation of LCCs of the cracked DLSP samples.

Copyrights for this article are retained by the author(s) with publishing rights granted to Amirkabir University Press. The content of this article is subject to the terms and conditions of the Creative Commons Attribution 4.0 International (CC-BY-NC 4.0) License. For more information, please visit https://www.creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/legalcode.

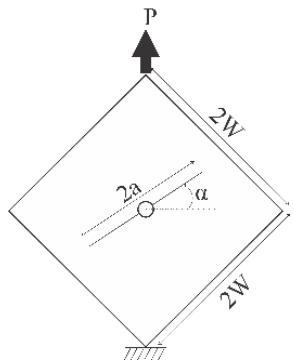


Fig.1. The pre-cracked specimen with the boundary and loading conditions and the geometrical parameters

The fictitious material concept needs two essential parameters, namely the virtual fracture toughness K_C^{FMC} and the virtual tensile strength σ_f^{FMC}. It is assumed that the absorbed Strain Energy Density (SED) of the real ductile material before necking is equal to the SED of the virtual brittle material needed for abrupt fracture. Moreover, the ultimate strain of the real ductile material is also considered to be equal to the fracture strain of the virtual brittle material. Considering the mentioned assumptions, the values of K_C^{FMC} and σ_f^{FMC} are calculated equal to $66.3\ \mathrm{MPa}\sqrt{\mathrm{m}}$ and 1372 MPa, respectively.

3.2. Linear elastic fracture criteria

In order to estimate the fracture toughness of the pre-cracked specimens made of stainless steel 316L theoretically, the FMC should be combined with Mean Stress (MS), Generalized Mean Stress (GMS), Maximum Tangential Stress (MTS), Generalized Maximum Tangential Stress (GMTS), Strain Energy Density (SED) and Generalized Strain Energy Density (GSED) criteria. Therefore, in the governing equations of linear elastic fracture criteria, K_C^{FMC} and σ_f^{FMC} are used instead of the plane strain fracture toughness (K_{Ic}) and the material critical stress (σ_c), respectively.

Equations 1 and 2 represent the governing equations of the two combined criteria FMC-GMS and FMC-GSED, respectively. Also, by assuming the T-stress equal to zero, the governing equations of FMC-MS and FMC-SED can be achieved.

$$K_C^{FMC} = \cos(\frac{\theta_0}{2})[-\frac{3}{2}K_{IIC}\sin(\theta_0)] + \frac{\sqrt{2\pi d_c^{FMC}}}{2}T\sin^2(\theta_0) \tag{1}$$

$$[K_{IIC}(3\cos(\theta_0)-1)] - \frac{16}{3}T\sqrt{\frac{d_C^{FMC}\pi}{2}}\sin(\frac{\theta_0}{2})\cos(\theta_0) = 0$$

$$(K_C^{FMC})^2 = \frac{8\pi\mu}{(k-1)}(A_2K_{IIC}^2 + A_5T\sqrt{2r_c^{FMC}\pi}K_{IIC} + A_6(T\sqrt{2r_c^{FMC}\pi})^2)$$

$$C_2K_{IIC}^2 + C_5T\sqrt{2\pi r_c^{FMC}}K_{IIC} = 0 \tag{2}$$

The governing equations of MTS and GMTS criteria are extracted from [4] and [5], respectively. Therefore, the governing equations of the two combined criteria FMC-GMTS and FMC-MTS can be extracted as mentioned above, which are not repeated herein for the sake of brevity.

4. RESULTS AND DISCUSSION

The experimental values of the fracture initiation angle (θ_0) and those of the ratio K_{IIC}/K_C^{FMC} are estimated using 6 combined criteria. Table 1 represents the theoretical and mean experimental values of K_{IIC}/K_C^{FMC} including the percent discrepancies. Also, Table 2 reports the theoretical and mean experimental values of fracture initiation angle (θ_0) under pure mode II loading including the percent discrepancies.

Table 1 illustrates that the average discrepancies for FMC-GSED, FMC-SED, FMC-GMS, FMC-MS, FMC-GMTS and FMC-MTS criteria are about 19.5%, 19.5%, 9.2%, 1.1%, 9.2% and 1.1, respectively.

According to Table 2, the average discrepancies for FMC-GSED, FMC-SED, FMC-GMS, FMC-MS, FMC-GMTS and FMC-MTS criteria are about 9.7%, 9%, 0.4%, 3.4%, 0.4% and 3.4, respectively. The comparison of experimental and theoretical results qualitatively reveals that the FMC-MS and FMC-GMS criteria can accurately estimate the fracture toughness and fracture initiation angle of pre-cracked specimens under pure mode II loading.

Table 1. Theoretical and mean experimental values of K_{IIC}/K_C^{FMC} including the percent discrepancies (Δ)

Criterion/Experiment	K_{IIC}/K_C^{FMC}	Δ (%)
Exp.	0.87	0
FMC-GSED	1.04	19.5
FMC-SED	1.04	19.5
FMC-GMS	0.79	9.2
FMC-MS	0.86	1.1
FMC-GMTS	0.79 [5]	9.2 [5]
FMC-MTS	0.86 [4]	1.1 [4]

Table 2. Theoretical and mean experimental values of fracture initiation angle under pure mode II loading including the percent discrepancies (Δ)

Criterion/Experiment	θ_0 (Degrees)	Δ (%)
Exp	-73	0
FMC-GSED	-80.1	9.7
FMC-SED	-79.6	9
FMC-GMS	-72.7	0.4
FMC-MS	-70.5	3.4
FMC-GMTS	-72.7 [5]	0.4 [5]
FMC-MTS	-70.5 [4]	3.4 [4]

5. CONCLUSIONS

· In this research, the governing equations of the mean stress criterion including the effects of T-stress were presented for the cracked specimens.

· By using fictitious material concept, the mode II fracture toughness of pre-cracked specimens fabricated from stainless steel 316L could be estimated without the need for complicated and time-consuming elastic-plastic failure analysis and by performing only linear elastic analysis.

· The comparison of experimental and theoretical results qualitatively revealed that the FMC-MS and FMC-GMS criteria can accurately estimate the fracture toughness and fracture initiation angle of pre-cracked specimens under pure mode II loading.

REFERENCES

[1] P. Kuhn, G. Catalanotti, J. Xavier, P. Camanho, H. Koerber, Fracture toughness and crack resistance curves for fiber compressive failure mode in polymer composites under high rate loading, Composite Structures, 182 (2017) 164-175.

[2] F. Antunes, R. Branco, P. Prates, L. Borrego, Fatigue crack growth modelling based on CTOD for the 7050-T6 alloy, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 40(8) (2017) 1309-1320.

[3] A.R.Torabi, M.Kamyab, The fictitious material concept, Engineering Fracture Mechanics, 209 (2019) 17-31.

[4] F. Erdogan, G. Sih, On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear, J. Basic Eng, 85(4) (1963) 519-525.

[5] D.J.Smith, M.R.Ayatollahi, M.J.Pavier, The role of T-stress in brittle fracture for linear elastic materials under mixed-mode loading, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 24(2) (2001) 137-150.

HOW TO CITE THIS ARTICLE

H. Sadeghian, M.R. Ayatollahi, A. Torabi, Experimental and theoretical assessment of mode II fracture toughness for cracked ductile specimens with high strain-hardening, Amirkabir J. Mech Eng., 53(10) (2022) 1207-1210.

DOI: 10.22060/mej.2021.19493.7038

This page intentionally left blank

نشریه مهندسی مکانیک امیرکبیر

نشریه مهندسی مکانیک امیرکبیر، دوره ۵۳ شماره ۱۰، سال ۱۴۰۰، صفحات ۵۱۴۱ تا ۵۱۵۸
DOI: 10.22060/mej.2021.19493.7038

بررسی تجربی و تئوری چقرمگی شکست مود ۲ خالص برای قطعات نرم ترک‌دار با کرنش-سختی بالا

هادی صادقیان[۱]، مجیدرضا آیت اللهی[۱*]، علیرضا ترابی[۲]

[۱] دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه علم و صنعت ایران، تهران، ایران
[۲] دانشکده علوم و فنون نوین، دانشگاه تهران، تهران، ایران

خلاصه: هدف از این پژوهش، بررسی تجربی و تئوری چقرمگی شکست صفحات مربعی شیاردار همراه با پیش‌ترک مرکزی تحت بارگذاری مود ۲ خالص است. این صفحات از فولاد ضد زنگ ۳۱۶-ال با خاصیت چکش‌خواری و کرنش- سختی بالا ساخته شده‌اند. به منظور تعیین تئوری چقرمگی شکست این قطعات، از مفهوم ماده فرضی استفاده شده است. با استفاده از این مفهوم می‌توان بدون نیاز به تحلیل‌های پیچیده الاستیک- پلاستیک و تنها با بکارگیری تحلیل‌های مکانیک شکست الاستیک خطی، چقرمگی شکست مواد چکش‌خوار را پیش‌بینی کرد. به عبارت دیگر، براساس فرضیات مفهوم ماده فرضی می‌توان ماده ترد فرضی با خاصیت الاستیک خطی را جایگزین فولاد ۳۱۶-ال کرد. سپس با ترکیب مفهوم ماده فرضی با معیارهای تنش میانگین، تنش میانگین تعمیم یافته، بیشینه تنش مماسی، بیشینه تنش مماسی تعمیم یافته، چگالی انرژی کرنشی و چگالی انرژی کرنشی تعمیم یافته، مقادیر چقرمگی شکست قطعات مورد نظر تخمین زده می‌شود. به منظور تایید مقادیر چقرمگی شکست تخمین زده شده، آزمون‌های شکست بر روی نمونه‌های آزمایشگاهی مورد نظر انجام شده است. مشاهدات تجربی نشان می‌دهد که این قطعات در آستانه رشد ترک، تغییر شکل پلاستیک زیادی را تجربه می‌کنند. مقایسه نتایج نشان می‌دهد که معیارهای ترکیبی بررسی شده می‌توانند بخوبی نتایج تجربی را پیش‌بینی کنند.

تاریخچه داوری:
دریافت: ۱۳۹۹/۱۰/۲۴
بازنگری: ۱۴۰۰/۰۱/۱۴
پذیرش: ۱۴۰۰/۰۱/۱۵
ارائه آنلاین: ۱۴۰۰/۰۱/۲۲

کلمات کلیدی:
مفهوم ماده فرضی
رشد ترک
بارگذاری مود۲
مکانیک شکست الاستیک
چقرمگی شکست

۱- مقدمه

حضور شیارها به شکل‌های مختلف در سازه‌های مهندسی به منظور انتقال بار از یک قطعه به قطعه دیگر، اتصال بین قطعات مختلف، کاهش وزن، افزایش ممان اینرسی، انتقال قدرت و غیره اجتناب ناپذیر است. اگرچه در نظر گرفتن شیار در سازه‌های مهندسی برای انجام اهداف خاصی است، اما وجود آن‌ها محدودیت‌هایی را برای طراحان به همراه دارد. در واقع شیارها سبب به وجود آمدن تمرکز تنش در اطراف مرز خود می‌شوند و این امر ممکن است به شکل‌گیری یک ترک بینجامد.

به طور کلی از مشاهدات آزمایشگاهی می‌توان نتیجه گرفت که فرآیند شکست ترد سبب ایجاد تغییر شکل پلاستیک قابل ملاحظه‌ای در قطعه ترک‌دار نخواهد شد. بدین ترتیب، در فرآیند شکست ترد، مقدار بسیار کمی از انرژی کرنشی در اثر تغییر شکل‌های پلاستیک ماده تلف شده و تقریباً تمامی انرژی کرنشی صرف شروع رشد ترک خواهد شد. این امر علت ناگهانی و فاجعه بار بودن شکست ترد است که سبب گسترش تحقیقات این حوزه برای جلوگیری از خسارت‌های مالی و جانی شده است [۱-۳]. با توجه به دلایل ذکر شده، طراحان ترجیح می‌دهند که از مواد چکش‌خوار در ساخت سازه‌های مهندسی استفاده کنند زیرا در مواد چکش‌خوار تشکیل و رشد ترک نسبتاً آرام و تدریجی است و این امر بازرسی‌های دوره‌ای را راحت‌تر می‌کند.

در طول سالیان گذشته روش‌های مختلفی برای تحلیل شکست نرم قطعات ترک‌دار ارائه شده است که می‌توان به دو روش منحنی

* نویسنده عهده‌دار مکاتبات: m.ayat@iust.ac.ir

حقوق مؤلفین به نویسندگان و حقوق ناشر به انتشارات دانشگاه امیرکبیر داده شده است. این مقاله تحت لیسانس آفرینندگی مردمی (Creative Commons License) در دسترس شما قرار گرفته است. برای جزئیات این لیسانس، از آدرس https://www.creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/legalcode دیدن فرمائید.

مقاومت[1] و زاویه بازشدگی نوک ترک[2] به عنوان معروفترین آن‌ها اشاره کرد [۴ و ۵]. در سال ۱۹۶۸، رایس[3] [۶] با استفاده از تئوری شکست الاستیک- پلاستیک[4] و اعمال فرضیات مختلف، روش انتگرال- جی[5] را پیشنهاد داد. محققان از این روش برای تعیین مشخصه‌های تنش و کرنش در نزدیکی نوک ترک و محاسبه چقرمگی شکست قطعات ترک‌دار ساخته شده از مواد چکش‌خوار نیز استفاده کرده‌اند [۷ و ۸]. همچنین محققان در کارهای تحقیقاتی خود نشان دادند که روش بازشدگی نوک ترک[6] می‌تواند با دقت قابل قبولی چقرمگی شکست قطعات چکش‌خوار را تخمین بزند [۱۱-۹].

با توجه به ضرورت وجود شیار در طراحی‌های مهندسی و ساخته شدن اکثر سازه‌های مهندسی از مواد چکش‌خوار، برخی از محققان به بررسی شکست نرم در قطعات شیاردار پرداخته‌اند [۱۵-۱۲]. از مهم‌ترین روش‌های تحلیل شکست نرم، تئوری فواصل بحرانی[7] و روش انتگرال- جی است که به ترتیب توسط مادرزو[8] و همکاران [۱۶] و وانگ[9] و همکاران [۱۷] برای تعیین چقرمگی شکست مواد چکش‌خوار پیشنهاد شده است. توجه به این نکته ضروری است که تمامی روش‌های ذکر شده برای تحلیل شکست قطعات چکش‌خوار بسیار پیچیده و زمان‌بر هستند. بنابراین با توجه به کاربرد وسیع مواد چکش‌خوار در صنایع مختلف وجود معیاری با تحلیل‌های ساده ضروری است.

نیوبر [۱۸] و گلینکا [۱۹ و ۲۰] جزو اولین کسانی بودند که توانستند تنش و کرنش نوک شیار در قطعات چکش‌خوار را با انجام تحلیل‌های الاستیک خطی تعیین کنند. چندین سال بعد، لازارین[10] و زامباردی[11]، روابط اساسی مفهوم انرژی کرنشی معادل[12] را برای شیارهای وی- شکل[13] بازنویسی و به کمک آن ضریب شدت تنش شیار پلاستیک[14] را محاسبه کردند [۲۱].

1 Resistance curve
2 Crack tip opening angle
3 Rice
4 Elastic-plastic fracture mechanics
5 J-integral
6 Crack tip opening displacement
7 Theory of critical distances
8 Madrazo
9 Wang
10 Lazzarin
11 Zambardi
12 Equivalent strain energy
13 V-notch
14 Plastic notch stress intensity factor

در سال ۲۰۱۲، ترابی [۲۲] مفهوم ماده معادل[15] را با هدف تعیین ظرفیت تحمل‌بار قطعات شیاردار ساخته شده از مواد چکش‌خوار معرفی کرد. مزیت اصلی این مفهوم نسبت به معیارهای شکست نرم دیگر، اجتناب از تحلیل‌های پیچیده و زمان‌بر الاستیک- پلاستیک و بکارگیری تحلیل‌های مکانیک شکست الاستیک خطی جهت تعیین ظرفیت تحمل بار مواد چکش‌خوار است. در طول سال‌های اخیر، پژوهش‌های زیادی بر روی کاربرد مفهوم ماده معادل انجام شده و در آن‌ها نشان داده شده است که این مفهوم می‌تواند با معیارهای شکست ترد متنوعی ترکیب شود و ظرفیت تحمل‌بار قطعات با شیارهای او- [16]، یو- [17] و وی- شکل را بدرستی پیش‌بینی کند [۲۸-۲۳].

در سال ۲۰۱۹، ترابی و همکاران [۲۹] ظرفیت تحمل بار صفحات مربعی تحت بارگذاری قطری[18]، حاوی شیار او- شکل و ساخته شده از آلیاژهای آلومینیومی ۷۰۷۵- تی[19]۶ و ۶۰۶۱- تی[20]۶ را به صورت تجربی و تئوری بررسی کردند. در این پژوهش [۲۹] مفهوم ماده معادل با دو معیار شکست ترد بر پایه تنش (بیشینه تنش مماسی[21] و بیشینه تنش مماسی تعمیم یافته[22]) ترکیب شده است تا مقادیر ظرفیت تحمل بار قطعات شیاردار به صورت تئوری تخمین زده شود. مقایسه نتایج نشان می‌دهد که هر دو معیار ترکیبی می‌تواند بخوبی نتایج تجربی را پیش‌بینی کنند.

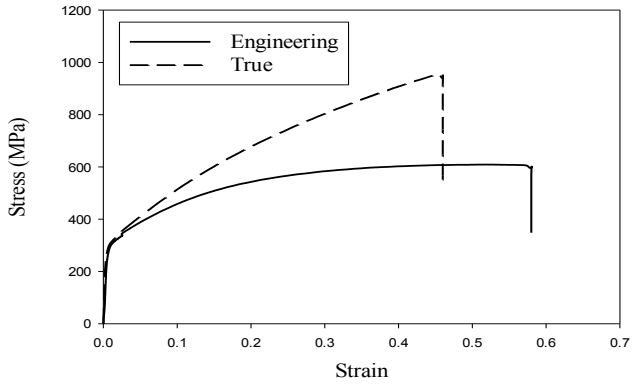
در پژوهشی دیگر، ترابی و کامیاب [۳۰] در کار تحقیقاتی خود دریافتند که مفهوم ماده معادل تنها می‌تواند برای مواد چکش‌خواری استفاده شود که چقرمگی شکست معتبر و مطابق با استاندارد ای اس تی ام- ای ۳۹۹[23] [۳۱] داشته باشد [۳۰]. این نوع مواد معمولاً استحکام تسلیم و نهایی نزدیکی دارند [۳۰]. بنابراین ایشان با هدف گسترش کاربرد مفهوم ماده معادل برای طیف وسیع‌تر مواد چکش‌خوار، مفهوم ماده معادل اصلاح شده[24]را مطرح کردند. مطالعات انجام شده توسط ترابی و کامیاب [۳۲] نشان می‌دهد که مفهوم ماده معادل اصلاح شده نمی‌تواند بدرستی مقادیر ظرفیت تحمل بار موادی که کرنش شکست و کرنش- سختی قابل توجهی دارند را پیش‌بینی

15 Equivalent material concept
16 O-notch
17 U-notch
18 Diagonally loaded square plate
19 Al 7075-T6
20 Al 6061-T6
21 Maximum tangential stress
22 Generalized maximum tangential stress
23 ASTM E399
24 Modified equivalent material concept

کند [۳۲]. برای غلبه بر این محدودیت، مفهوم ماده فرضی[1] پیشنهاد شده است.

هدف از این پژوهش، بکارگیری مفهوم ماده فرضی جهت تخمین چقرمگی شکست نمونه‌های دی ال اس پی دارای شیار او- شکل همراه با پیش ترک مرکزی تحت بارگذاری مود ۲ خالص است. این قطعات از فولاد ضد زنگ ۳۱۶-ال[2] که کرنش-سختی و کرنش شکست قابل ملاحظه‌ای دارند، ساخته شده‌اند. علت اصلی انتخاب این نمونه، توانایی قطعات دی ال اس پی ترک‌دار در ایجاد بارگذاری مود ۲ خالص است. در این قطعات، بازه زاویه تمایل ترک[3] بین بارگذاری مود ۱ خالص و مود ۲ خالص نسبتاً بزرگ است [۳۳]. بنابراین، در صورتی که در هنگام ساخت نمونه‌ها، زاویه تمایل ترک به دلیل خطای ماشین‌های کنترل عددی، با کمی اختلاف بریده شود، این موضوع تأثیر قابل توجهی بر روی نتایج تجربی نخواهد گذاشت. لازم به ذکر است، شکست ترد قطعات دی ال اس پی ترک‌دار پیش‌تر توسط محققان در پژوهش‌های متعددی بررسی شده است [۳۵-۳۳]. به منظور تأیید صحت چقرمگی شکست تخمین زده شده توسط مفهوم ماده فرضی، آزمون‌های شکست بر روی قطعات دارای پیش‌ترک انجام شده است. لازم به ذکر است که هندسه قطعات مورد نظر از مرجع [۲۹] برگرفته شده است. تفاوت اصلی پژوهش حاضر با مرجع [۲۹] را می‌توان در دو مورد اساسی مطرح کرد. اول، قطعات بررسی شده در مرجع [۲۹] از آلیاژهای آلومینیومی ۷۰۷۵- تی۶ و ۶۰۶۱- تی۶ ساخته شده‌اند، درحالی که همانطور که گفته شد، در پژوهش حاضر مطالعات بر روی نمونه‌های ساخته شده از فولاد ضد زنگ ۳۱۶- ال انجام شده است. توجه به این نکته ضروری است که خاصیت چکش‌خواری فولاد ضد زنگ ۳۱۶- ال به مراتب بیشتر از آلیاژهای آلومینیومی اشاره شده است. این موضوع سبب تغییر شکل پلاستیک بسیار زیاد قطعات مورد نظر هنگام بارگذاری خواهد شد. دوم، پژوهش حاضر به طور خاص به بررسی بارگذاری در حالت مود ۲ خالص پرداخته است. درحالی که این حالت بارگذاری در مرجع [۲۹] بررسی نشده است. شایان ذکر است که در این پژوهش روابط معیار تنش میانگین با در نظر گرفتن اثرات ناشی از تنش تی برای قطعات ترک‌دار استخراج شده است. همچنین، معیارهای تنش میانگین تعمیم یافته و چگالی انرژی کرنشی تعمیم یافته با مفهوم ماده فرضی ترکیب شده‌اند.

1 Fictitious material concept
2 Stainless steel 316L
3 Crack inclination angle



شکل۱. منحنی‌های تنش- کرنش فولاد ضد زنگ ۳۱۶- ال آزمایش شده
Fig. 1. The stress–strain curves of the stainless steel 316L tested

۲- روش تحقیق

۲-۱- آزمون مشخصه‌سازی

به منظور تعیین خواص مکانیکی فولاد ضد زنگ ۳۱۶-ال، ۶ نمونه داگبون[4] مطابق با استاندارد ای اس تی ام- ای ۸[5] [۳۶] تهیه شده و آزمون کشش ساده بر روی آن‌ها انجام شده است. این قطعات توسط رایانه کنترل عددی دوبعدی به صورت لیزری با اکسیژن برش داده شده‌اند. به منظور افزایش دقت در خواص مکانیکی ماده مورد نظر، هنگام انجام آزمون کشش از پایش بر مبنای همبستگی تصویر دیجیتال[6] استفاده شده است. شکل ۱ و جدول ۱ به ترتیب منحنی‌های تنش- کرنش و خواص مکانیکی فولاد ضد زنگ ۳۱۶- ال آزمایش شده را نشان می‌دهند.

لازم به ذکر است که تمامی آزمون‌های کشش ساده و شکست (که در بخش ۲-۲ جزئیات آن بررسی شده) براساس روش کنترل جابه‌جایی تحت بارگذاری مونوتونیک[7] و با سرعت ۲ میلی‌متر بر دقیقه انجام شده‌اند. این سرعت بارگذاری بر اساس الگوپذیری از آزمون کشش فلزات انتخاب شده است و به خوبی می‌تواند شرایط بارگذاری شبه استاتیک را فراهم نماید.

۲-۲- آزمون شکست

ساخت قطعات نازک حاوی شیار او- شکل همراه با پیش‌ترک مرکزی در دو مرحله انجام شده است. در مرحله اول بعد از تهیه نقشه

4 Dog-Bone
5 ASTM E08
6 Digital image correlation
7 Monotonic

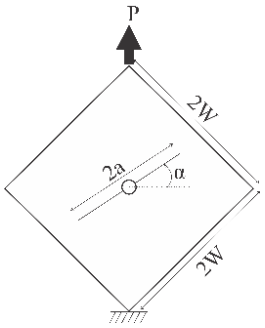
جدول۱.خواص مکانیکی فولاد ضد زنگ ۳۱۶- ال آزمایش شده

Table1 . Mechanical properties of the stainless steel 316L tested

خواص مکانیکی	مقادیر	انحراف معیار
مدول یانگ (گیگاپاسکال)	۲۰۰	۵/۱
استحکام کششی نهایی (مگاپاسکال)	۶۰۹	۱۱
استحکام تسلیم کششی (مگاپاسکال)	۲۷۳	۱۰/۷
کرنش شکست مهندسی (٪)	۵۸	۰/۹
تنش شکست واقعی (مگاپاسکال)	۹۵۳	۱۹/۹
کرنش شکست واقعی (٪)	۴۶	۳/۳

قطعات مورد نظر، قطعات مربعی شکل و شیار وسط آن‌ها توسط رایانه کنترل عددی دوبعدی[1] به صورت لیزری با اکسیژن بر روی صفحه‌ای به ضخامت ۲ میلی‌متر بریده می‌شوند. سپس از دستگاه وایرکات[2] (مجهز به سیمی به قطر ۰/۲۵ میلی‌متر) برای ایجاد پیش‌ترک‌های متقارن استفاده شده است. شکل۲ هندسه نمونه‌های دارای پیش‌ترک همراه با پارامترهای هندسی و شرایط مرزی مرتبط با آن را نشان می‌دهد. مقادیر پارامترهای هندسی $2a$، $2w$، ضخامت قطعه و قطر سوراخ به ترتیب برابر ۶۰، ۱۰۰، ۲ و ۸ میلی‌متر می‌باشد. همچنین، زاویه تمایل ترک (α) نیز برابر با ۰ و ۶۶/۳ در نظر گرفته شده است. به منظور تعیین تجربی چقرمگی شکست نمونه‌های دارای پیش‌ترک تحت بارگذاری مود ۲ خالص و اطمینان از تکرارپذیری نتایج، آزمون شکست بر روی قطعات مورد نظر سه مرتبه تکرار شده است. جدول۲ نتایج تجربی مربوط به ظرفیت تحمل بار و زاویه شروع رشد ترک در قطعات دارای پیش‌ترک در حالت‌های بارگذاری مود ۱ خالص و مود ۲ خالص را نشان می‌دهد.

برای تعیین زاویه اولیه ترک که حالت بارگذاری مود ۲ خالص را بوجود می‌آورد، این زاویه در مدل‌های المان محدود چندین بار از صفر تغییر داده شده و برای هر زاویه ضریب شدت تنش مود ۱ (K_I) محاسبه شده است. هنگامی که ضریب شدت تنش مود ۱ برابر با صفر ($K_I = ۰$) شود، حالت بارگذاری مود ۲ خالص رخ خواهد داد. با به کارگیری روش مذکور، زاویه اولیه ترک برای حالت بارگذاری مود ۲ خالص برابر با ۶۶/۳ درجه تعیین شده است. لازم به ذکر است که در بخش ۲-۴ به طور مفصل به جزئیات مدل‌های المان محدود اشاره می‌شود. شکل۳ قطعات دارای پیش‌ترک بعد از آزمون شکست تحت



شکل ۲. نمونه دارای پیش‌ترک همراه با پارامترهای هندسی، شرایط مرزی و بارگذاری

Fig. 2. The pre-cracked specimen with the boundary and loading conditions and the geometrical parameters

بارگذاری مود ۱ و مود ۲ خالص را نشان می‌دهد. همچنین منحنی‌های بار- جابه‌جایی قطعات دارای پیش‌ترک در حالت بارگذاری مود ۱ و ۲ خالص در شکل ۴ ارائه شده است.

مشاهدات تجربی و منحنی‌های بار- جابه‌جایی بدست آمده از آزمون‌های شکست نشان می‌دهند که قطعات دارای پیش‌ترک در حالت‌های بارگذاری مود ۱ و مود ۲ خالص، تغییر شکل پلاستیک زیادی را تا قبل از بار بیشینه تجربه می‌کنند (شکل‌های ۳ و۴ را نگاه کنید). توجه به این نکته ضروری است که تمامی تغییر شکل‌های پلاستیک نشان داده شده در شکل ۳ ناشی از بارگذاری دوردست کششی نیست. در حقیقت مقداری از تغییر شکل‌های دائمی بوجود آمده، در اثر اعمال نیروهای اضافی است که بعد از اتمام آزمون شکست، برای رهایی نمونه از داخل گیره‌ها به قطعه اعمال شده است.

۲-۳- مفهوم ماده فرضی

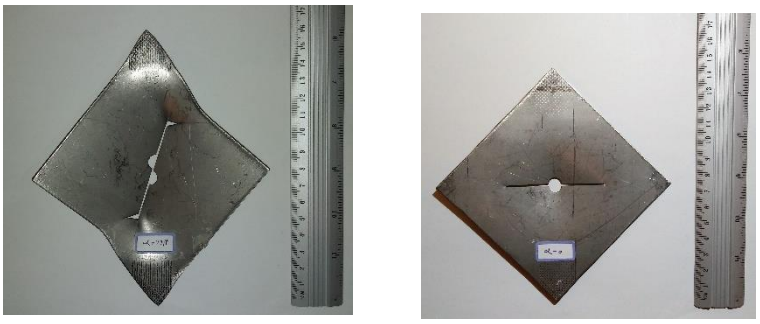
مفهوم ماده فرضی برای پیش‌بینی ظرفیت تحمل بار موادی که

1 Two dimensional CNC machine
2 Wire-cut

جدول ۲. نتایج تجربی بار بحرانی و زاویه شروع رشد ترک برای قطعات دارای پیش‌ترک.

Table 2. The critical loads and the fracture initiation angles of the pre-cracked specimens experimentally achieved.

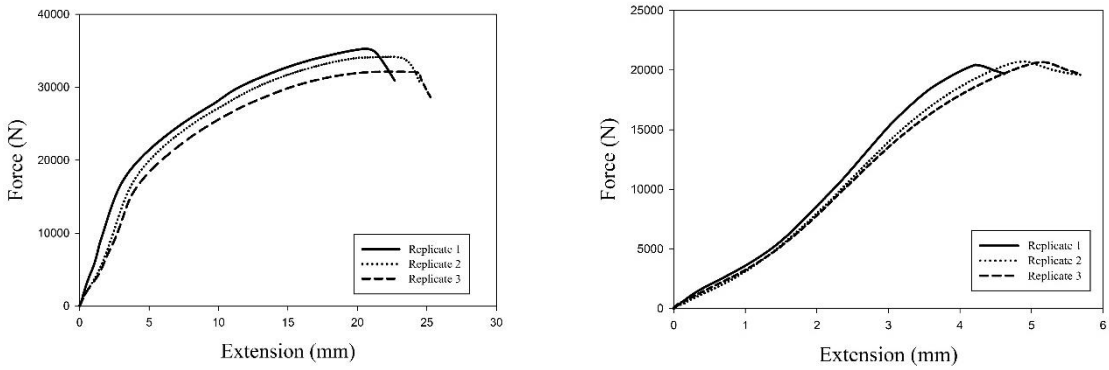
α (درجه)	۰			۶۶/۳		
شماره نمونه	۳	۲	۱	۳	۲	۱
ظرفیت تحمل بار (نیوتن)	۲۰۶۶۳	۲۰۷۲۵	۲۰۴۳۳	۳۲۰۹۲	۳۴۱۸۲	۳۵۲۸۸
میانگین ظرفیت تحمل بار (نیوتن)		۲۰۶۰۷			۳۳۸۵۴	
انحراف معیار ظرفیت تحمل بار		۱۵۴			۱۶۲۳	
زاویه شروع رشد ترک (درجه)	۰	۰	۰	-۷۱	-۷۵	-۷۳
میانگین زاویه شروع رشد ترک (درجه)		۰			-۷۳	
انحراف معیار زاویه شروع رشد ترک		۰			-۲	



الف ب

شکل ۳.قطعات دارای پیش‌ترک (الف) در حالت بارگذاری مود ۱ خالص و (ب) در حالت بارگذاری مود ۲ خالص

Fig. 3. Pre-cracked specimens; (a) pure mode I loading, and (b) pure mode II loading

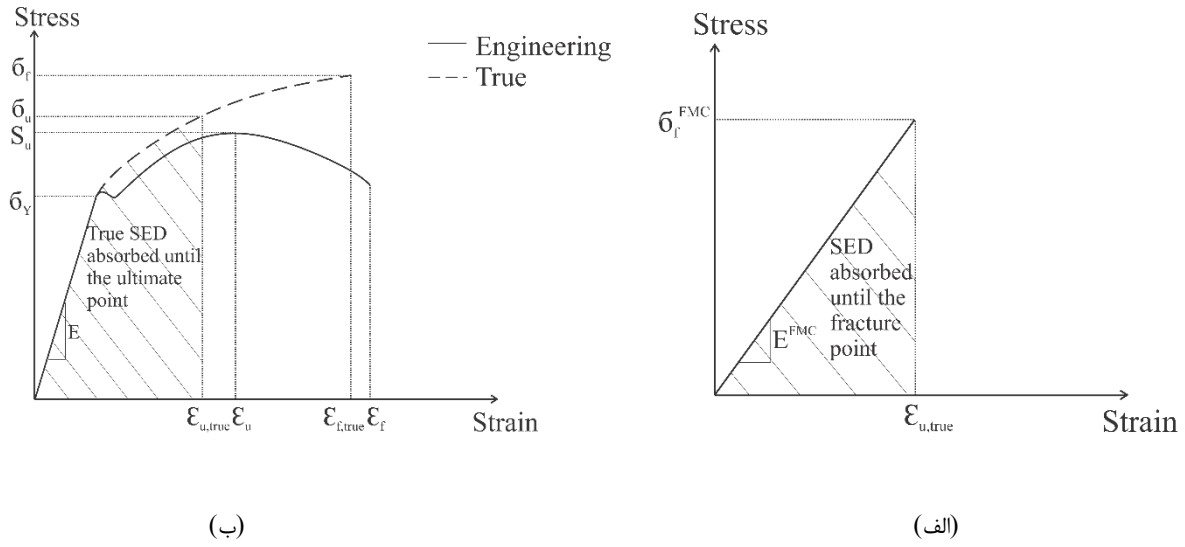


الف ب

شکل ۴. منحنی‌های بار- جابه‌جایی قطعات دارای پیش‌ترک در حالت بارگذاری (الف) مود ۱ خالص و (ب) مود ۲ خالص.

Fig. 4. The load-displacement curves of the pre-cracked specimens (a) under pure mode I loading and (b) under pure mode II loading.

کرنش- سختی و کرنش شکست بالا دارند، استفاده می‌شود [۳۲]. با استفاده از این مفهوم می‌توان بجای بکارگیری معیارهای شکست نرم که به تحلیل‌های پیچیده و زمان‌بر الاستیک- پلاستیک وابسته‌اند، از معیارهای شکست ترد الاستیک خطی استفاده کرد و به محاسبه



شکل ۵. منحنی‌های رایج تنش- کرنش (الف) ماده ترد مجازی، (ب) ماده چکش‌خوار واقعی

Fig. 5. Typical stress-strain curves for (a) fictitious brittle material and (b) real ductile material

ظرفیت تحمل بار قطعات ساخته شده از مواد چکش‌خوار پرداخت. در واقع، مفهوم ماده فرضی این امکان را فراهم می‌کند تا ماده ترد فرضی با خاصیت الاستیک خطی جایگزین ماده چکش‌خوار با خاصیت الاستیک- پلاستیک شود. سپس با ترکیب این مفهوم با معیارهای مرتبط با شکست ترد، مقادیر ظرفیت تحمل‌بار قطعات مورد نظر محاسبه می‌شود.

در این مفهوم فرض شده است که مقدار انرژی کرنشی جذب شده توسط ماده چکش‌خوار تا قبل از پدیده گلویی شدن برابر با انرژی کرنشی مورد نیاز ماده ترد مجازی برای وقوع شکست نهایی است. همچنین کرنش نهایی ماده چکش‌خوار برابر با کرنش شکست ماده ترد مجازی در نظر گرفته می‌شود. شکل ۵ منحنی‌های رایج تنش- کرنش ماده ترد مجازی و ماده چکش‌خوار (واقعی) را نشان می‌دهد.

باید توجه داشت که مدول الاستیسیته دو ماده ذکر شده (E و E^{FMC}) الزاماً با یکدیگر برابر نیستند. این درحالی است که مفهوم ماده معادل و مفهوم ماده معادل اصلاح شده مدول یانگ دو ماده واقعی و مجازی را برابر در نظر می‌گرفتند (شکل ۵). با در نظر گرفتن فرضیات ذکر شده می‌توان دو پارامتر اساسی مفهوم ماده فرضی یعنی استحکام کششی (σ_f^{FMC}) و چقرمگی شکست (K_C^{FMC}) ماده ترد مجازی را محاسبه کرد.

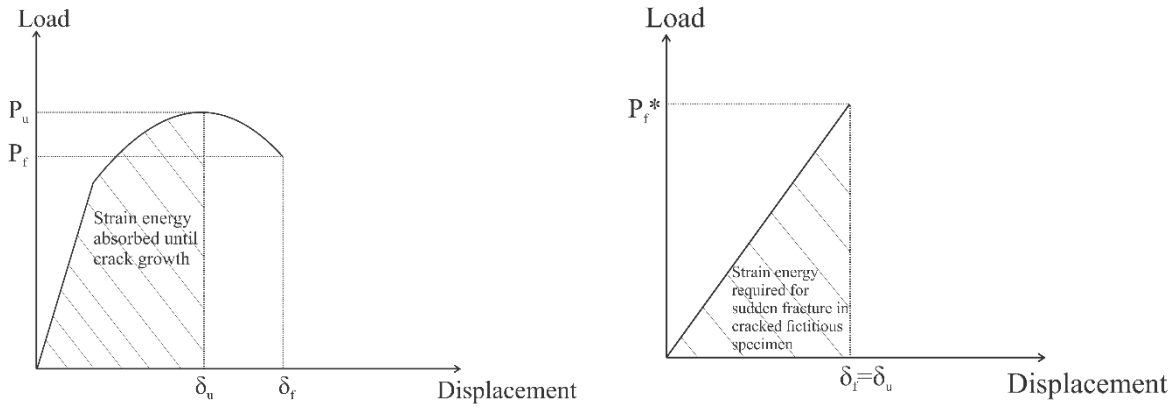
۲-۳-۱- محاسبه استحکام کششی ماده ترد مجازی (σ_f^{FMC})

برای محاسبه استحکام کششی مجازی، فرض شده است که مقدار چگالی انرژی کرنشی[1] ماده چکش‌خوار واقعی تا قبل از پدیده گلویی شدن برابر با چگالی انرژی کرنشی ماده ترد مجازی در هنگام شکست است. به منظور تعیین نقطه‌ای در منحنی تنش- کرنش واقعی که پدیده گلویی شدن در آن اتفاق می‌افتد، ابتدا باید کرنش واقعی متناظر با بیشترین تنش مهندسی ($\varepsilon_{u,true}$) محاسبه شود (شکل ۵). سپس با فرض آنکه مقدار کرنش نهایی ماده چکش‌خوار واقعی برابر با کرنش شکست ماده ترد مجازی است، مساحت زیر نمودار تنش- کرنش واقعی تا $\varepsilon_{u,true}$ محاسبه شده و برابر با مساحت زیر نمودار تنش- کرنش ماده ترد مجازی قرار داده می‌شود (شکل۵ را نگاه کنید). با این روش می‌توان استحکام کششی ماده ترد مجازی را محاسبه کرد که مقدار آن برابر با ۱۳۷۲ مگاپاسکال به دست می‌آید.

۲-۳-۲- محاسبه چقرمگی شکست مجازی K_C^{FMC}

همانطور که پیش‌تر گفته شد، مفهوم ماده فرضی برای پیش‌بینی ظرفیت تحمل بار موادی که کرنش- سختی و کرنش شکست بالا دارند، استفاده می‌شود [۳۲]. این نوع مواد، چقرمگی شکست معتبر و یکتایی مطابق با استاندارد ای اس تی ام- ای ۳۹۹ ندارند. از طرفی، چقرمگی شکست یکی از پارامترهای ضروری این مفهوم شناخته می‌شود و مفهوم ماده فرضی بدون چقرمگی شکست قادر به

1 Strain energy density



شکل ۶. منحنی‌های بار- جابه‌جایی برای (الف) ماده ترد مجازی، (ب) ماده چکش‌خوار واقعی

Fig. 6. The load-displacement curves for (a) fictitious brittle material and (b) real ductile material

پیش‌بینی ظرفیت تحمل بار نخواهد بود. برای غلبه بر این محدودیت، چقرمگی شکست مجازی مطرح شده است [۳۰ و ۳۲].

به منظور محاسبه چقرمگی شکست مجازی، فرض می‌شود که مقدار انرژی کرنشی ماده چکش‌خوار واقعی در آستانه شروع رشد ترک در حالت بارگذاری مود ۱ خالص برابر با انرژی کرنشی مورد نیاز برای وقوع شکست ناگهانی قطعه‌ای با هندسه مشابه است که از ماده ترد مجازی ساخته شده است. همچنین در این معادل‌سازی، مقدار جابجایی در نقطه بیشینه (δ_u) منحنی بار- جابه‌جایی ماده چکش‌خوار واقعی و ماده ترد مجازی برابر در نظر گرفته می‌شود. با در نظر گرفتن فرضیات ذکر شده، مساحت زیر منحنی بار- جابه‌جایی آزمون شکست قطعات دارای پیش‌ترک تحت بارگذاری مود ۱ خالص تا نقطه بیشینه محاسبه شده و برابر با مساحت زیر نمودار بار- جابه‌جایی ماده ترد مجازی تا لحظه شکست قرار داده می‌شود (شکل ۶ را نگاه کنید). بدیهی است، مساحت‌های مذکور برابر با انرژی لازم برای شروع رشد ترک در قطعه ترک‌دار، تحت بارگذاری مود ۱ خالص است. شکل ۶ منحنی بار- جابه‌جایی ماده ترد مجازی و ماده چکش‌خوار واقعی را نشان می‌دهد.

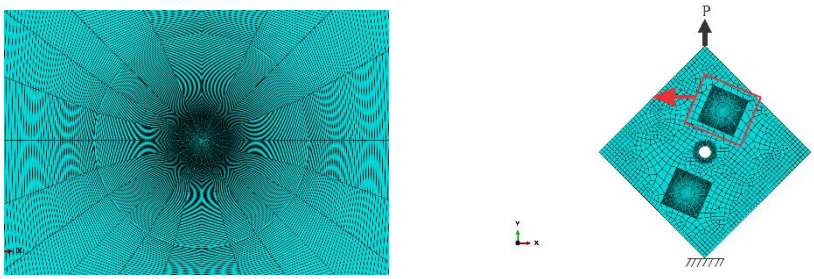
بدین ترتیب، مقدار بار بیشینه در منحنی بار- جابه‌جایی ماده ترد مجازی (P_f^*) را می‌توان محاسبه کرد که مقادیر آن برای سه نمونه آزمایش شده برابر با ۲۲۰۹۳، ۲۱۱۷۴ و ۲۳۲۹۸ نیوتن می‌باشد. با اعمال مقدار میانگین بار بیشینه منحنی بار- جابه‌جایی ماده ترد مجازی به مدل المان محدود نمونه ترک‌دار و انجام تحلیل‌های مکانیک شکست الاستیک خطی، ضریب شدت تنش مود ۱ (K_I) محاسبه می‌شود که این پارامتر برابر با چقرمگی شکست مود ۱ خالص ماده ترد مجازی خواهد بود.

۲-۴- تحلیل‌های المان محدود

برای تعیین مقادیر چقرمگی شکست مجازی و پارامترهای شکست قطعات دارای پیش‌ترک، مدل‌های المان محدود دوبعدی بر پایه تحلیل‌های تنش- صفحه‌ای تهیه شده‌اند. در این مدل‌ها از المان ۸ نقطه‌ای مرتبه ۲ استفاده شده است. لازم به ذکر است، با هدف مستقل شدن نتایج از اندازه مش، در تحلیل‌های المان محدود انجام شده، اندازه مش چندین بار تغییر یافته و در نهایت مش با اندازه ۰/۰۵ میلی‌متر انتخاب شده است. اندازه دانه‌های فولاد ضد زنگ ۳۱۶- ال در استاندارد ای اس تی ام- ای ۲۴۰[1] [۳۷] برابر با ۱۰۰ میکرومتر گزارش شده است که این مقدار تطابق قابل قبولی با اندازه مش در نزدیکی نوک ترک دارد. شرایط مرزی مدل‌های المان محدود مطابق با شکل ۷ درنظر گرفته شده است، به گونه‌ای که نیروی متمرکز به گوشه بالایی قطعه وارد شده و تمامی درجات آزادی گوشه پایینی قطعه، مقید شده است. الگوی مش‌بندی مدل‌های المان محدود در شکل ۷ نشان داده شده است.

همانطور که پیش‌تر گفته شد، با اعمال میانگین بار بیشینه منحنی بار- جابه‌جایی ماده ترد مجازی به مدل المان محدود و

1 ASTM A240



(ب) (الف)

شکل ۷. الگوی مش بندی قطعات دارای پیش‌ترک در حالت بارگذاری مود ۲ خالص: (الف) کل قطعه، (ب) در نزدیکی نوک ترک

Fig. 7. Sample mesh pattern of pre-cracked specimen under pure mode II loading: (a) the whole sample and (b) near the crack tip

جدول ۳. متوسط ظرفیت تحمل بار تجربی قطعات دارای پیش‌ترک، همراه با پارامترهای نوک ترک مرتبط با آن

Table 3. Average LCCs of the pre-cracked specimens together with the corresponding crack tip parameters

α (درجه)	ظرفیت تحمل‌بار (نیوتن)	K_I (مگاپاسکال رادیکال متر)	K_{II} (مگاپاسکال رادیکال متر)	تنش تی (مگاپاسکال)
۰	۲۰۶۰۷	۶۱/۶	۰	-۱۷۴/۷
۶۶/۳	۳۳۸۵۴	۰	۵۸/۱	۱۴۲/۷

انجام تحلیل الاستیک خطی در حالت بارگذاری مود ۱ خالص، مقدار چقرمگی شکست ماده ترد مجازی محاسبه می‌شود. به این ترتیب، چقرمگی شکست ماده ترد مجازی برابر با $66/3\ \mathrm{MPa}\sqrt{\mathrm{m}}$ به دست می‌آید. جدول ۳ متوسط مقادیر تجربی ظرفیت تحمل بار و پارامترهای شکست نمونه‌های دارای پیش‌ترک تحت بارگذاری‌های مود ۱ و مود ۲ خالص را نشان می‌دهد.

اکنون با دانستن مقادیر پارامترهای مربوط به ماده ترد مجازی (K_C^{FMC} و σ_f^{FMC}) می‌توان معیارهای الاستیک خطی شکست ترد را با مفهوم ماده فرضی ترکیب نموده و مقادیر چقرمگی شکست نمونه‌های دارای پیش‌ترک ساخته شده از فولاد ضد زنگ ۳۱۶-ال در حالت بارگذاری مود ۲ خالص را پیش‌بینی کرد. برای این منظور، باید در روابط اساسی حاکم بر معیارهای شکست ترد، مقادیر استحکام کششی مجازی و چقرمگی شکست مجازی به ترتیب جایگزین مقادیر استحکام کششی نهایی (σ_u) و چقرمگی شکست در حالت کرنش صفحه‌ای (K_{IC}) شود [۳۸]. به این ترتیب مقدار فاصله بحرانی ماده ترد فرضی (r_c^{FMC}) برابر با ۰/۳۶ میلی‌متر محاسبه می‌شود.

۲-۵- معیارهای شکست الاستیک خطی

۲-۵-۱- معیارهای بر پایه تنش

یکی از معیارهای معروف شکست ترد الاستیک خطی، معیار تنش میانگین[1] است. این معیار بیان می‌کند که در بارگذاری مرکب بر روی مواد ترد ترک‌دار، رشد ترک در راستای عمود بر بیشینه تنش میانگین مماسی، هنگامی آغاز می‌شود که مقدار تنش میانگین مماسی در راستای اشاره شده و بر روی یک فاصله بحرانی (d_c) در جلوی نوک ترک به تنش بحرانی ماده مورد نظر (σ_c) برسد. محاسبات این معیار بر پایه ترم‌های منفرد تنش مماسی ($\sigma_{\theta\theta}$) بسط ویلیامز[2] است [۳۹]. به عبارت دیگر، در روابط این معیار از ترم‌های بالاتر بسط ویلیامز صرف‌نظر شده است، چراکه این معیار، تنش میانگین مماسی را تنها در نزدیکی نوک ترک بررسی می‌کند (معادله (۱)).

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}}\cos\frac{\theta}{2}\left[K_I\cos^2\frac{\theta}{2} - \frac{3}{2}K_{II}\sin\theta\right] \qquad (۱)$$

با هدف افزایش دقت معیار تنش میانگین، معیار تنش میانگین

1 Mean Stress
2 Williams infinite series expansion

تعمیم یافته[1] توسط نویسندگان این مقاله مطرح می‌شود. روابط حاکم بر معیار تنش میانگین تعمیم یافته بر پایه ترم‌های منفرد تنش مماسی بسط ویلیامز، حاوی ضرایب شدت تنش مودهای ۱ و ۲ بارگذاری (K_I و K_{II}) است، اما اثر تنش تی[2] نیز در محاسبات این معیار در نظر گرفته شده است. معادله (۲) توزیع تنش مماسی در نزدیکی نوک ترک با در نظر گرفتن تنش تی را نشان می‌دهد.

$$\sigma_{\theta\theta}=\frac{1}{\sqrt{2\pi r}}\cos\frac{\theta}{2}\left[K_I\cos^2\frac{\theta}{2}-\frac{3}{2}K_{II}\sin\theta\right]+T\sin^2\theta+O(r^{\frac{1}{2}}) \tag{۲}$$

برای بدست آوردن روابط اساسی معیار تنش میانگین تعمیم یافته باید روند زیر طی شود. ابتدا به منظور محاسبه تنش مماسی میانگین باید از معادله زیر استفاده کرد.

$$\begin{aligned}&\sigma_{\theta\theta avg}=\frac{1}{d}\int_0^d\sigma_{\theta\theta}dr=\frac{1}{d}\int_0^d\left(\frac{1}{\sqrt{2\pi r}}\cos(\frac{\theta}{2})\right.\\&\left.[K_I\cos^2(\frac{\theta}{2})-\frac{3}{2}K_{II}\sin(\theta)]+T\sin^2(\theta)\right)dr\\&\rightarrow\sigma_{\theta\theta_{avg}}=\frac{2}{\sqrt{2\pi d}}\cos(\frac{\theta}{2})[K_I\cos^2(\frac{\theta}{2})-\\&\frac{3}{2}K_{II}\sin(\theta)]+T\sin^2(\theta)\end{aligned} \tag{۳}$$

در معادله (۳) پارامتر d فاصله از نوک ترک است که برای محاسبه مقدار بحرانی آن (d_c) ابتدا باید زاویه شروع شکست (θ_0) محاسبه شود. به همین منظور، با توجه به اینکه تنش میانگین در راستای عمود بر راستای رشد ترک باید بیشترین مقدار خود را داشته باشد، می‌توان نوشت:

$$\begin{aligned}&\frac{\partial\sigma_{\theta\theta_{avg}}}{\partial\theta}=0\rightarrow[K_I\sin(\theta_0)+K_{II}(3\cos(\theta_0)-1)]-\\&\frac{16}{3}T\sqrt{\frac{d_C\pi}{2}}\sin(\frac{\theta_0}{2})\cos(\theta_0)=0\end{aligned} \tag{۴}$$

حال معادله (۳) در حالت بحرانی ($\theta=\theta_0$ و $d=d_c$) نوشته شده و برابر با تنش بحرانی ماده (σ_c) قرار داده می‌شود.

$$\begin{aligned}&\sigma_{\theta\theta_{avg}}(\theta_0,d_C)=\sigma_C\rightarrow\frac{2}{\sqrt{2\pi d_C}}\cos(\frac{\theta_0}{2})\\&[K_I\cos^2(\frac{\theta_0}{2})-\frac{3}{2}K_{II}\sin(\theta_0)]+T\sin^2(\theta_0)=\sigma_C\end{aligned} \tag{۵}$$

در صورتی که معادله (۵) برای حالت بارگذاری مود ۱ خالص نوشته شود، به عبارت دیگر، زاویه شروع شکست و مقدار ضریب شدت تنش مود ۲ برابر با صفر در نظر گرفته شود ($K_{II}=\theta_0=0$) و ضریب شدت تنش مود ۱ برابر با چقرمگی شکست کرنش صفحه‌ای ماده مورد نظر ($K_I=K_{IC}$) قرار داده شود، داریم:

$$\sigma_c=\frac{2}{\sqrt{2\pi d_C}}K_{IC}\rightarrow\begin{cases}K_{IC}=\frac{\sigma_c\sqrt{2\pi d_c}}{2}\\d_c=\frac{1}{2\pi}(\frac{2K_{IC}}{\sigma_c})^2\rightarrow d_c=4r_c\end{cases} \tag{۶}$$

با جایگذاری معادله (۶) در معادله (۵) می‌توان نوشت:

$$\begin{aligned}&K_{IC}=\cos(\frac{\theta_0}{2})[K_I\cos^2(\frac{\theta_0}{2})-\\&\frac{3}{2}K_{II}\sin(\theta_0)]+\frac{\sqrt{2\pi d_c}}{2}T\sin^2(\theta_0)\end{aligned} \tag{۷}$$

در صورتی که معادله بالا برای حالت بارگذاری مود ۲ خالص نوشته شود، داریم:

$$\begin{aligned}&K_{IC}=\cos(\frac{\theta_0}{2})[-\frac{3}{2}K_{IIC}\sin(\theta_0)]+\\&\frac{\sqrt{2\pi d_c}}{2}T\sin^2(\theta_0)\end{aligned} \tag{۸}$$

برای تعیین چقرمگی شکست قطعات دارای پیش‌ترک ساخته شده از فولاد ضد زنگ ۳۱۶-ال، مفهوم ماده فرضی باید با معیار تنش میانگین تعمیم یافته ترکیب شود. بدین منظور، در روابط اساسی معیار تنش میانگین تعمیم یافته (معادلات (۴) و (۸)) K_C^{FMC} جایگزین K_{IC} می‌شود. علاوه بر این، در معادلات مذکور باید σ_f^{FMC} نیز بجای σ_c بکار برده شود. بنابراین می‌توان مقدار فاصله بحرانی ماده ترد مجازی را از رابطه $d_C^{FMC}=2/\pi(K_C^{FMC}/\sigma_f^{FMC})^2$ محاسبه کرد. با انجام فرآیند اشاره شده، روابط اساسی معیار ترکیبی مفهوم ماده فرضی- تنش میانگین تعمیم یافته محاسبه خواهد شد

1 Generalized Mean Stress
2 T-stress

(معادله (۹)). در صورتی که تنش تی در معادله (۹) صفر در نظر گرفته شود، روابط اساسی معیار ترکیبی مفهوم ماده فرضی- تنش میانگین محاسبه خواهد شد.

$$K_C^{FMC} = \cos(\frac{\theta_0}{2})[-\frac{3}{2}K_{IIC}\sin(\theta_0)] + \frac{\sqrt{2\pi d_c^{FMC}}}{2}T\sin^2(\theta_0)$$

$$[K_{IIC}(3\cos(\theta_0)-1)] - \frac{16}{3}T\sqrt{\frac{d_C^{FMC}\pi}{2}}\sin(\frac{\theta_0}{2})\cos(\theta_0) = 0 \quad (۹)$$

۲-۵-۲- معیارهای بر پایه انرژی

به منظور تعیین چقرمگی شکست مواد ترد در حالت بارگذاری مود مرکب ۱ و ۲، سیه[1] [۴۰] برای اولین بار در سال ۱۹۷۲ معیار چگالی انرژی کرنشی[2] را معرفی کرد. این معیار بیان می‌کند که در بارگذاری مرکب بر روی مواد ترد، رشد ترک در راستای عمود بر کمینه چگالی انرژی کرنشی هنگامی آغاز می‌شود که مقدار چگالی انرژی کرنشی در راستای اشاره شده و در یک فاصله بحرانی (r_c) در جلوی نوک ترک به مقدار چگالی انرژی کرنشی بحرانی ماده مورد نظر (s_c) برسد [۴۰].

چندین سال بعد، آیت اللهی و همکاران [۴۱] با معرفی معیار چگالی انرژی کرنشی تعمیم یافته[3] تلاش کردند چقرمگی شکست تخمین زده شده توسط معیار چگالی انرژی کرنشی را با در نظر گرفتن اثرات تنش تی دقیق‌تر محاسبه کنند. به منظور تعیین چقرمگی شکست براساس معیار چگالی انرژی کرنشی تعمیم یافته، باید روند زیر طی شود.

با استفاده از معادله ضریب چگالی انرژی کرنشی که در مرجع [۴۱] بدست آورده شده، می‌توان مقدار این ضریب را در حالت بارگذاری مود ۲ خالص محاسبه نمود.

$$s = A_2K_{II}^2 + A_5K_{II}T + A_6T^2 \quad (۱۰)$$

مقادیر پارامترهای A_2، A_5 و A_6 به ترتیب در روابط (۱۱)، (۱۲) و (۱۳) ارائه شده است [۴۱].

$$A_2 = \frac{1}{16\pi\mu}[k(1-\cos(\theta)) + \cos(\theta)(1+3\cos(\theta))] \quad (۱۱)$$

$$A_5 = \frac{-\sqrt{2r}}{8\mu\sqrt{\pi}}\sin(\frac{\theta}{2})(\cos(2\theta)+\cos(\theta)+(k+1)) \quad (۱۲)$$

$$A_6 = \frac{(k+1)r}{16\mu} \quad (۱۳)$$

در روابط بالا ثابت k برای حالت تنش صفحه‌ای از رابطه $k=(۳-\nu)/(۱+\nu)$ قابل محاسبه می‌باشد که در آن υ ضریب پواسون ماده مورد نظر می‌باشد [۴۱]. به منظور محاسبه زاویه شروع شکست و با توجه به آنکه چگالی انرژی کرنشی باید کمینه باشد، می‌توان نوشت [۴۱]:

$$\frac{\partial s}{\partial\theta} = 0 \rightarrow C_2K_{IIC}^2 + C_5T\sqrt{2\pi r_c}K_{IIC} = 0 \quad (۱۴)$$

از معادله (۱۴) می‌توان زاویه شروع شکست را محاسبه نمود. مقادیر پارامترهای $C_۲$ و $C_۵$ به ترتیب در روابط (۱۵) و (۱۶) ارائه شده است [۴۱]. همچنین در این روابط ثابت k برای حالت تنش صفحه‌ای از رابطه $k=(۳-\nu)/(۱+\nu)$ قابل محاسبه می‌باشد.

$$C_2 = \frac{-1}{16\pi\mu}\sin(\theta_0)(6\cos(\theta_0)-k+1) \quad (۱۵)$$

$$C_5 = \frac{-1}{16\pi\mu}\cos(\frac{\theta_0}{2})(5(\cos(2\theta_0)-\cos(\theta_0))+(k+3)) \quad (۱۶)$$

حال، معادله (۱۰) در حالت بحرانی مود ۲ خالص ($K_{II}=K_{IIC}$، $r=r_c$ و $\theta=\theta_0$) نوشته شده و برابر با چگالی انرژی کرنشی بحرانی ماده (s_c) قرار داده می‌شود.

$$s_c = A_2K_{IIC}^2 + A_5T\sqrt{2r_c\pi}K_{IIC} + A_6(T\sqrt{2r_c\pi})^2 \quad (۱۷)$$

معادله چگالی انرژی کرنشی بحرانی (s_c) در مرجع [۴۱] برابر با $(k-۱)K_{IC}^۲/۸\pi\mu$ گزارش شده است که با جایگذاری آن در

1 Sih
2 Strain energy density criterion
3 Generalized Strain energy density criterion

جدول ۴. میانگین مقادیر تجربی و تئوری نسبت چقرمگی شکست K_{IIC}/K_C^{FMC} همراه با درصد اختلاف.

Table 4. Theoretical and mean experimental values of K_{IIC}/K_C^{FMC} including the percent discrepancies (Δ)

معیارهای ترکیبی/ نتایج تجربی	K_{IIC}/K_C^{FMC}	درصد اختلاف
نتایج تجربی	۰/۸۷	۰
مفهوم ماده فرضی- چگالی انرژی کرنشی تعمیم‌یافته	۱/۰۴	۱۹/۵
مفهوم ماده فرضی- چگالی انرژی کرنشی	۱/۰۴	۱۹/۵
مفهوم ماده فرضی- تنش میانگین تعمیم‌یافته	۰/۷۹	۹/۲
مفهوم ماده فرضی- تنش میانگین	۰/۸۶	۱/۱
مفهوم ماده فرضی- بیشینه تنش مماسی تعمیم‌یافته	[۴۳] ۰/۷۹	[۴۳] ۹/۲
مفهوم ماده فرضی- بیشینه تنش مماسی	[۴۲] ۰/۸۶	[۴۲] ۱/۱

معادله (۱۷) می‌توان نوشت:

$$\frac{(k-1)K^2_{IC}}{8\pi\mu} = A_2 K_{IIC}^2 + A_5 T\sqrt{2r_c\pi}K_{IIC} + A_6(T\sqrt{2r_c\pi})^2 \quad (۱۸)$$

اکنون با جایگذاری K_C^{FMC} بجای K_{IC} و σ_f^{FMC} بجای σ_c در معادلات اساسی معیار چگالی انرژی کرنشی تعمیم یافته (معادلات (۱۴) و (۱۸)) می‌توان روابط اساسی معیار ترکیبی مفهوم ماده فرضی- چگالی انرژی کرنشی تعمیم یافته (معادله (۱۹)) را بدست آورد. لازم به ذکر است که فاصله بحرانی (r_c) جزء خواص ماده فرض می‌شود [۴۱ و ۴۲]. بنابراین می‌توان مقدار فاصله بحرانی ماده ترد مجازی را از معادله‌ی $r_C^{FMC} = ۱/۲\pi(K_C^{FMC}/\sigma_f^{FMC})^۲$ که در بخش ۲-۵-۱ ارائه شده، محاسبه کرد.

$$(K_C^{FMC})^2 = \frac{8\pi\mu}{(k-1)}(A_2 K_{IIC}^2 + A_5 T\sqrt{2r_c^{FMC}\pi}K_{IIC} + A_6(T\sqrt{2r_c^{FMC}\pi})^2) \quad (۱۹)$$

$$C_2 K_{IIC}^2 + C_5 T\sqrt{2\pi r_c^{FMC}}K_{IIC} = 0$$

در صورتی که تنش تی در رابطه (۱۹) صفر در نظر گرفته شود، روابط اساسی معیار ترکیبی مفهوم ماده فرضی- چگالی انرژی کرنشی محاسبه خواهد شد.

به منظور پیش‌بینی زاویه شروع شکست و چقرمگی شکست مود ۲ خالص برای قطعات دارای پیش‌ترک، دو معیار بیشینه تنش مماسی و بیشینه تنش مماسی تعمیم یافته نیز با مفهوم ماده فرضی ترکیب شده‌اند. این دو معیار بیان می‌کنند که رشد ترک در راستای عمود بر بیشینه تنش مماسی هنگامی آغاز می‌شود که مقدار تنش مماسی در راستای اشاره شده و در یک فاصله بحرانی (r_c) در جلوی نوک ترک به تنش بحرانی ماده مورد نظر برسد. روابط حاکم بر معیارهای بیشینه تنش مماسی و بیشینه تنش مماسی تعمیم یافته به ترتیب از مراجع [۴۲] و [۴۳] برگرفته شده است. لازم به ذکر است که در معادلات حاکم بر معیار بیشینه تنش مماسی تعمیم یافته، اثر تنش تی در نظر گرفته شده است که این موضوع دو معیار اشاره شده را از یکدیگر متمایز می‌کند. همانند روندی که پیش‌تر به آن اشاره شد، می‌توان روابط اساسی معیارهای ترکیبی مفهوم ماده فرضی- بیشینه تنش مماسی و مفهوم ماده فرضی- بیشینه تنش مماسی تعمیم یافته را استخراج کرد که در اینجا به جزئیات آن اشاره نمی‌شود.

با جایگذاری چقرمگی شکست مجازی، استحکام کششی مجازی و خواص مکانیکی فولاد ضد زنگ ۳۱۶- ال (جدول۱)، در روابط اساسی معیارهای ترکیبی مذکور، مقادیر چقرمگی شکست مود ۲ خالص و زاویه شروع شکست برای قطعات دارای پیش‌ترک تخمین زده می‌شود. لازم به ذکر است که مقدار ضریب پواسون فولاد ضد زنگ ۳۱۶- ال براساس مقالات منتشر شده در این زمینه برابر با ۰/۳ در نظر گرفته شده است.

۳- بحث، بررسی و تفسیر نتایج

جدول‌های ۴ و ۵ به ترتیب اختلاف بین مقادیر تجربی و تئوری نسبت چقرمگی شکست مود ۲ خالص به چقرمگی شکست مجازی مود ۱ خالص (K_{IIC}/K_C^{FMC}) و زاویه شروع شکست در حالت

جدول ۵. میانگین مقادیر تجربی و تئوری زاویه شروع شکست در حالت بارگذاری مود ۲ خالص همراه با درصد اختلاف

Table 5. Theoretical and mean experimental values of fracture initiation angle under pure mode II loading including the percent discrepancies (Δ)

معیارهای ترکیبی/ نتایج تجربی	θ_0 (درجه)	درصد اختلاف
نتایج تجربی	-۷۳	۰
مفهوم ماده فرضی- چگالی انرژی کرنشی تعمیم‌یافته	-۸۰/۱	۹/۷
مفهوم ماده فرضی- چگالی انرژی کرنشی	-۷۹/۶	۹
مفهوم ماده فرضی- تنش میانگین تعمیم‌یافته	-۷۲/۷	۰/۴
مفهوم ماده فرضی- تنش میانگین	-۷۰/۵	۳/۴
مفهوم ماده فرضی- بیشینه تنش مماسی تعمیم‌یافته	[۴۳] -۷۲/۷	[۴۳] ۰/۴
مفهوم ماده فرضی- بیشینه تنش مماسی	[۴۲] -۷۰/۵	[۴۲] ۳/۴

بارگذاری مود ۲ خالص را نشان می‌دهند. مقادیر تجربی زاویه شروع شکست و K_{IIC}/K_C^{FMC} توسط ۶ معیار شکست ترد الاستیک خطی ترکیب شده با مفهوم ماده فرضی پیش‌بینی شده است.

مطابق با جدول ۴، درصد اختلاف بین نتایج تجربی و تئوری پیش‌بینی شده توسط معیارهای ترکیبی مفهوم ماده فرضی- چگالی انرژی کرنشی تعمیم یافته، - چگالی انرژی کرنشی، - تنش میانگین تعمیم یافته، - تنش میانگین، - بیشینه تنش مماسی تعمیم یافته و - بیشینه تنش مماسی به ترتیب برابر با ٪ ۱۹/۵، ٪ ۱۹/۵، ٪ ۹/۲، ٪ ۱/۱، ٪ ۹/۲ و ٪ ۱/۱ می‌باشد. همچنین جدول۵ نشان می‌دهد که درصد اختلاف بین نتایج تجربی و تئوری پیش‌بینی شده توسط معیارهای ترکیبی مفهوم ماده فرضی- چگالی انرژی کرنشی تعمیم یافته، - چگالی انرژی کرنشی، - تنش میانگین تعمیم یافته، - تنش میانگین، - بیشینه تنش مماسی تعمیم یافته و - بیشینه تنش مماسی به ترتیب برابر با ٪ ۹/۷، ٪ ۹، ٪ ۰/۴، ٪ ۳/۴، ٪ ۰/۴ و ٪ ۳/۴ می‌باشد.

علی رغم تفاوت در مفاهیم فیزیکی دو معیار بیشینه تنش مماسی و تنش میانگین، با مراجعه مجدد به روابط حاکم بر معیارهای مذکور می‌توان نتیجه گرفت که روابط اساسی این دو معیار در قطعات ترک‌دار کاملاً مشابه یکدیگر است. با توجه به این موضوع، می‌توان نتیجه گرفت که دو معیار ترکیبی مفهوم ماده فرضی- تنش میانگین و مفهوم ماده فرضی- بیشینه تنش مماسی نیز نتایج تئوری یکسانی را برای قطعات ترک‌دار پیش‌بینی می‌کنند و این امر برای دو معیار ترکیبی مورد نظر در حالت تعمیم یافته نیز صادق خواهد بود (جدول‌های ۴ و ۵ را نگاه کنید). نکته جالب توجه این است که برخلاف آنچه در قطعات ترک‌دار رخ می‌دهد، محققان در پژوهش‌های زیادی به تخمین چقرمگی شکست قطعات دارای شیارهای نوک گرد توسط معیارهای مذکور پرداخته و نتایج پیش‌بینی شده را با یکدیگر مقایسه کرده‌اند و در هیچ یک از این پژوهش‌ها، چقرمگی شکست یکسانی توسط دو معیار بیشینه تنش مماسی و تنش میانگین محاسبه نشده است [۳۲ و ۳۸ و ۴۶-۴۴]. دلیل این امر مربوط به تفاوت در تکینگی میدان‌های تنش در اطراف ترک‌های نوک تیز و شیارهای نوک گرد می‌باشد. همانطور که در رابطه (۱) ملاحظه می‌شود، هر یک از ترم‌های تکین میدان تنش در همسایگی ترک‌های نوک تیز دارای یک جمله بوده و مقادیر فواصل بحرانی r_c و d_c در فرآیند تدوین معیارهای بیشینه تنش مماسی و تنش میانگین به سادگی حذف شده و این موضوع باعث می‌شود که هر دو معیار مقادیر برابری را برای چقرمگی شکست مود ۲ پیش بینی نمایند. اما، در شیارهای نوک گرد، به دلیل از بین رفتن تکینگی، هر یک از ترم‌های میدان تنش مربوط به مودهای ۱ و ۲، خود دارای دو ترم بوده و این امکان را فراهم می‌کند که مقادیر فواصل بحرانی r_c و d_c در فرآیند تدوین دو معیار حذف نشده و در رابطه نهایی چقرمگی شکست مود ۲ باقی بمانند. بدیهی است، با توجه به تفاوت در روابط دو معیار در شیارهای نوک گرد، مقادیر نهایی چقرمگی شکست مود ۲ نیز برای این دو معیار متفاوت خواهد بود [۴۷].

جدول ۴ بیان می‌کند که نتایج پیش‌بینی شده توسط معیار ترکیبی مفهوم ماده فرضی- تنش میانگین دقیق‌تر از معیار ترکیبی مفهوم ماده فرضی- تنش میانگین تعمیم یافته است. هرچند معیار مفهوم ماده فرضی- تنش میانگین تعمیم یافته نیز با دقت قابل قبولی می‌تواند نتایج تجربی را پیش‌بینی کند. به طور مشابه، با مشاهده

جدول ۵ نیز می‌توان دریافت که زاویه شروع شکست پیش‌بینی شده توسط دو معیار ترکیبی مفهوم ماده فرضی- تنش میانگین و - تنش میانگین تعمیم یافته تطابق خوبی با نتایج بدست آمده از آزمون‌های شکست دارند.

بر اساس آنچه که در مرجع [۴۱] گزارش شده، تنش تی اثر قابل توجهی بر روی مقدار زاویه شروع شکست در حالت بارگذاری مود ۲ خالص نخواهد گذاشت. بنابراین در حالت بارگذاری مود ۲ خالص، زاویه شروع شکست محاسبه شده توسط دو معیار چگالی انرژی کرنشی و چگالی انرژی کرنشی تعمیم یافته اختلاف کمی با یکدیگر دارند [۴۱]. با مراجعه به جدول ۵ نیز می‌توان به وضوح این پدیده را مشاهده کرد. این امر، علت اصلی پیش‌بینی یکسان K_{IIC}/K_C^{FMC} توسط دو معیار ترکیبی مفهوم ماده فرضی- چگالی انرژی کرنشی و مفهوم ماده فرضی- چگالی انرژی کرنشی تعمیم یافته می‌باشد.

به عنوان یک نتیجه مهم این پژوهش از نقطه نظر کاربردهای طراحی مهندسی، می‌بایست ذکر شود که مطابق با جدول۴، معیار ترکیبی مفهوم ماده فرضی- بیشینه تنش مماسی دارای بهترین تطابق با نتایج تجربی بوده و از سوی دیگر، روابط ریاضی آن نیز به میزان قابل توجهی ساده‌تر از معیارهای دیگر است. بنابراین، برای آندسته از قطعات نرم ترک‌دار که مقدار تنش تی برای آنها کوچک است (مانند نمونه‌های آزمایش شده در این پژوهش)، معیار ترکیبی مفهوم ماده فرضی- بیشینه تنش مماسی جهت پیش بینی چقرمگی شکست مود ۲ قطعه ترک‌دار با دقت بالا و سادگی قابل توجه توصیه می‌شود. بدیهی است، چنانچه مقدار تنش تی برای قطعه ترک‌دار قابل توجه باشد، این پارامتر تأثیر قابل توجهی بر مقدار چقرمگی شکست مود ۲ خواهد داشت و استفاده از معیار(های) ترکیبی تعمیم یافته توصیه می‌شود، گرچه همیشه انتخاب معیار شکست توسط طراح قطعه یا سازه مهندسی بر اساس موازنه سادگی و دقت انجام می‌گیرد.

برای بررسی بخش‌های مختلف منحنی‌های بار- جابه‌جایی می‌توان به منحنی نمونه شماره۲ در شکل۴ الف مراجعه کرد. ناحیه ۱-۰ میلی‌متر منحنی مذکور نشان می‌دهد که نواحی از قطعه که در تماس با گیره‌های دستگاه هستند، به دلیل بارگذاری زیاد کششی، دچار تغییر شکل پلاستیک محلی می‌شوند. در حالی که نواحی دیگر از قطعه تغییر شکل الاستیک را تجربه می‌کنند. بعد از آن که نواحی در تماس با گیره‌ها به اندازه کافی تغییر شکل دادند و متناسب با آن سفت شدند، تغییر شکل (نه تغییر شکل پلاستیک) به سمت مرکز نمونه منتشر می‌شود. طبیعتاً این نواحی، بسیار بزرگ‌تر و سفت‌تر از نواحی در تماس با گیره‌ها هستند و به تبع نیروی بیشتری برای ایجاد تغییر شکل پلاستیک در این نواحی نیاز است. لذا ناحیه ۵-۱ میلی‌متر در منحنی مذکور اتفاق می‌افتد. لازم به ذکر است که تحلیل‌های المان محدود الاستیک- پلاستیک نشان می‌دهند که تغییر شکل‌های پلاستیک اطراف نوک ترک به سمت نواحی در تماس با گیره انتشار می‌یابد و با آن‌ها ترکیب می‌شوند. بنابراین می‌توان گفت که بخش اعظم تغییر شکل پلاستیک نشان داده شده در شکل۴ مربوط به تغییر شکل‌های پلاستیک اطراف نوک ترک می‌باشد.

مشاهدات تجربی نشان می‌دهند که قطعات دارای پیش‌ترک تغییر شکل پلاستیک خارج از صفحه را نیز تجربه می‌کنند (شکل ۳ را نگاه کنید). براساس این مشاهدات می‌توان گفت، تغییر شکل پلاستیک خارج از صفحه قطعات تا قبل از شروع رشد ترک قابل ملاحظه نبوده است، اما هنگامی که رشد ترک آغاز می‌شود، تغییر شکل پلاستیک خارج از صفحه قطعات به سرعت افزایش می‌یابد. به همین دلیل اثرات مود ۳ بارگذاری در پیش بینی‌ها لحاظ نشده است. این پدیده به عنوان اثرات سه بعدی[1] شناخته می‌شود. پدیده اثرات سه بعدی بیان می‌کند که مود ۲ و ۳ بارگذاری می‌توانند بر روی یکدیگر اثر بگذارند [۴۷-۴۹]. به عبارت دیگر مود ۲ بارگذاری می‌تواند سبب به وجود آمدن مود ۳ بارگذاری شود و برعکس. علاوه بر این، توجه به این نکته ضروری است که پیشانی‌های بالایی ترک (در سمت راست و چپ سوراخ) تنش‌های فشاری و کششی را تجربه می‌کنند و این تنش‌ها با علامت‌های مخالف در پیشانی‌های پایینی ترک نیز وجود دارد. بنابراین، با توجه به توزیع تنش‌های اشاره شده در پیشانی ترک و نازک بودن قطعات، کمانش در اثر بار برشی در نمونه‌های مورد نظر اتفاق می‌افتد.

۴- نتیجه‌گیری

- در این پژوهش روابط معیار تنش میانگین با در نظر گرفتن اثرات ناشی از تنش تی برای قطعات ترک‌دار استخراج شد.
- با توجه به آنکه فولاد ضد زنگ ۳۱۶- ال چقرمگی شکست معتبری بر پایه ضریب شدت تنش بحرانی ندارد، ۶ معیار شکست

1 3D effects

ترد الاستیک خطی با مفهوم ماده فرضی ترکیب شدند تا با بکارگیری آن‌ها بتوان چقرمگی شکست قطعات دارای پیش‌ترک در حالت بارگذاری مود ۲ خالص را پیش‌بینی کرد.

• با استفاده از معیارهای شکست ترد ترکیب شده با مفهوم ماده فرضی می‌توان بدون انجام تحلیل‌های پیچیده و وقت‌گیر الاستیک-پلاستیک و تنها با تکیه بر تحلیل‌های الاستیک خطی، زاویه شروع شکست و چقرمگی شکست قطعات ترک‌دار را پیش‌بینی کرد.

• به منظور تأیید صحت چقرمگی شکست تخمین زده شده توسط مفهوم ماده فرضی، آزمون‌های شکست بر روی قطعات دارای پیش‌ترک انجام شد. مشاهدات تجربی نشان داد که این قطعات در آستانه رشد ترک تغییر شکل پلاستیک زیادی را تجربه می‌کنند.

• درصد اختلاف بین نتایج تجربی و تئوری نسبت K_{IIC}/K_C^{FMC} که توسط معیارهای ترکیبی مفهوم ماده فرضی- چگالی انرژی کرنشی تعمیم یافته، - چگالی انرژی کرنشی، - تنش میانگین تعمیم یافته، - تنش میانگین، - بیشینه تنش مماسی تعمیم یافته و - بیشینه تنش مماسی پیش‌بینی شده به ترتیب برابر با ٪ ۱۹/۵، ٪ ۱۹/۵، ٪ ۹/۲، ٪ ۱/۱، ٪ ۹/۲ و ٪ ۱/۱ می‌باشد.

• درصد اختلاف بین نتایج تجربی و تئوری (θ_0) که توسط معیارهای ترکیبی مفهوم ماده فرضی- چگالی انرژی کرنشی تعمیم یافته، - چگالی انرژی کرنشی، - تنش میانگین تعمیم یافته، - تنش میانگین، - بیشینه تنش مماسی تعمیم یافته و - بیشینه تنش مماسی پیش‌بینی شده به ترتیب برابر با ٪ ۹/۷، ٪ ۹، ٪ ۰/۴، ٪ ۳/۴، ٪ ۰/۴ و ٪ ۳/۴ می‌باشد.

• مقایسه نتایج تجربی و تئوری نشان داد که دو معیار ترکیبی مفهوم ماده فرضی- تنش میانگین و مفهوم ماده فرضی- تنش میانگین تعمیم یافته می‌توانند با دقت خوبی چقرمگی شکست و زاویه شروع شکست در قطعات دارای پیش‌ترک در حالت بارگذاری مود ۲ خالص را تخمین بزنند.

• برای آندسته از قطعات نرم ترک‌دار که مقدار تنش تی برای آنها کوچک است (مانند نمونه‌های آزمایش شده در این پژوهش)، معیار ترکیبی مفهوم ماده فرضی- بیشینه تنش مماسی جهت پیش بینی چقرمگی شکست مود ۲ قطعه ترک‌دار با دقت بالا و سادگی قابل توجه مناسب است. چنانچه مقدار تنش تی برای قطعه ترک‌دار قابل توجه باشد، استفاده از معیار(های) ترکیبی تعمیم یافته توصیه می‌شود.

فهرست علائم

علائم

انگلیسی

2α	طول ترک
d	فاصله از نوک ترک
$DLSP$	صفحه مربعی تحت بارگذاری قطری
E	مدول یانگ
EMC	مفهوم ماده معادل
GMS	تنش میانگین تعمیم یافته
$GMTS$	بیشینه تنش مماسی تعمیم یافته
$GSED$	چگالی انرژی کرنشی تعمیم یافته
K	ضریب شدت تنش
k	پارامتر ثابت در حالت بارگذاری تنش-صفحه‌ای
LCC	ظرفیت تحمل بار
MS	تنش میانگین
MTS	بیشینه تنش مماسی
r	فاصله از نوک ترک
s	ضریب چگالی انرژی کرنشی
S	تنش مهندسی
SED	چگالی انرژی کرنشی
$2w$	ضلع قطعه مربعی شکل

علائم یونانی

α	زاویه تمایل ترک
θ_0	زاویه شروع رشد ترک
ε	کرنش
σ	تنش
δ	جابه‌جایی
μ	مدول برشی

زیر نویس

c	بحرانی
f	شکست مهندسی
$f,true$	واقعی نقطه شکست

I	مود ۱
II	مود ۲
IC	مود ۱ بحرانی
u	نقطه بیشینه
$u,true$	واقعی نقطه بیشینه
Y	تسلیم
qq	مماسی

بالا نویس

FMC	مفهوم ماده فرضی
$*$	مجازی

مراجع

[1] R. Hojjati-Talemi, S. Cooreman, D. Van Hoecke, Finite element simulation of dynamic brittle fracture in pipeline steel: A XFEM-based cohesive zone approach, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications, -357 (2018) (5)232 370.

[2] O. Zvirko, N. Kret, O. Tsyrulnyk, T. Vengrynyuk, Influence of textures of pipeline steels after operation on their brittle fracture resistance, Materials Science, -400 (2018) (3)54 405.

[3] W. Li, Z. Jin, G. Cusatis, Size effect analysis for the characterization of marcellus shale quasi-brittle fracture properties, Rock Mechanics and Rock Engineering, (1)52 18-1 (2019).

[4] S. Chandra, R. Sarkar, A. Bhowmick, P. De, P. Chakraborti, S. Ray, Crack tip opening angle (CTOA) and δ5 measurements on SENT and DENT specimens of a thin interstitial-free steel sheet, Engineering Fracture Mechanics, 2020) 225), https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2019.106861.

[5] P. Kuhn, G. Catalanotti, J. Xavier, P. Camanho, H. Koerber, Fracture toughness and crack resistance curves for fiber compressive failure mode in polymer composites under high rate loading, Composite Structures, 175-164 (2017) 182.

[6] J.R. Rice, A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks, Journal of Applied Mechanics, 386-379 (1968) (2)35.

[7] J. Ding, W. Xu, Determination of mode I interlaminar fracture toughness of composite by a wedge-insert double cantilever beam and the nonlinear J integral, Composites Science and Technology, 2021) 206), https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2021.108674.

[8] Y. Wang, G. Wang, S. Tu, F. Xuan, Ductile fracture prediction based on J-integral and unified constraint parameters for cracked pipes, Engineering Fracture Mechanics, 15-1 (2019) 215.

[9] F. Antunes, R. Branco, P. Prates, L. Borrego, Fatigue crack growth modelling based on CTOD for the 7050-T6 alloy, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 1320-1309 (2017) (8)40.

[10] K. Samadian, S. Hertelé, W. De Waele, Measurement of CTOD along a surface crack by means of digital image correlation, Engineering Fracture Mechanics, (2019) 205 485-470.

[11] Y. Zhang, J. Shuai, Z. Lv, K. Xu, Investigation of the effects of material parameters on the relationship between crack tip constraint and CTOD fracture toughness, Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2020) 108), https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2020.102615.

[12] J.S. Kim, N.O. Larrosa, A.J. Horn, Y.J. Kim, R.A. Ainsworth, Notch bluntness effects on fracture toughness of a modified S690 steel at °150 C, Engineering Fracture Mechanics, 267-250 (2018) 188.

[13] W. Musraty, B. Medjo, N. Gubeljak, A. Likeb, I. Cvijović-Alagić, A. Sedmak, M. Rakin, Ductile fracture of pipe-ring notched bend specimens–Micromechanical analysis, Engineering Fracture Mechanics, 261-247 (2017) 175.

[14] Ł. Derpeński, Ductile fracture behavior of notched aluminum alloy specimens under complex non-proportional load, Materials, 2019) (10)12), https://doi.org/10.3390/ma12101598.

[15] J. Pan, Y. Wang, Y. Li, Ductile fracture in notched bulk metallic glasses, Acta Materialia, 133-126 (2017) 136.

[16] V.Madrazo, S.Cicero, I.A.Carrascal, On the point method and the line method notch effect predictions in Al-7075T651, Engineering Fracture Mechanics, (2012) 79

379-363.

[17] W.Q. Wang, A.J. Li, P.N. Li, D.Y. Ju, An engineering approach for notch elastic-plastic fracture analysis, International Journal of Pressure Vessels and Piping, (1)60 16-1 (1994).

[18] H.Neuber, Theory of stress concentration for shear-strained prismatical bodies with arbitrary nonlinear stress-strain law, Journal of Applied Mechanics, (4)28 550-544 (1961).

[19] K.Molski, G.Glinka, A method of elastic-plastic stress and strain calculation at a notch root, Materials Science and Engineering, 100-93 (1981) (1)50.

[20] G.Glinka, Energy density approach to calculation of inelastic strain-stress near notches and cracks, Engineering Fracture Mechanics, 508-485 (1985) (3)22.

[21] P.Lazzarin, R.Zambardi, The equivalent strain energy density approach re-formulated and applied to sharp V-shaped notches under localized and generalized plasticity, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 928-917 (2002) (10)25.

[22] A.R.Torabi, Estimation of tensile load-bearing capacity of ductile metallic materials weakened by a V-notch: The equivalent material concept, Materials Science and Engineering: A, 255-249 (2012) 536.

[23] H.R.Majidi, S.M.J.Razavi, A.R.Torabi, Application of EMC-J criterion to fracture prediction of U-notched polymeric specimens with nonlinear behaviour, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, (1)42 362-352 (2019).

[24] A.R.Torabi, M.Alaei, Application of the equivalent material concept to ductile failure prediction of blunt V-notches encountering moderate-scale yielding, International Journal of Damage Mechanics, (2016) (6)25 877-853.

[25] A.R.Torabi, A.S.Rahimi, M.R.Ayatollahi, Mixed mode I/II fracture prediction of blunt V-notched nanocomposite specimens with nonlinear behavior by means of the Equivalent Material Concept, Composites Part B: Engineering, 373-363 (2018) 154.

[26] A.R.Torabi, R.Habibi, B.M.Hosseini, On the ability of the equivalent material concept in predicting ductile failure of U-notches under moderate-and large-scale yielding conditions, Physical Mesomechanics, -337 (2015) (4)18 347.

[27] H.Salavati, H.Mohammadi, Ductile Failure Prediction of U-Notched Bainitic Functionally Graded Steel Specimens Using the Equivalent Material Concept Combined with the Averaged Strain Energy Density Criterion, Physical Mesomechanics, 260-255 (2019) (3)22.

[28] A.R.Torabi, The equivalent material concept: Application to failure of O-notches, Engineering Solid Mechanics, (4)1 140-129 (2013).

[29] A.R.Torabi, M.R.Ayatollahi, M.Torabi, A.S.Rahimi, Crack growth onset in thin aluminum sheets under mixed mode I/II loading: A new form of the Equivalent Material Concept, Thin-Walled Structures, 2019) 144), https://doi.org/10.1016/j.tws.2019.106337.

[30] A.R. Torabi, M. Kamyab, Notch ductile failure with significant strain-hardening: The modified equivalent material concept, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 453-439 (2019) (2)42.

[31] ASTM E20-399, Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials AI, West Conshohocken, PA, (2020), www.astm.org.

[32] A.R. Torabi, M. Kamyab, The fictitious material concept, Engineering Fracture Mechanics, 31-17 (2019) 209.

[33] M. Aliha, M. Ayatollahi, Geometry effects on fracture behaviour of polymethyl methacrylate, Materials Science and Engineering: A, 530-526 (2010) (3)527.

[34] M. Ayatollahi, M. Aliha, Analysis of a new specimen for mixed mode fracture tests on brittle materials, Engineering Fracture Mechanics, 1573-1563 (2009) (11)76.

[35] M.R. Ayatollahi, M. Aliha, S. Rahmanian, Finite Element Analysis of an Improved Center Crack Specimen, in: Key Engineering Materials, 446-441 (2007) 347.

[36] ASTM E8 / E8M08-, Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials. ASTM International WC, PA, (2008), www.astm.org.

[37] ASTM A240 / A240M20-a. Standard Specification for Chromium and Chromium-Nickel Stainless Steel Plate,

Sheet, and Strip for Pressure Vessels and for General Applications. ASTM International WC, PA, 2020, www.astm.org.

[38] A.R. Torabi, M. Kamyab, Mixed mode I/II failure prediction of thin U-notched ductile steel plates with significant strain-hardening and large strain-to-failure: The Fictitious Material Concept, European Journal of Mechanics-A/Solids, 236-225 (2019) 75.

[39] M.L.Williams, On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack, Journal of Applied Mechanics, (1) 24 114-109 (1956).

[40] G.C. Sih, Strain-energy-density factor applied to mixed mode crack problems, International Journal of fracture, 321-305 (1974) (3)10.

[41] M.R. Ayatollahi, M.R. Moghaddam, F. Berto, A generalized strain energy density criterion for mixed mode fracture analysis in brittle and quasi-brittle materials, Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 76-70 (2015) 79.

[42] F. Erdogan, G. Sih, On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear, J. Basic Eng, 525-519 (1963) (4)85.

[43] D.J. Smith, M.R. Ayatollahi, M.J. Pavier, The role of T-stress in brittle fracture for linear elastic materials under mixed-mode loading, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 150-137 (2001) (2)24.

[44] S. Shahbaz, M.R. Ayatollahi, A.R. Torabi, S. Cicero, Fracture Behavior of Two Biopolymers Containing Notches: Effects of Notch Tip Plasticity, Applied Sciences, 2020) (23)10), https://doi.org/10.3390/app10238445.

[45] A.R. Torabi, A. Rahimi, M. Ayatollahi, Fracture study of a ductile polymer-based nanocomposite weakened by blunt V-notches under mode I loading: Application of the Equivalent Material Concept, Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 33-26 (2018) 94.

[46] A.R. Torabi, E. Pirhadi, Stress-based criteria for brittle fracture in key-hole notches under mixed mode loading, European Journal of Mechanics-A/Solids, 12-1 (2015) 49.

[47] A. Kotousov, Effect of plate thickness on stress state at sharp notches and the strength paradox of thick plates, International Journal of Solids and Structures, (15-14)47 1923-1916 (2010).

[48] A. Kotousov, P. Lazzarin, F. Berto, S. Harding, Effect of the thickness on elastic deformation and quasi-brittle fracture of plate components, Engineering Fracture Mechanics, 1681-1665 (2010) (11)77.

[49] L.P. Pook, A. Campagnolo, F. Berto, P. Lazzarin, Coupled fracture mode of a cracked plate under anti-plane loading, Engineering Fracture Mechanics, 403-391 (2015) 134.

چگونه به این مقاله ارجاع دهیم

H. Sadeghian, M.R. Ayatollahi, A. Torabi, Experimental and theoretical assessment of mode II fracture toughness for cracked ductile specimens with high strain-hardening, Amirkabir J. Mech Eng., 53(10) (2022) 5141-5158.

DOI: 10.22060/mej.2021.19493.7038

این صفحه عمداً خالی است