



# Forming Limit Curves Prediction of Low-Carbon Steel Sheets Using Ductile Fracture Criteria

## ARTICLE INFO

### Article Type

Original Research

### Authors

Mamusi H.<sup>1</sup> MSc,  
Bakhshi M.<sup>1</sup> PhD,  
Gorji H.<sup>1\*</sup> PhD,  
Hashemi R.<sup>2</sup> PhD,

### How to cite this article

Mamusi H, Bakhshi M, Gorji H, Hashemi R. Forming Limit Curves Prediction of Low-Carbon Steel Sheets Using Ductile Fracture Criteria. Modares Mechanical Engineering. 2021;21(4):247-261.

<sup>1</sup> Faculty of mechanical engineering, Babol Noshirvani University of Technology, Babol, Iran

<sup>2</sup> Faculty of mechanical engineering, Iran University of Science and Technology, Tehran, Iran

### \*Correspondence

Address: Faculty of mechanical engineering, Babol Noshirvani University of Technology, Babol, Iran

Phone: -

Fax: -

hamidgorji@nit.ac.ir

### Article History

Received: June 21, 2020

Accepted: January 22, 2021

ePublished: March 25, 2021

## ABSTRACT

Forming Limit Diagrams (FLDs) are very useful measures for safe forming of sheet metals without failure due to necking or fracture under different loading conditions. This paper uses ductile fracture criteria to predict the formability of low carbon steel sheets to evaluate their accuracy in predicting the FLDs. In addition, the fracture forming limit curves (FFLD) and necking forming limit curves (NFLD) for St12 low-carbon steel have been extracted experimentally and numerically. In the experimental procedure, the Nakazima stretching test was used. In the numerical procedure, by defining six phenomenological ductile fracture criteria in ABAQUS / Explicit finite element software, the failure is predicted and compared with the experimental results. These criteria were calibrated using 6 tests namely as In-plane shear, uniaxial tensile test, circle hole test, notched tension test, plane strain test, and Nakazima stretching test. The results showed that the criteria, which include both the stress triaxiality ( $\eta$ ) and Lode parameter (L), provide a more accurate prediction of failure. Also to predict necking during numerical simulation of Nakazima test and also to extract the NFLD, three criteria of the second derivative of major strain, the second derivative of thickness strain and the second derivative of equivalent plastic strain have been used.

**Keywords** Sheet Metal Formability, Forming Limit Diagrams (FLDs), Ductile Fracture Criteria, Necking Criteria

## CITATION LINKS

[1] Modeling of ductile fracture from shear to balanced biaxial tension for sheet metals. [2] On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space. [3] An investigation into the fracture mechanisms of twinning-induced-plasticity steel sheets under various strain paths. [4] Numerical prediction of failure in single point incremental forming using a phenomenological ductile fracture criterion. [5] A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence. [6] New ductile fracture criterion for prediction of fracture forming limit diagrams of sheet metals. [7] Modeling of shear ductile fracture considering a changeable cut-off value for stress triaxiality. [8] Evaluation of ductile fracture criteria in a general three-dimensional stress state considering the stress triaxiality and the lode parameter. [9] A Novel Approach to the Determination of Forming Limit Diagrams for Tailor-Welded Blanks. [10] Determination of the plastic anisotropy  $r$  in sheet metal using automatic tensile test equipment. [11] International Standard ISO 12004-2 Metallic Materials—Guidelines For The Determination Of Forming-Limit Diagrams. [12] A comparative study of three groups of ductile fracture loci in the 3D space. [13] Fracture prediction in plastic deformation processes. [14] On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. [15] Criteria for ductile fracture and their applications. [16] Failure-based forming limit criteria for anisotropic materials in sheet metal forming. [17] Forming severity concept for predicting sheet necking under complex loading histories. [18] Prediction of fracture in hub-hole expanding process using a new ductile fracture criterion. [19] Prediction of forming limit in hydro-mechanical deep drawing of steel sheets using ductile fracture criterion. [20] A method for determining the coefficient of friction in punch stretching of sheet metals. [21] A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. [22] ABAQUS Analysis User's Manual.

## پیش‌بینی نمودارهای حد شکل‌دهی ورق‌های فولادی کم‌کربن به کمک معیارهای شکست نرم

حسین ماموسی MSc

دانشجوی دکتری، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی نوشیروانی بابل، بابل، ایران

محمد بخشی PhD

استاد، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی نوشیروانی بابل، بابل، ایران  
حمید گرجی\* PhD  
دانشیار، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی نوشیروانی بابل، بابل، ایران

رامین هاشمی PhD

دانشیار، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه علم و صنعت ایران، تهران، ایران

### چکیده

نمودارهای حد شکل‌دهی (FLD) معیارهای بسیار سودمندی جهت اطمینان از شکل‌دهی بدون خرابی ناشی از گلوئی شدن و یا شکست ورق‌های فلزی تحت بارگذاری‌های مختلف هستند. این مقاله معیارهای شکست را برای پیش‌بینی شکل‌پذیری ورق‌های فولادی کم‌کربن مورد استفاده قرار می‌دهد تا دقت آن‌ها در پیش‌بینی نمودارهای حد شکل‌دهی (FLDs) ارزیابی شود. به علاوه، منحنی‌های حد شکل‌دهی در شکست (FFLD) و گلوئی شدن (NFLD) برای فولاد کم‌کربن St12 به روش تجربی و همچنین عددی استخراج شده‌اند. در روبه تجربی، آزمون کشش ناکازیما استفاده شده است. در روبه عددی، با به‌کار بردن شش معیار شکست نرم پدیدار شناختی در نرم‌افزار اجزای محدود ABAQUS/Explicit، شکست پیش‌بینی شده و با نتایج تجربی مقایسه شده است. این معیارها به کمک شش آزمون تجربی، برش درون صفحه‌ای، کشش تک‌محوری، کشش نمونه با برش دایره وسط، کشش نمونه با برش نیم‌دایره جانبی، کشش نمونه کرنش صفحه‌ای و همچنین آزمون کشش دو محوری خالص ناکازیما کالیبره شده‌اند. نتایج نشان داده است که معیارهایی که شامل هر دو پارامتر تنش سه‌محوره ( $\eta$ ) و پارامتر لود ( $L$ ) هستند، پیش‌بینی درست‌تری از شکست را ارائه می‌دهند. همچنین برای پیش‌بینی گلوئی شدن در حین شبیه‌سازی عددی آزمون ناکازیما و همچنین استخراج نمودارهای حد شکل‌دهی در گلوئی شدن از معیار مشتق دوم کرنش بزرگ استفاده شده است. **کلیدواژه‌ها:** شکل‌پذیری ورق‌های فلزی، نمودارهای حد شکل‌دهی (FLD)، معیارهای شکست نرم، معیارهای گلوئی شدن

تاریخ دریافت: ۱۳۹۹/۰۴/۰۱

تاریخ پذیرش: ۱۳۹۹/۱۱/۰۳

\*نویسنده مسئول: hamidgorji@nit.ac.ir

### ۱- مقدمه

خرابی (Failure) در شکل‌دهی ورق‌های فلزی معمولاً به سه حالت گلوئی شدن (Necking)، شکست (Fracture) و چروکیدگی (Wrinkling) مشاهده می‌شود. گلوئی شدن، همواره در ورق‌های با قابلیت شکل‌پذیری بالا رخ می‌دهد و پیشرفت آن به شکست ورق می‌انجامد، درحالی‌که در ورق‌های با نسبت استحکام به چگالی بالا مانند فولادهای با استحکام خیلی زیاد (AHSS)، با کشش نمونه، شکست نرم همراه با مقدار اندکی گلوئی شدن مشاهده می‌شود<sup>[1]</sup>. پیش‌بینی گلوئی شدن و شکست یکی از مهم‌ترین مسایل در

تحلیل و طراحی فرآیندهای شکل‌دهی ورق‌های فلزی است. در شکل‌دهی ورق‌های فلزی، گلوئی شدن به عنوان یک مکانیزم شکست غالب دیده می‌شود، زیرا دلیل عمده برای از دست دادن قابلیت تحمل بار در حین شکل‌دهی است. اگرچه شکست همواره به عنوان پارامتر آسیب ورق مطرح است اما در بسیاری از فرآیندهای شکل‌دهی، گلوئی شدن به عنوان حد شکل‌دهی در نظر گرفته می‌شود. نمودارهای حد شکل‌دهی، ابزاری سودمند برای پیش‌بینی شکل‌پذیری موفقیت‌آمیز ورق‌های فلزی هستند که در بسیاری از صنایع شکل‌دهی ورق، مانند خودروسازی کاربردی گسترده دارند. با در نظر گرفتن دو پارامتر محدودکننده گلوئی شدن و شکست در شکل‌دهی ورق، به ترتیب دو نوع منحنی حد شکل‌دهی با عنوان‌های NFLC (Necking Forming Limit Curve) و FFLC (Fracture Forming Limit Curve) وجود دارد.

در سال‌های اخیر پژوهش‌های گسترده‌ای برای مطالعه شکست نرم به صورت تجربی، تحلیلی و عددی انجام شده است. بائو و ورزیبکی، ۱۵ آزمون مختلف شامل فشار، برش و کشش بر روی آلیاژ AA2024-T351 انجام دادند که نتایج تجربی مناسبی برای توسعه معیارهای شکست نرم و همچنین توصیف شکست نرم تحت بارگذاری‌های مختلف فراهم آورده است<sup>[2]</sup>. محدودیت این پژوهش این است که ابعاد نمونه‌های آزمون ارائه نشده همچنین عدم اطمینان از کرنش شکست که گزارش شده، مورد تجزیه و تحلیل قرار نگرفته است<sup>[1]</sup>. حبیبی و همکاران سازوکارهای شکست ورق‌های فولادی TWIP را که در صنعت خودروسازی کاربرد وسیعی دارند، با مسیرهای کرنش گوناگون مورد مطالعه قرار دادند<sup>[3]</sup>. آن‌ها در این تحقیق ابتدا شکل‌پذیری این ورق‌ها را با آزمون کشش، با سنبه سر کرووی ارزیابی کردند و سپس منحنی‌های حد شکل‌دهی در شکست را هم به صورت تجربی و هم به روش عددی به کمک نرم‌افزار اجزای محدود استخراج کردند. در این مطالعه، سه دسته معیار شکست نرم، شکست برشی و شکست ترکیبی (نرم و برشی) برای پیش‌بینی عددی شکست مورد استفاده قرار گرفته است. میرنیا و شمسازی شکست در فرآیند شکل‌دهی تدریجی تک نقطه‌ای را به روش عددی و با استفاده از یک معیار شکست نرم پیش‌بینی کردند<sup>[4]</sup>. آن‌ها در این پژوهش ضمن بررسی و دسته‌بندی کلی و جامع معیارهای شکست نرم به سه دسته میکرو مکانیکی، آسیب پیوسته و پدیدار شناختی، از معیار شکست موهر-کولمب اصلاح شده (MMC3) که یک معیار شکست نرم پدیدار شناختی است، برای پیش‌بینی شکست استفاده کردند و با فرض صفحه‌ای بودن تنش در فرآیند شکل تدریجی تک نقطه‌ای، رابطه بین تنش سه‌محوره ( $\eta$  Stress triaxiality) و پارامتر لود (Lode parameter (L)) را در حالت‌های متداول تنش بدست آوردند.

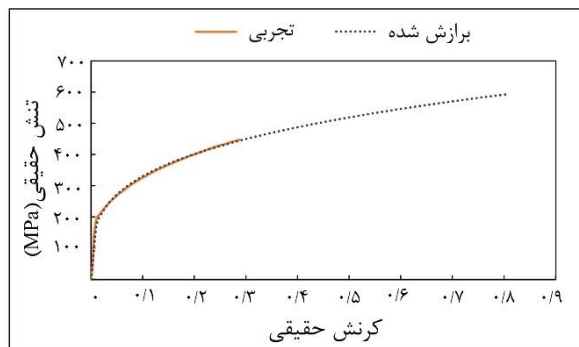
اخیراً معیارهای پدیدار شناختی متعددی بر اساس نتایج تجربی ارائه شده است. بای و ورزیبکی<sup>[5]</sup> کرنش‌های شکست را به کمک

پژوهش حاضر هم شامل معیارهای قدیمی و هم معیارهای به نسبت پیچیده و جدید می‌باشد و لذا می‌توان کاربردی بودن همه آن‌ها را برای پیش‌بینی شکست در ورق‌های فولادی کم‌کربن St12 بررسی کرد، در صورتی در پژوهش‌های پیشین این معیارهای شکست جدید جهت استخراج FFLD مورد استفاده قرار نگرفته‌اند. از سویی دیگر در این پژوهش عوامل آسیب در شکل‌دهی ورق‌های فولادی کم‌کربن St12 که شامل هم نمودارهای حد شکل‌دهی در شکست و هم نمودارهای حد شکل‌دهی در گلوپی شدن می‌باشد، هم به صورت تجربی و هم به صورت عددی به صورت یکجا استخراج شده‌اند که به پژوهش جامعیت خاصی می‌بخشد.

## ۲- روش تحقیق

### ۲-۱- مراحل آزمایشگاهی

با توجه به کاربردهای عمده ورق‌های فلزی کم‌کربن در صنایع خودروسازی به دلیل شکل‌پذیری خوب و هزینه نسبتاً پایین جهت استفاده در قسمت‌های مختلف بدنه خودرو و ساخت قطعات مختلف صنعتی، در این پژوهش از ورق فولادی کم‌کربن St12 استفاده شده است که با عنوان تجاری ورق‌های کششی شناخته می‌شوند. برای تعیین خواص مکانیکی نمونه، آزمون کشش تک‌محوره با سرعت کشش 5 mm/min و تا لحظه شکست انجام شد. نمونه‌ها مطابق استاندارد ASTM E8 با لیزر برش داده شدند. خواص مکانیکی ورق St12 استخراج شده از آزمون کشش تک‌محوره، در جدول ۱ آورده شده است. خواص پلاستیک ماده نیز که در جدول ۱ آورده شده، به کمک درون‌یابی نمودار تنش-کرنش حقیقی تا نقطه استحکام کششی نهایی محاسبه شده است. نمودارهای تنش-کرنش حقیقی بدست آمده از نتایج تجربی و منحنی برازش شده در شکل ۱ نمایش داده شده است. جهت برازش نمودار از رابطه کارسختی هولومون استفاده شده است که پس از استخراج نمودار تنش-کرنش تجربی تا نقطه تغییر شکل یکنواخت، ضریب استحکام (K) و توان کرنش‌سختی (n) به صورت عددی محاسبه شده‌اند که همان‌گونه که در شکل ۱ مشاهده می‌شود برازش عددی از دقت مطلوبی برخوردار است.



شکل ۱) منحنی تجربی تنش-کرنش حقیقی و منحنی برازش شده

معیار موهر-کولومب اصلاح شده (MMC) مدل کردند. لو و همکاران میکرومکانیزم‌های شکست نرم را بر اساس جوانه زنی، رشد و به هم پیوستن حفره‌ها مورد تجزیه و تحلیل قرار دادند و یک مدل شکست نرم با سه ضریب ثابت وابسته به  $\eta$  و  $L$  را با عنوان DF2012 برای فلزات پیشرفته معرفی کردند<sup>[6]</sup>. لو و همکاران، این مدل شکست را برای در نظر گرفتن مقادیر متغیر برای حداقل مقدار  $\eta$  (Cut-off value) ارتقا دادند، که هدف از آن پیش‌بینی شکست برشی از ناحیه کشش دو محور متقارن تا برش خالص بوده است. معیار توسعه‌یافته به عنوان معیار DF2014 معرفی شده است<sup>[7]</sup>. لو و هاه<sup>[8]</sup> برای اولین بار هفت معیار شکست نرم را در فضای سه‌بعدی کرنش معادل شکست ( $\epsilon_f$ )،  $\eta$  و  $L$  ارزیابی کردند. ماموسی و همکاران<sup>[9]</sup> از سه معیار لحظه‌ای به قرار مشتق دوم کرنش بزرگ، مشتق دوم کرنش ضخامت و همچنین مشتق دوم کرنش پلاستیک معادل برای پیش‌بینی گلوپی شدن استفاده کرده و نشان دادند که هر سه معیار نتایج یکسانی دارند و بر همین اساس نمودارهای حد شکل‌دهی در گلوپی شدن را برای ورق‌های ترکیبی (Tailor Welded Blanks (TWBs)) و ساده استخراج کردند. در این مقاله شکل‌دهی ورق فولادی کم‌کربن St12 به ضخامت ۱ mm مورد بررسی قرار گرفته است. ابتدا به کمک آزمون کشش با سنبه سر کرومی ناکازیم، نمودارهای حد شکل‌دهی در گلوپی شدن و شکست استخراج شدند. در رویه عددی نیز با در نظر گرفتن معیار لحظه‌ای مشتق دوم کرنش بزرگ، گلوپی شدن پیش‌بینی شده است. به منظور پیش‌بینی شکست، ابتدا شش آزمون کالیبراسیون شامل آزمون‌های برش درون صفحه‌ای، کشش ساده، کشش نمونه با برش دایره وسط، کشش نمونه با برش جانبی، کرنش صفحه‌ای و همچنین آزمون ناکازیم به صورت تجربی و تا لحظه شکست انجام شده است. سپس با شبیه‌سازی هر کدام از آزمون‌های کالیبراسیون به کمک نرم‌افزار اجزای محدود ABAQUS/Explicit و با داشتن ازدیاد طول و یا ارتفاع بالچ در لحظه شکست، مقادیر پارامترهای مهم  $\eta$  میانگین،  $L$  میانگین و کرنش شکست مؤثر در لحظه شکست از نرم‌افزار استخراج می‌شوند. با داشتن این پارامترها به سادگی می‌توان ضرایب ثابت معیارهای شکست نرم مختلف را محاسبه و رویه شکست سه‌بعدی هر کدام از این معیارها را ترسیم کرد و همچنین وابستگی کرنش شکست به پارامترهای  $\eta$  و  $L$  را تحلیل نمود. با داشتن ضرایب معیارهای شکست و با کد نویسی این معیارها در زیر روال (Subroutine) برنامه می‌توان شکست در حین فرآیند را تشخیص داد. بدین منظور شش معیار شکست رایس-تریسی، آیانه-ساتو، کو-هاه، DF2012، DF2014 و DF2015 به عنوان معیارهای شکست انتخاب شده و پس از شبیه‌سازی آزمون ناکازیم و اعمال زیر روال مطلوب، لحظه شکست را مطابق هر یک از این معیارها تعیین و متعاقباً کرنش‌های کوچک و بزرگ را استخراج و نمودار حد شکل‌دهی در شکست را ترسیم نمود.

جدول ۱) خواص مکانیکی ورق فولاد کم کربن St12

جنس	ضخامت (mm)	تنش تسلیم (MPa)	استحکام کششی نهایی (MPa)	ضریب استحکام (K)	توان کرنش سختی (n)
St12 (DC01)	۱	۱۸۲	۳۳۶	۶۳۰/۷۸۸	۰/۲۸

برای انجام آزمون ناهمسانگردی از آزمون کشش تک محوره و تا حد ۱۵٪ ازدیاد طول نهایی و در سه راستای ۰ (راستای نورد)، ۴۵ و ۹۰ درجه استفاده شده است [10]. پس انجام آزمون‌ها، ضرایب ناهمسانگردی در هر راستا با اندازه‌گیری کرنش‌های طولی و عرضی و استفاده از رابطه (۱) تعیین و در جدول ۲ آورده شده است.

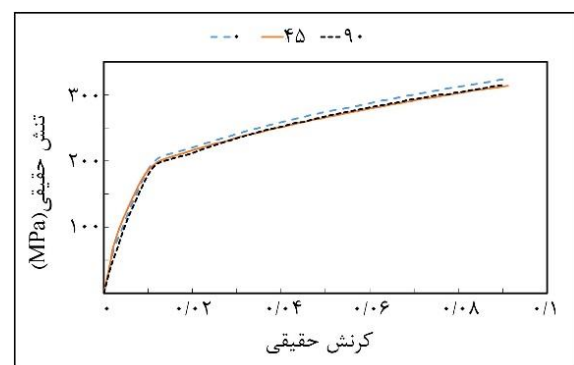
$$r = \frac{\epsilon_w}{\epsilon_t} = - \frac{\epsilon_w}{\epsilon_w + \epsilon_t} \quad (1)$$

در رابطه بالا r ضریب ناهمسانگردی در یک راستای خاص و  $\epsilon_w$  و  $\epsilon_t$  به ترتیب کرنش‌ها در راستای طول، عرض و ضخامت نمونه هستند. نمودارهای تنش-کرنش حاصل از کشش نمونه‌ها در راستاهای مختلف در شکل ۲ آورده شده است.

برای انجام آزمون نمودار حد شکل‌دهی، ۷ نمونه ورق با ابعاد نشان داده شده در شکل ۳-الف استفاده شده است. از آنجا که برش نمونه‌ها به روش‌های ماشین‌کاری سنتی باعث ایجاد ترک‌های بسیار ریز در لبه‌های ورق می‌شود و در کشش نمونه‌های با عرض کم مشکل‌ساز است، از این رو تمامی نمونه‌ها به کمک برش لیزر تهیه شده‌اند. برش‌های کناری نمونه‌ها که در شکل ۳ قابل مشاهده است به طول ۳۰ میلی‌متر و به شعاع ۱۰ میلی‌متر هستند که به منظور جلوگیری از تمرکز تنش در ناحیه تماس ورق با دهانه ماتریس و برش ناخواسته در این ناحیه اعمال شده‌اند. به منظور انجام آزمون کشش دو محوره، قالب ناکازیمان با سنبه به قطر ۵۰ میلی‌متر و قطر ماتریس ۵۶ میلی‌متر از جنس Ck45 مطابق شکل ۳-ب ساخته شده است. در این چیدمان، ورق‌گیر و ماتریس به کمک چهار عدد پیچ M12 و با اعمال پیش بار توسط پرس برای

جدول ۲) ضرایب ناهمسانگردی ورق St12

F90	F45	F0
۱/۲۰	۱/۰۸	۱/۳۷



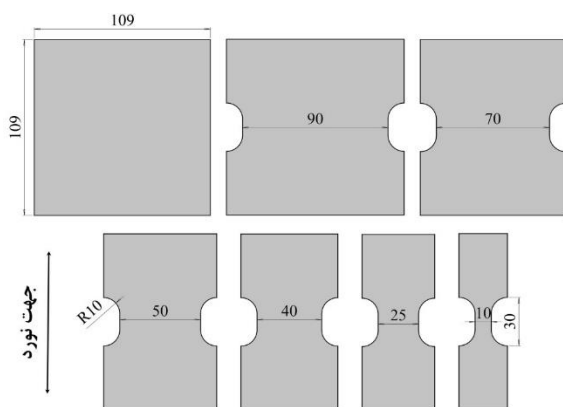
شکل ۲) نمودارهای تنش-کرنش حقیقی بدست آمده از آزمون کشش در راستاهای ۰، ۴۵ و ۹۰ درجه

جلوگیری از سر خوردن نمونه در حین فرآیند به هم متصل می‌شوند. مطابق استاندارد استخراج تجربی نمودارهای حد شکل‌دهی، هرچه محل شکست نمونه به رأس سنبه نزدیک‌تر باشد، مطلوب‌تر است که با کاهش اصطکاک بین سنبه و ورق می‌توان به این هدف دست یافت [11]. بدین منظور از یک لایه پلی اورتان یک‌بار مصرف به ضخامت ۲mm در بین سنبه و ورق استفاده شد و برای کاهش بیشتر اصطکاک هر دو طرف این لایه‌ها به روغن هیدرولیک آغشته شده است.

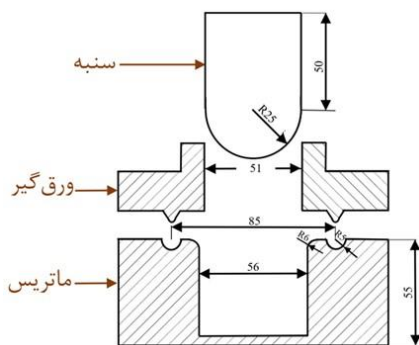
از یک دستگاه آزمایش اونیورسال هیدرولیک DMG (Denison Mayes Group) با ظرفیت ۶۰۰kN برای انجام آزمون‌ها استفاده شده است. این دستگاه به یک واحد کامپیوتری متصل است که حرکت‌های دستگاه را کنترل می‌کند. سرعت پیشروی آن در طی تمامی آزمایش‌ها ثابت و برابر با ۲۰mm/min بوده و لحظه افت نمودار نیرو-جابجایی که از طریق نمایشگر دستگاه قابل مشاهده است، به عنوان عامل توقف آزمون در نظر گرفته شده است.

### ۲-۲- معیارهای شکست نرم

شکست نرم به‌طور ذاتی یک پدیده سه بعدی است که بایستی در فضای سه بعدی ارائه شود. به‌طور کلی، حالت‌های مختلف بارگذاری را می‌توان به کمک سه تنش اصلی  $\sigma_1$ ،  $\sigma_2$  و  $\sigma_3$  بیان کرد. همچنین وضعیت تنش را می‌توان به کمک نامتغیرهای تانسور



(الف)



(ب)

شکل ۳) الف- ابعاد نمونه‌های آزمون حد شکل‌دهی ب- مجموعه قالب آزمون ناکازیمان

VUSDFLD می‌توان لحظه شکست در حین شبیه‌سازی را تشخیص داد. کاربرد عمده زیربرنامه VUSDFLD در تعریف خروجی‌های جدیدی می‌باشد که به صورت وابسته به متغیرهای موجود در پیش‌فرض نرم‌افزار هستند.

به منظوره کالیبره کردن ضرایب ثابت معیارهای شکست مزبور رابطه (۹) مورد استفاده قرار گرفته است که در آن با حداقل کردن مقدار خطا (err) می‌توان به مقادیر بهینه ضرایب ثابت دست یافت. برای حداقل کردن این مقدار خطا از نرم‌افزار متلب استفاده شده است.

$$err = \sum \left( \frac{\bar{\epsilon}_f^{exp}}{\bar{\epsilon}_f^{pred}} - 1 \right)^2 \quad (9)$$

#### ۲-۲-۱- معیار رایس-تریسی

رایس و تریسی رشد تک حفره کروی در یک جسم جامد بی‌نهایت تحت تأثیر تنش‌های طبیعی را بررسی کردند [14]. رشد حفره برای تنوع گسترده‌ای از حالت‌های تنش، به واسطه معادله نیمه تجربی زیر منطبق شده است. بر اساس معیار شکست رایس-تریسی کرنش شکست تنها وابسته به  $\eta$  است و در این رابطه تأثیر  $L$  در شکست نادیده گرفته شده است.

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} 0.283 \exp\left(\frac{3}{2}\eta\right) d\bar{\epsilon} = C_1 \quad (10)$$

#### ۲-۲-۲- معیار آیانه-ساتو

ایانه و ساتو یک معیار شکست نرم برای مواد متخلخل مطابق رابطه (۱۱) معرفی کردند [15]:

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} (\eta + C_2) d\bar{\epsilon} = C_3 \quad (11)$$

در این معیار فرض بر این بود که شکست تنها به  $\eta$  وابسته است و وابستگی شکست به  $L$  نادیده گرفته شده است. فرض این معیار مشابه فرض معیار رایس-تریسی در رابطه (۱۰) است.

#### ۲-۲-۳- معیار کو-هه

کو و همکارانش تأثیر تنش حداکثر و همچنین  $\eta$  به جهت تشریح رفتار شکست نرم فلزات را باهم ترکیب کردند و معیار شکست نرم رابطه (۱۲) را معرفی کردند [18].

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} \frac{\sigma_1}{\bar{\sigma}} ((1 + 3\eta)) d\bar{\epsilon} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \left[ \eta + \frac{(3-L)}{3\sqrt{L^2+3}} \right] ((1 + 3\eta)) d\bar{\epsilon} = C_4 \quad (12)$$

$$\langle x \rangle = \begin{cases} x & \text{when } x \geq 0 \\ 0 & \text{when } x < 0 \end{cases}$$

در این معیار تنش حداکثر به صورت تابعی از  $L$  بازنویسی شده است. بدین وسیله این معیار با تنها یک ضریب ثابت ماده، شکست نرم را با در نظر گرفتن هر دو پارامتر  $\eta$  و  $L$  پیش‌بینی می‌کند. علاوه بر این، در معیار کو-هه یک حداقل مقدار برای  $\eta$  در نظر گرفته شده است که به ازای مقادیر کمتر از آن شکست رخ نمی‌دهد. مطابق رابطه (۱۲) این حداقل مقدار  $\eta$  برابر  $\frac{1}{3}$  است و برای مقادیر کمتر، تابع شکست برابر با صفر در نظر گرفته می‌شود.

تنش (Invariants of the stress tensor) و یا نسبت آن‌ها به کمک دو پارامتر بدون بعد  $\eta$  و پارامتر زاویه لود ( $\bar{\theta}$ ) (Lode angle) parameter یا  $L$  توصیف کرد که روابط آن‌ها در زیر آمده است [12].

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}_{von}} \quad (2)$$

$$\sigma_m = \sigma_h = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (3)$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (4)$$

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{2}{\pi} \arccos(\xi) \quad (5)$$

$$\theta = \frac{1}{3} \arccos(\xi) \quad (6)$$

$$\xi = \frac{27}{2} \frac{J_3}{\bar{\sigma}_{von}^3} \quad (7)$$

$$L = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \quad (8)$$

که در این روابط  $\sigma_1$ ،  $\sigma_2$  و  $\sigma_3$  تنش‌های اصلی،  $\sigma_m$  تنش میانگین و  $\bar{\sigma}$  تنش مؤثر و  $\bar{\theta}$  و  $\xi$  نیز به ترتیب ناوردای تنش سوم انحرافی نرماله شده (Normalized third deviatoric stress invariant) و ناوردای تنش سوم انحرافی (Third invariant of the deviatoric stress) هستند. با در نظر گرفتن توضیحات فوق می‌توان کرنش مؤثر در شکست را به دو پارامتر تنش سه‌محوره و پارامتر لود وابسته دانست. تاکنون معیارهای زیادی برای بررسی شکست معرفی شده‌اند. در ساده‌ترین حالت این معیارها، همانند معیار کلیفت [13]، کرنش شکست در تمامی حالت‌های تنش و بدون در نظر گرفتن پارامترهای تنش سه‌محوره و پارامتر لود، یکسان در نظر گرفته می‌شود. در معیارهای به نسبت پیچیده‌تر از این معیار، مانند معیارهای رایس-تریسی و آیانه-ساتو، کرنش شکست تنها وابسته به تنش سه‌محوره معرفی شده است و تأثیر پارامتر لود همچنان نادیده گرفته می‌شود [14, 15]. در کامل‌ترین حالت ممکن، که در معیارهای جدیدتر مانند معیارهای DF2014، DF2015 و همچنین MMC3 مشاهده می‌شود، کرنش شکست وابسته به هر دو پارامتر تنش سه‌محوره و پارامتر لود تعریف می‌شود [6, 7, 16, 17].

به منظور پیش‌بینی لحظه شروع شکست در ورق مورد نظر از شش معیار شکست نرم غیر کوپل رایس-تریسی، آیانه-ساتو، کو-هه، DF2012، DF2014 و DF2015 استفاده شده است. معیارهای شکست آورده شده با دو هدف انتخاب شده‌اند. نخست از آنجایی که دو پارامتر مؤثر بر کرنش شکست، همان‌گونه که در بالا نیز آورده شد  $\eta$  و  $L$  می‌باشند لذا به منظور ارزیابی میزان وابستگی کرنش شکست به هر یک از این دو پارامتر، ترکیبی از معیارهای ساده-تنها وابسته به  $\eta$  و معیارهای پیچیده - هم وابسته به  $\eta$  و هم به  $L$  - در نظر گرفته شده‌اند. دلیل دوم نیز ارزیابی عملکرد معیارهای نوین تازه توسعه یافته و مقایسه آن‌ها با معیارهای پرکاربرد قدیمی می‌باشد.

با کالیبره کردن این معیارها به کمک نتایج ۶ آزمون و استخراج ضرایب ثابت آن‌ها و همچنین اعمال این معیارها در زیر برنامه

۴-۲-۲- معیار DF2012

لو و همکاران یک معیار شکست نرم بر اساس مکانیزمهای میکروسکوپی تجمع آسیب ناشی از جوانه زنی، رشد و همبستگی برشی حفره‌ها را مطابق زیر پیشنهاد کردند[6].

$$\int_0^{\bar{\epsilon}^p} \left( \frac{2}{\sqrt{L^2 + 3}} \right)^{C_5} \left( \frac{1 + 3\eta}{2} \right)^{C_6} d\bar{\epsilon}^p = C_7 \quad (13)$$

در این معیار جوانه زنی حفره‌ها به عنوان تابعی از کرنش پلاستیک معادل مدل شده است، رشد حفره‌ها به کمک  $\eta$  تشریح شده و به هم پیوستن حفره‌ها نیز با  $L$  کنترل می‌شود. از این رو، این معیار با داشتن سه ضریب ثابت ماده، کرنش پلاستیک معادل در شکست را بر اساس هر دو پارامتر  $\eta$  و  $L$  بیان می‌کند.

۵-۲-۲- معیار DF2014

لو و همکاران[7] با انجام آزمون‌های فشار تک محوری و فشار کرنش صفحه‌ای برای آلیاژهای AA5083-H32 و AZ31 نتیجه گرفتند که الزامی به مقدار ثابت 1/3- فرض کردن حداقل مقدار  $\eta$  جهت شکست نرم نیست بلکه این مقدار می‌تواند با در نظر گرفتن میکرو ساختارهای فلزات، دمای شکل‌دهی، نرخ کرنش و ... تغییر کند.

$$\int_0^{\bar{\epsilon}^p} \left( \frac{2}{\sqrt{L^2 + 3}} \right)^{C_8} \left( \frac{f(\eta, L, C)}{f(1/3, -1, C)} \right)^{C_9} d\bar{\epsilon}^p = C_{10} \quad (14)$$

$$f(\eta, L, C) = \eta + \frac{(3-L)}{3\sqrt{L^2 + 3}} + C$$

در این رابطه ضریب ثابت  $C$  بیانگر حداقل مقدار  $\eta$  قابل تغییر برای ماده است. علاوه بر این، سه ضریب ثابت ماده دیگر وجود دارد که به کمک آزمون‌های تجربی تعیین می‌شوند. معیار DF2014 می‌تواند کرنش‌های شکست در سه حالت بارگذاری برش، کشش تک محوری و کشش با کرنش صفحه‌ای را به دقت نمایش دهد، اگرچه در شکل‌دهی ورق چهار حالت بحرانی شکل‌دهی به قرار برش، کشش تک محوری، کشش کرنش صفحه‌ای و کشش دو محوری وجود دارد[1]. از این رو، این معیار در پیش‌بینی شکست در حالت کشش دو محوری دقت لازم را نخواهد داشت.

۶-۲-۲- معیار DF2015

از آنجا که معیار DF2014 با وجود داشتن دقت لازم جهت پیش‌بینی شکست در حالت‌های برش، کشش تک محوری و کشش یا کرنش صفحه‌ای از پیش‌بینی شکست در حالت کشش دو محوری از دقت لازم برخوردار نبوده است، از این رو، حداقل مقدار  $\eta$  وابسته به  $L$  به صورت زیر اصلاح و تحت عنوان معیار DF2015 معرفی شده است[1].

$$\int_0^{\bar{\epsilon}^p} \left( \frac{2}{\sqrt{L^2 + 3}} \right)^{C_{11}} \left( \frac{f(\eta, L, C)}{f(1/3, -1, C)} \right)^{C_{12}} d\bar{\epsilon}^p = C_{13} \quad (15)$$

$$f(\eta, L, C) = \eta + C_{14} \frac{(3-L)}{3\sqrt{L^2 + 3}} + C$$

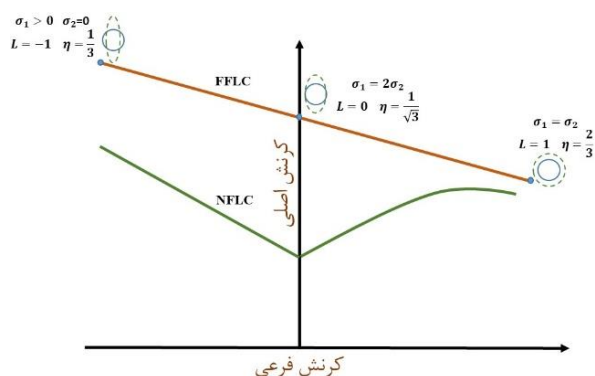
در این مدل اصلاح شده، وابستگی حداقل مقدار  $\eta$  به  $L$ ، با ضریب ثابت ماده  $C_{14}$  کنترل می‌شود. این معیار شکست نرم با داشتن ۵ ضریب ثابت ماده بیشترین کنترل را بر روی  $\eta$ ،  $L$  و همچنین حداقل مقدار  $\eta$  را دارد.

۳-۲- کالیبره کردن ضرایب معیارهای شکست

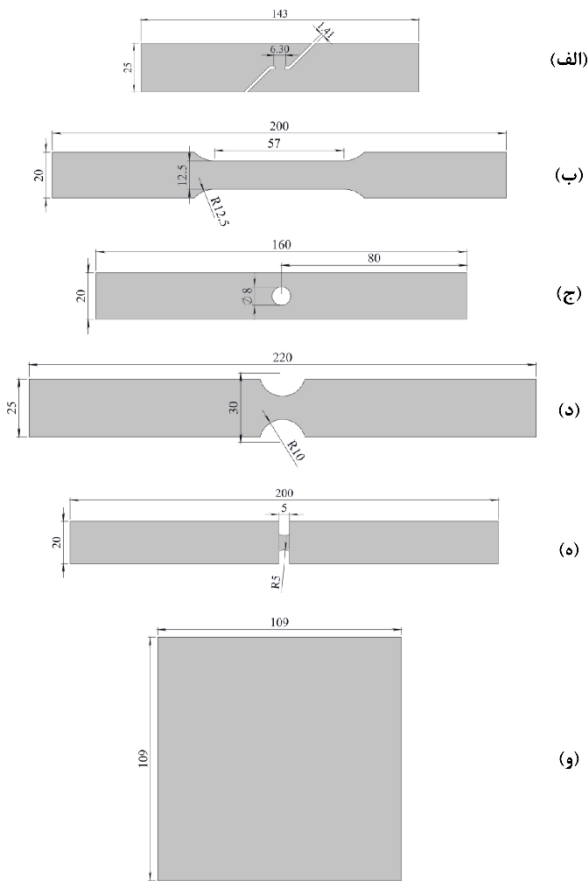
برای بررسی شکست نرم و همچنین تعیین ضرایب ثابت معیارهای شکست نرم در نظر گرفته شده، از شش نوع آزمون، یعنی آزمون‌های آزمون برش درون صفحه‌ای (In-plane shear)، کشش ساده، کشش نمونه با سوراخ دایره‌ای مرکزی (Circle hole) (specimen tension)، کشش نمونه با برش جانبی (Notched) (tension)، کشش نمونه کرنش صفحه‌ای (Plane strain tension) و همچنین کشش با سنبه سر کروی ناکازیمیا استفاده شده است.

بدیهی است که هرچه آزمون‌های کالیبراسیون محدوده وسیع‌تری از تنش سه محوره ( $\eta$ ) و پارامتر لود ( $L$ ) یا پارامتر زاویه لود را پوشش دهند، در معیارهای شکست، به ویژه معیارهای دارای ضرایب ثابت بیشتر، دقت پیش‌بینی شکست نیز بالاتر خواهد بود. در حالت کلی منحنی‌های حد شکل‌دهی مختلف برای گستره بارگذاری از کشش تک محور تا کشش دو محور متعادل (Balanced biaxial tension) تعریف می‌شوند. طرح‌واره منحنی‌های FFLC و NFLC در شکل ۴ آورده شده است[19]. با محاسبه نظریه به کمک روابط (۲) تا (۸) و در حالت ایده‌آل، با فرض صفحه‌ای بودن تنش و همچنین خطی بودن مسیر کرنش تا لحظه شکست، در آزمون نمودار حد شکل‌دهی همان‌گونه که در شکل ۴ مشاهده می‌شود، گستره  $\eta$  بین ۰/۳۳ تا ۰/۶۶ و همچنین گستره  $L$  از -۱ تا +۱ می‌باشد. از این رو جهت دستیابی به دقت بالاتر در استفاده از معیارهای شکست نرم، بهتر است که آزمون‌های کالیبراسیون گستره وسیع‌تری از پارامترهای  $\eta$  و  $L$  را پوشش دهند.

جهت انجام آزمون‌های کالیبراسیون، نمونه‌ها به کمک برش لیزر آماده شدند. تمامی آزمون‌های برش درون صفحه‌ای، کشش ساده، کشش نمونه با سوراخ دایره‌ای مرکزی، نمونه با برش نیم‌دایره جانبی، نمونه با کرنش صفحه‌ای به کمک دستگاه کشش تک‌محور انجام شده و تغییر طول نمونه در لحظه شکست ثبت شده است. آزمون ناکازیمیا نیز به کمک قالب شکل ۳ انجام شده و ارتفاع گنبد در لحظه شکست اندازه‌گیری شده است.



شکل ۴) شماتیک وضعیت منحنی‌های حد شکل‌دهی در گلوبی شدن و شکست نسبت به هم و تغییرات تنش سه محوره و پارامتر لود ( $L$ ) در مسیرهای کرنش مختلف

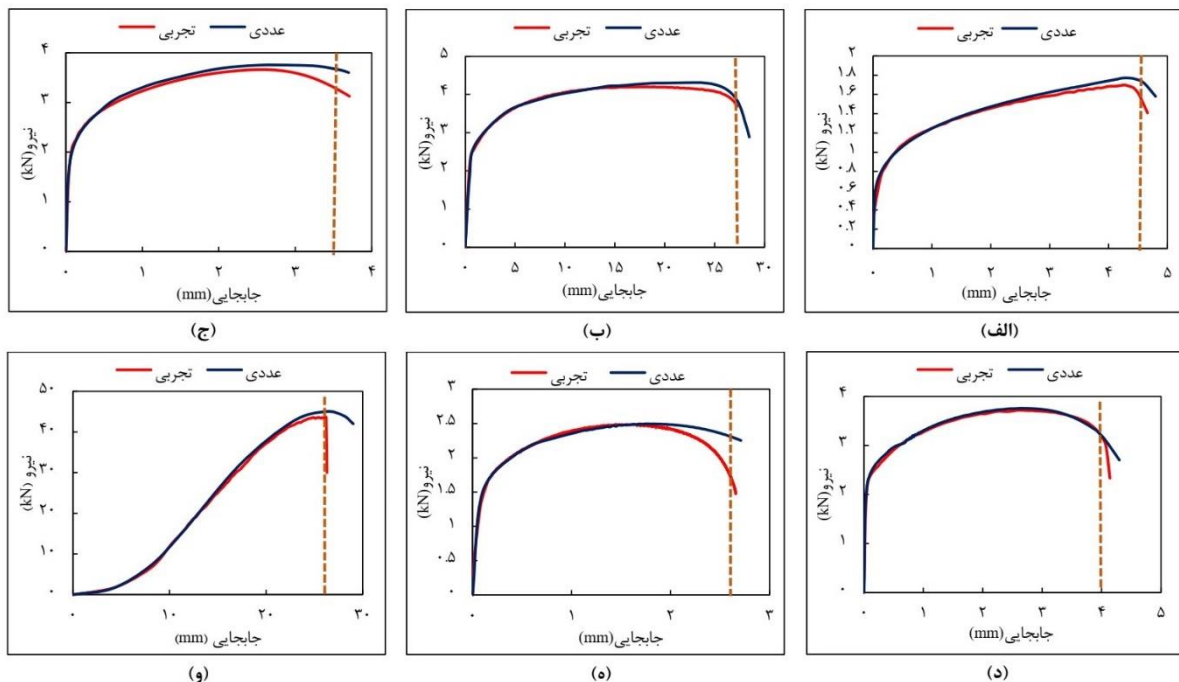


**شکل ۵** نمودارهای نیرو-جابجایی تجربی و عددی آزمون‌های کالیبراسیون (الف) آزمون برش درون صفحه‌ای (ب) کشش ساده (ج) نمونه با برش دایره‌ای وسط (د) نمونه با برش نیم‌دایره جانبی (ه) نمونه با کرنش صفحه‌ای (و) آزمون ناکازیم

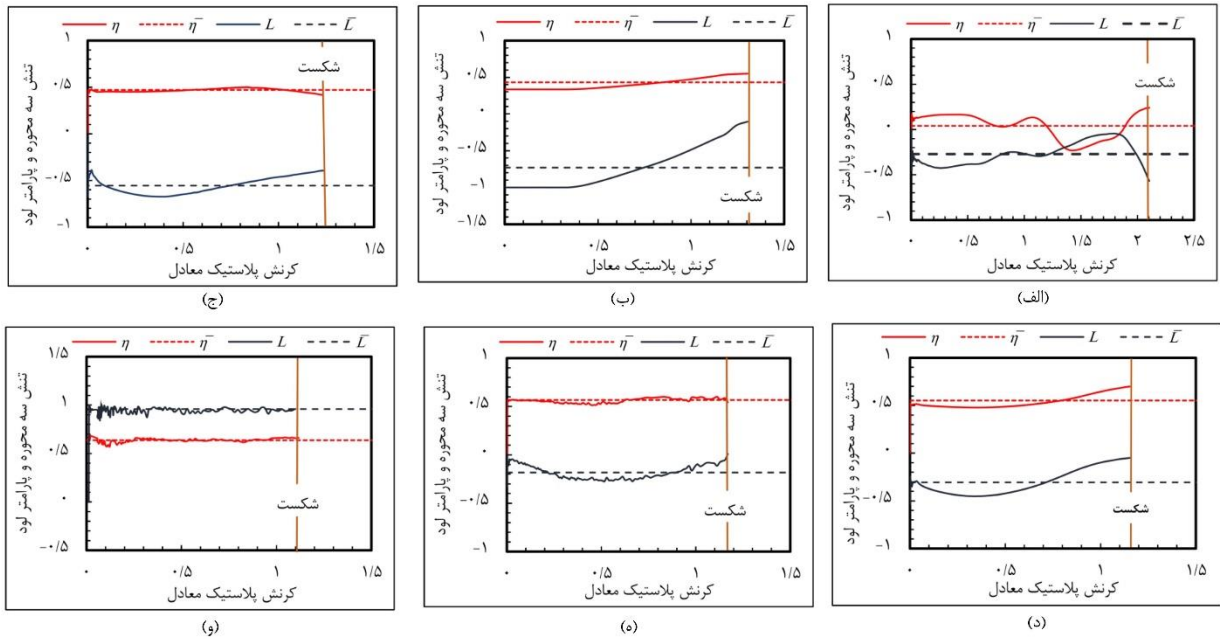
ابعاد نمونه‌های آزمون در شکل ۵ آورده شده است. به منظور انجام آزمون‌های تجربی کالیبراسیون، ۵ نمونه اول تا لحظه شکست تحت آزمون کشش تک‌محور قرار می‌گیرند و ازدیاد طول نمونه‌ها در لحظه شکست ثبت می‌شود. نمونه آخر نیز به کمک قالب ناکازیم شکل ۳ تحت کشش دوجور قرار گرفته و ارتفاع نمونه در نقطه شکست اندازه‌گیری می‌شود.

هدف از انجام آزمون‌های کالیبراسیون به دست آوردن پارامترهای  $L$ ،  $n$  و همچنین کرنش مؤثر پلاستیک در لحظه شکست ( $\bar{\epsilon}_f$ ) در حالت‌های مختلف تنش است. از این رو پس از انجام آزمون‌های تجربی، تمامی آن‌ها به کمک نرم‌افزار اجزای محدود ABAQUS/Explicit شبیه‌سازی شده و با داشتن تغییر طول و یا ارتفاع گنبد نمونه‌ها در لحظه شکست پارامترهای مذکور محاسبه شده‌اند. برای اطمینان از صحت شبیه‌سازی آزمون‌های کالیبراسیون، مقایسه نمودارهای نیرو-جابجایی تجربی و عددی با همدیگر به عنوان معیار مورد ملاک قرار گرفته که در شکل ۶ این نمودارها آورده شده است.

از آنجا که در نتایج شبیه‌سازی عددی مشاهده شده است، مقادیر  $L$  و  $n$  تا لحظه شکست ثابت نبوده و با تغییراتی همراه است. برای بدست آوردن مقادیر میانگین این دو پارامتر بر حسب کرنش پلاستیک معادل از روابط (۱۶) و (۱۷) استفاده شده است. نمودارهای تغییرات  $n$  و  $L$  بر حسب کرنش مؤثر پلاستیک ( $\bar{\epsilon}_f$ ) تا لحظه شکست برای آزمون‌های کالیبراسیون انجام شده در شکل ۷ آورده شده است.



**شکل ۶** نمودارهای نیرو-جابجایی تجربی و عددی آزمون‌های کالیبراسیون (الف) آزمون برش درون صفحه‌ای (ب) کشش ساده (ج) نمونه با برش دایره‌ای وسط (د) نمونه با برش نیم‌دایره جانبی (ه) نمونه با کرنش صفحه‌ای (و) آزمون ناکازیم



شکل ۷) نمودارهای تغییرات  $\eta$  و  $L$  آزمون‌های کالیبراسیون الف) آزمون برش درون صفحه‌ای ب) کشش ساده ج) نمونه با برش دایره‌ای وسط د) نمونه با برش نیم‌دایره جانبی ه) نمونه با کرنش صفحه‌ای و) آزمون ناکازیم

نتایج آزمون‌های کالیبراسیون تجربی را نمایش می‌دهد. همان‌گونه که مشاهده می‌شود با تقریب خوبی نتایج تجربی بر نمودار عددی مطابقت دارند.

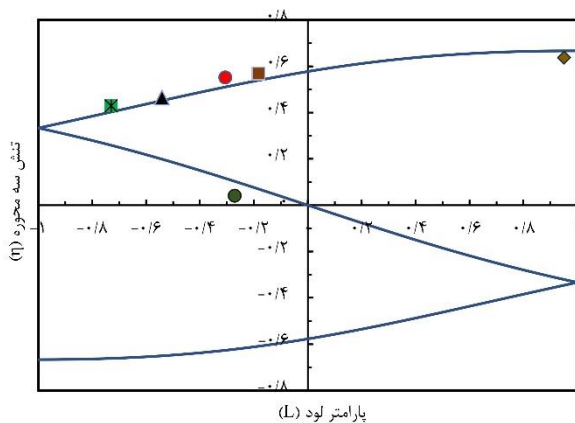
$$\sigma_1 = 0 \quad \eta = \frac{L-3}{3\sqrt{L^2+3}} \quad (18)$$

$$\sigma_2 = 0 \quad \eta = -\frac{2L}{3\sqrt{L^2+3}} \quad (19)$$

$$\sigma_3 = 0 \quad \eta = \frac{L+3}{3\sqrt{L^2+3}} \quad (20)$$

#### ۲-۴- معیارهای گلوبی شدن

برای پیش‌بینی گلوبی شدن از معیار مشتق دوم کرنش بزرگ



شکل ۸) نمودار رابطه بین تنش سه‌محوره و پارامتر لود (L) در حالت تنش صفحه‌ای و وضعیت این دو پارامتر استخراج شده از آزمون‌های کالیبراسیون

$$\eta_{ave} = \frac{1}{\bar{\epsilon}_u^p} \int_0^{\bar{\epsilon}_u^p} \eta(\bar{\epsilon}^p) d\bar{\epsilon}^p \quad (16)$$

$$\bar{\theta}_{ave} = \frac{1}{\bar{\epsilon}_u^p} \int_0^{\bar{\epsilon}_u^p} \bar{\theta}(\bar{\epsilon}^p) d\bar{\epsilon}^p \quad (17)$$

مقادیر پارامترهای ضروری جهت پیش‌بینی شکست از جمله میانگینی  $\eta$  و  $L$  تا لحظه شکست در جدول ۳ آورده شده است. همان‌گونه که مشهود است رابطه معناداری بین  $\eta$  و کرنش مؤثر پلاستیک در شکست ( $\bar{\epsilon}_r$ ) وجود دارد، بدین ترتیب که با کاهش  $\eta$  کرنش مؤثر پلاستیک در شکست افزایش می‌یابد.

در حالت تنش صفحه‌ای، با توجه به صفر بودن هر یک از مقادیر تنش‌های اصلی،  $\eta$  و  $L$  با همدیگر رابطه دارند که به کمک معادلات (۱۸)، (۱۹) و (۲۰) می‌توان این دو پارامتر را بر حسب همدیگر محاسبه کرد [7, 5]. شکل ۸ نمودار رابطه بین  $\eta$  با  $L$  محاسبه شده به صورت عددی و همچنین موقعیت این دو پارامتر استخراج شده از

جدول ۳) نتایج تجربی آزمون‌های کالیبراسیون ورق فولاد کم کربن St12

آزمون کالیبراسیون	تنش سه محوره	نمونه	گلوبی شدن	پارامتر لود (L)	پارامتر کرنش (eta)	گلوبی شدن	گلوبی شدن
برش درون صفحه‌ای	۰/۰۴۰۶	۰/۴۴۷۴	۰/۳۶۸۵	۰/۲۹۶۰	-۰/۲۷۰۹	۲/۱۰۳۹	۲/۱۰۳۹
کشش ساده	۰/۴۲۹۱	۰/۹۳۰۹	۰/۱۲۴۵	۰/۷۶۲۲	-۰/۷۳۰۱	۱/۳۰۳۰	۱/۳۰۳۰
نمونه با برش دایره وسط	۰/۴۶۴۷	۰/۷۸۸۷	۰/۲۲۰۴	۰/۵۷۸۹	-۰/۵۴۱۳	۱/۲۳۱۹	۱/۲۳۱۹
نمونه با برش نیم‌دایره جانبی	۰/۵۵۱۹	۰/۵۰۰۹	۰/۳۴۸۳	۰/۳۳۴۶	-۰/۳۰۶۰	۱/۱۵۲۴	۱/۱۵۲۴
نمونه کرنش صفحه‌ای	۰/۵۶۸۶	۰/۳۱۰۴	۰/۴۱۷۹	۰/۲۰۱۷	-۰/۱۸۲۹	۱/۱۶۹۸	۱/۱۶۹۸
آزمون ناکازیم	۰/۶۳۷۲	-۰/۹۹۷۸	۱/۰۲۴۴	-۰/۹۵۶۶	۰/۹۵۰۵	۱/۱۱۷۲	۱/۱۱۷۲



$$f(\sigma) = \sqrt{\frac{F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2}{H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2}} \quad (21)$$

$$H = \frac{r_0}{1 + r_0} \quad (22)$$

$$F = \frac{H}{r_{90}} \quad (23)$$

$$G = \frac{H}{r_0} \quad (24)$$

$$N = \frac{(r_{90} + r_0)(2r_{45} + 1)}{2r_{90}(1 + r_0)} \quad (25)$$

در این روابط  $\sigma_{ij}$  مؤلفه‌های تنش در راستاهای خاص و ضرایب  $F, G, H, L, M$  و  $N$  ضرایب آن هستند، این ضرایب در نرم‌افزار اجزای محدود آباکوس به صورت  $R_{ij}$  اعمال می‌شوند که صورت کلی این ضرایب برای حالت تنش سه بعدی و رابطه‌ی آن‌ها با ضرایب اصلی معیار تسلیم در زیر آورده شده است [22].

$$F = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_{22}^2} + \frac{1}{R_{33}^2} - \frac{1}{R_{11}^2} \right) \quad (26)$$

$$G = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_{33}^2} + \frac{1}{R_{11}^2} - \frac{1}{R_{22}^2} \right) \quad (27)$$

$$H = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_{11}^2} + \frac{1}{R_{22}^2} - \frac{1}{R_{33}^2} \right) \quad (28)$$

$$L = \frac{3}{2R_{23}^2} \quad (29)$$

$$M = \frac{3}{2R_{13}^2} \quad (30)$$

$$N = \frac{3}{2R_{12}^2} \quad (31)$$

صورت ساده‌شده ضرایب فوق برای حالت تنش صفحه‌ای و بر حسب ضرایب ناهمسانگردی در راستاهای  $0, 45$  و  $90$  درجه در زیر آورده شده است.

$$R_{11} = R_{13} = R_{23} = 1 \quad (32)$$

$$R_{22} = \sqrt{\frac{r_y(r_x + 1)}{r_x(r_y + 1)}} \quad (33)$$

$$R_{33} = \sqrt{\frac{r_y(r_x + 1)}{(r_x + r_y)}} \quad (34)$$

$$R_{12} = \sqrt{\frac{3(r_x + 1)r_y}{(2r_{45} + 1)(r_x + r_y)}} \quad (35)$$

ضرایب  $R_{ij}$  محاسبه‌شده برای نمونه به‌کاررفته به منظور اعمال نرم‌افزار اجزای محدود در جدول ۴ نشان داده شده است.

پس از استخراج کردن ضرایب ثابت تمامی معیارهای شکست که رویه انجام آن در بالا آورده شد، تمامی معیارهای شکست در زیر روال VUSDFLD کد نویسی شده‌اند. کاربرد عمده زیر روال VUSDFLD در تعریف خروجی‌های جدید مورد نظر است که این خروجی‌های جدید به صورت وابسته به متغیرهای موجود در پیش‌فرض نرم‌افزار هستند. با اعمال زیر روال VUSDFLD در نرم‌افزار ABAQUS/Explicit،

**جدول ۴** ضرایب لازم جهت اعمال ناهمسانگردی ورق St12 در نرم‌افزار ABAQUS

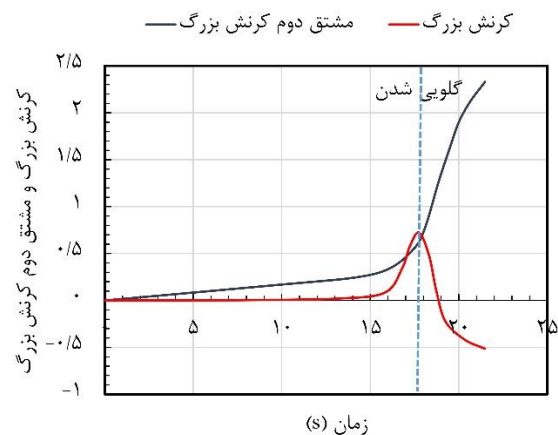
R11	R22	R33	R12	R13	R23
۱	۰/۹۷	۱/۰۵	۱/۰۲	۱	۱

استفاده شده است. بر اساس این معیار هرگاه مشتق دوم کرنش به مقدار بیشینه برسد، گلوبی شدن شروع می‌شود. یک نمونه از نمودار کرنش بزرگ و مشتق دوم آن در شکل ۹ آورده شده است. با داشتن زمان شروع گلوبی شدن در اجزای بحرانی برای یک نمونه آزمون تعیین نمودار حد شکل‌دهی، می‌توان کرنش کوچک و بزرگ در لحظه گلوبی شدن را تعیین کرد. با تکرار همین رویه برای تمامی دیگر نمونه‌های آزمون تعیین منحنی حد شکل‌دهی، می‌توان تمامی گستره منحنی را پیش‌بینی کرد.

## ۲-۵- شبیه‌سازی اجزای محدود

برای شبیه‌سازی اجزای محدود آزمون ناکازیما، از نرم‌افزار اجزای محدود ABAQUS/Explicit استفاده شده است. به منظور مدل‌سازی اجزای فرآیند، کلیه اجزای قالب شامل سنبه، ورق‌گیر و ماتریس صلب فرض شده و تنها ورق به صورت شکل‌پذیر مدل‌سازی شده است. طرح‌واره اجزای مدل‌سازی شده فرآیند در شکل ۱۰ آورده شده است. شبیه‌سازی فرآیند در نرم‌افزار شامل دو مرحله اعمال نیرو و ورق با جابجایی ورق‌گیر و سپس جابجایی سنبه و انجام عملیات کشش نمونه است. ضریب اصطکاک تماس ورق با ورق‌گیر و همچنین با ماتریس به مقدار  $0/15$  در نظر گرفته شده است [20]. ضریب اصطکاک بین ورق و سنبه که از اهمیت بالاتری برخوردار است با در نظر گرفتن دو پارامتر تغییرات نمودار نیرو-جابجایی و همچنین تغییرات محل شکست و پس از چندین مرحله شبیه‌سازی و مقایسه با نتایج آزمون تجربی به ازای مقادیر ضریب اصطکاک مختلف به مقدار  $0/1$  تعیین شده است.

به منظور مدل‌سازی ورق از اجزای C3D8R و جهی C3D8R با انتگرال کاهش‌یافته استفاده شده است. جهت اعمال ناهمسانگردی ورق در شبیه‌سازی عددی از معیار تسلیم هیل ۱۹۴۸ استفاده شده است. معیار تسلیم هیل ۱۹۴۸ و ضرایب آن بر حسب ناهمسانگردی‌های اندازه‌گیری شده در جهات  $0, 45$  و  $90$  درجه در معادلات (۲۱) الی (۲۵) آورده شده است [21].



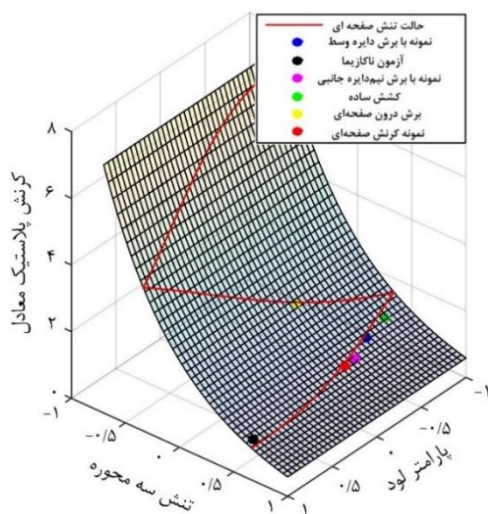
**شکل ۹** یک نمونه از منحنی‌های کرنش بزرگ و مشتق دوم آن در یک المان بحرانی

۳-۱- معیار شکست رایس-تریسی

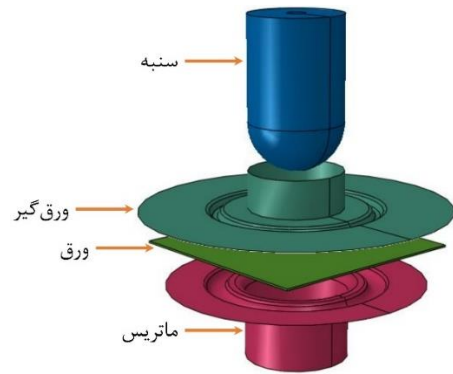
با در نظر گرفتن داده‌های به دست آمده از آزمون‌های کالیبراسیون تجربی جدول ۴ ضریب ثابت  $C_1$  رابطه شکست رایس-تریسی برای ورق St12 برابر با ۰/۷۳۷۱ با مقدار تابع خطای برابر با ۰/۰۴۲۱۰۵ محاسبه شده است. همان‌گونه که در بالا نیز ذکر شد در رابطه شکست رایس-تریسی حساسیت  $L$  به شکست نادیده گرفته شده و با افزایش  $\eta$  سطح کرنش پلاستیک معادل شکست کاهش می‌یابد. در شکل ۱۲ موقعیت شکست بر اساس معیار رایس-تریسی و همچنین نتایج تجربی شکست در آزمون‌های کالیبراسیون در فضای  $(\eta, L, \bar{\epsilon})$  آورده شده است، موقعیت شکست بر اساس این معیار نشان می‌دهد که با کاهش  $\eta$  کرنش شکست افزایش می‌یابد و این افزایش کرنش مؤثر شکست تقریباً یکنواخت می‌باشد. با توجه به عدم وابستگی معیار شکست رایس-تریسی به  $L$  در تمامی محدوده  $\eta, L$  هیچ‌گونه تأثیری در کرنش مؤثر شکست ندارد. خطای پیش‌بینی بر اساس این معیار به نسبت بالا بوده و میزان خطا برای آزمون‌های کالیبراسیون ناکازیمما و همچنین برش درون صفحه‌ای بالاتر از دیگر آزمون‌های کالیبراسیون است.

۳-۲- معیار شکست آیانه-ساتو

دو ثابت ماده  $C_2$  و  $C_3$  معیار شکست آیانه-ساتو به کمک نتایج آزمون‌های کالیبراسیون جدول ۴ و با اعمال در رابطه (۱۱) محاسبه شده‌اند. این مقادیر کالیبره شده برای ورق St12 به ترتیب به قرار ۰/۷۱۴۶ و ۱/۳۵۹۹ و با حداقل مقدار تابع خطای ۰/۰۰۱۶۱۲ بهینه‌سازی شده‌اند. در شکل ۱۳ موقعیت شکست بر اساس معیار آیانه-ساتو همچنین نتایج تجربی شکست در آزمون‌های کالیبراسیون در فضای  $(\eta, L, \bar{\epsilon})$  آورده شده است، همان‌گونه که مشاهده می‌شود، با کاهش  $\eta$  کرنش شکست افزایش می‌یابد و این افزایش کرنش مؤثر شکست با کاهش بیشتر  $\eta$  بیشتر خودنمایی می‌کند. از سویی دیگر در تمامی محدوده  $\eta, L$  هیچ‌گونه تأثیری در کرنش مؤثر شکست ندارد که با توجه به عدم دخالت



شکل ۱۲) موقعیت شکست بر اساس معیار رایس-تریسی

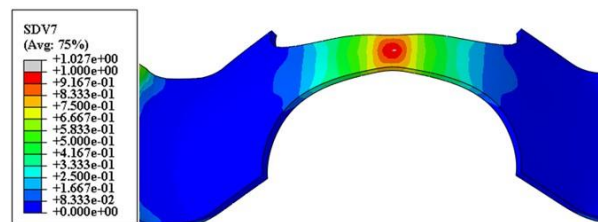


شکل ۱۰) اجزای مدل‌سازی شده فرآیند آزمون ناکازیمما در نرم‌افزار ABAQUS

هر معیار شکست مورد نظر به صورت یک متغیر وابسته به حل (SDV) مستقل در خود نرم‌افزار قابل مشاهده خواهد بود که از این طریق می‌توان لحظه شکست در شبیه‌سازی هر کدام از آزمون‌های نمودار حد شکل‌دهی را تشخیص داد. با داشتن لحظه شروع شکست اجزا بحرانی نمونه در هر کدام از آزمون‌های نمودار حد شکل‌دهی، می‌توان کرنش کوچک و بزرگ را استخراج کرده و منحنی حد شکل‌دهی در شکست پیش‌بینی شده را ترسیم نمود. شکل ۱۱ یک نمونه آزمون تعیین نمودار حد شکل‌دهی مربوط به نمونه با عرض ۱۰mm را نشان می‌دهد که در آن کانتور توزیع تابع شکست DF2015 نمایش داده شده است.

۳- نتایج و بحث

پس از انجام آزمون‌های کشش با سنجه سر کروی، نمودارهای حد شکل‌دهی در گلوبی شدن و همچنین شکست تجربی استخراج شده‌اند. پس از انجام آزمون‌های کالیبراسیون تجربی، شبیه‌سازی عددی انجام شده و پارامترهای تنش سه‌محوره میانگین  $(\bar{\eta})$ ، پارامتر لود میانگین  $(\bar{L})$  و کرنش مؤثر پلاستیک در لحظه شکست  $(\bar{\epsilon}_F)$  استخراج شده است. سپس با داشتن این مقادیر، ضرایب ثابت هر کدام از معیارهای در نظر گرفته شده، به دست آمده است. از آنجا که برآزش عددی معیارهای مختلف همواره با مقادیری خطا همراه است، از این رو، به کمک رابطه (۹) این مقادیر خطای حداقل محاسبه شده است. در زیر نتایج هر کدام از این معیارهای شکست نرم مورد بحث قرار گرفته‌اند.



شکل ۱۱) پیش‌بینی شکست در نمونه آزمون تعیین منحنی حد شکل‌دهی

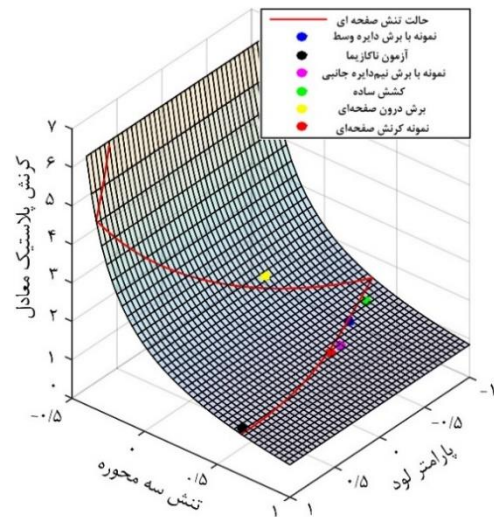
از خود نشان نمی‌دهد اما در مقادیر  $\eta$  پایین با افزایش  $L$ ، کرنش مؤثر پلاستیک در شکست نیز افزایش می‌یابد. با مقایسه نتایج تجربی آزمون‌های کالیبراسیون با موقعیت شکست ترسیم‌شده، مشاهده می‌شود که در این معیار با وجود در نظر گرفتن تأثیر هر دو پارامتر تنش  $\eta$  و  $L$ ، میزان خطا به نسبت بالا است و این اختلاف در مقادیر پایین  $\eta$  بیشتر خودنمایی می‌کند و این معیار مقادیری بالاتر از نتایج تجربی پیش‌بینی می‌کند.

**۳-۴- معیار شکست DF2012**

ضرایب ثابت کالیبره شده  $C_5$ ،  $C_6$  و  $C_7$  در معیار شکست DF2012 به کمک آزمون‌های کالیبراسیون به ترتیب عبارت‌اند از  $0.0837$ ،  $0.7687$  و  $1/429$  محاسبه‌شده‌اند که میزان حداقل خطا به ازای این مقادیر  $0.00584$  می‌باشد. موقعیت شکست نرم معیار DF2012 با ضرایب کالیبره شده برای فولاد کم‌کربن St12 به همراه نتایج تجربی آزمون‌های کالیبراسیون در شکل ۱۵ آورده شده است. کاملاً مشهود است که با کاهش  $\eta$  کرنش پلاستیک مؤثر در شکست افزایش می‌یابد و البته برای مقادیر منفی  $\eta$ ، این افزایش کرنش در شکست شدت می‌یابد. اگرچه حساسیت شکست به  $L$  در معیار DF2012 گنجانده شده است، اما با ضرایب ثابت محاسبه‌شده این حساسیت به سختی قابل مشاهده است. از آنجا که در رابطه (۱۳) مقدار حساسیت شکست به  $L$  با ضریب ثابت  $C_5$  کنترل می‌شود از این رو، می‌توان این حساسیت اندک به  $L$  در این معیار کالیبره شده را با مقدار بسیار اندک ضریب ثابت محاسبه‌شده  $C_5$  مرتبط دانست. مقایسه موقعیت شکست عددی ترسیم‌شده با نتایج تجربی آزمون‌های کالیبراسیون نشان می‌دهد که به کمک این معیار می‌توان با مقدار خطایی اندک به برازشی قابل قبول دست یافت و حداکثر اختلاف بین کرنش پلاستیک نتایج تجربی و نتایج عددی در نمونه آزمون ناکازیمای مشاهده می‌شود که البته خود این اختلاف نیز بسیار ناچیز است.

**۳-۵- معیار شکست DF2014**

در معیار شکست نرم DF2014 ضرایب ثابت کالیبره شده  $C_8$ ،  $C_9$  و

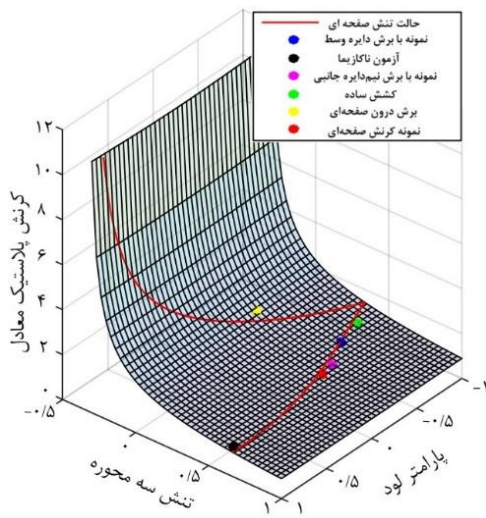


شکل ۱۳) موقعیت شکست بر اساس معیار آیانه-ساتو

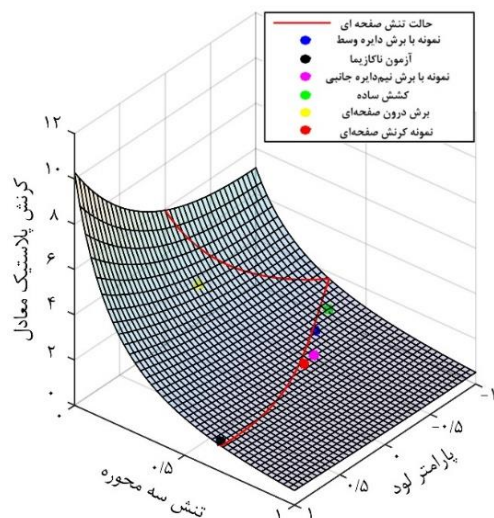
در معیار شکست آیانه-ساتو این امر کاملاً بدیهی است. با وجود سادگی معیار آیانه-ساتو و عدم حساسیت به  $L$ ، میزان خطا در پیش‌بینی شکست به کمک این معیار به نسبت مطلوب است و در تمامی آزمون‌های کالیبراسیون خطای پیش‌بینی تقریباً یکنواخت است.

**۳-۳- معیار شکست کو-هاه**

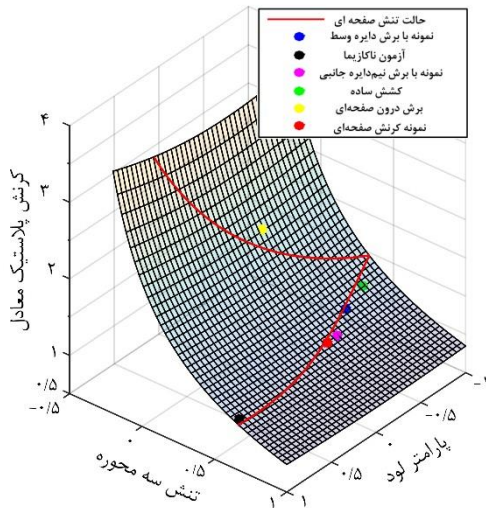
در این معیار شکست ضریب ماده  $C_4$  که همان مقدار آسیب بحرانی (Critical damage value) است با درونیابی داده‌های آزمون‌های کالیبراسیون برابر  $3/4312$  تعیین شده که میزان حداقل خطا به ازای این مقدار  $0.3424$  است. با در نظر گرفتن رابطه (۱۲) و مقدار ثابت ماده محاسبه‌شده، موقعیت شکست مبتنی بر معیار کو-هاه در شکل ۱۴ ترسیم‌شده و نتایج تجربی آزمون‌های کالیبراسیون نیز جهت قیاس آورده شده است. مطابق موقعیت شکست آورده شده، با کاهش  $\eta$ ، کرنش پلاستیک مؤثر در شکست افزایش می‌یابد. به منظور ارزیابی تأثیر  $L$  نیز باید ذکر کرد که در مقادیر بالای  $\eta$  تأثیری



شکل ۱۵) موقعیت شکست بر اساس معیار DF2012



شکل ۱۴) موقعیت شکست بر اساس معیار کو-هاه



شکل ۱۷) موقعیت شکست بر اساس معیار DF2015

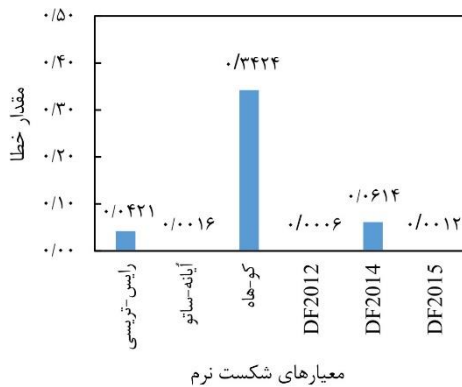
مشاهده است و لذا می توان گفت مطابق این معیار برای ورق فولادی کم کرنش St12 شکست نرم عمدتاً توسط  $\eta$  کنترل می شود. میزان خطای بین نتایج تجربی و موقعیت شکست عددی ترسیم شده نیز بیانگر این است که میزان اختلاف در حد مطلوبی پایین است و این اختلاف تقریباً در تمامی نقاط به صورت یکنواختی پراکنده شده است.

۳-۷- مقایسه نتایج معیارهای شکست نرم

خطای بین نتایج تجربی و نتایج عددی در جدول ۵ و همچنین نمودار شکل ۱۸ آورده شده است. مشهود است که معیار کو-هاه علی‌رغم در برگرفتن هر دو پارامتر  $\eta$  و  $L$ ، حداکثر مقدار خطا را در برآزش داده‌های تجربی از خود نشان می‌دهد و از سویی دیگر معیار ایانه-ساتو، تنها با در نظر گرفتن  $\eta$  جهت پیش‌بینی شکست، از

جدول ۵) مقادیر خطای مقادیر تجربی و عددی آزمون‌های کالیبراسیون

معیار شکست	رایس-تریسی	آیانه-ساتو	کو-هاه	DF2012	DF2014	DF2015
میزان خطا	۰/۰۴۲۱	۰/۰۰۱۶	۰/۳۴۲۴	۰/۰۰۰۵۸۴	۰/۰۴۲۱۰۵	۰/۰۰۱۱۶۶

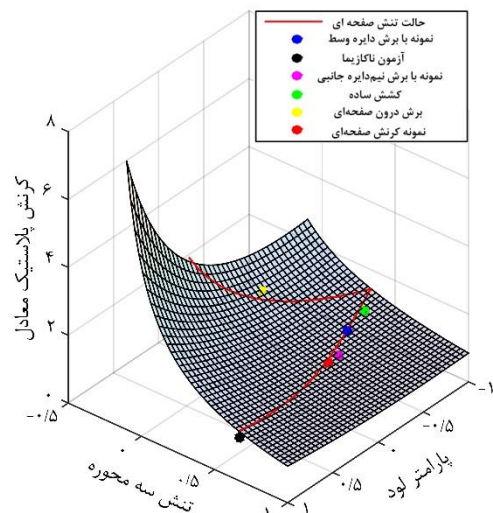


شکل ۱۸) نمودار خطای کرنش پلاستیک مؤثر در شکست بین نتایج تجربی و مقادیر عددی محاسبه شده آزمون‌های کالیبراسیون

$C_{10}$  برای ورق St12 به ترتیب برابر با ۰/۳۶، ۱/۱۸۱ و ۱/۳۷ تعیین شده‌اند. و میزان خطای بین نتایج عددی و تجربی به ازای این مقادیر مطابق رابطه (۹) به مقدار ۰/۶۱۳۷ محاسبه شده است. موقعیت شکست نرم معیار DF2014 و همچنین نتایج تجربی آزمون‌های کالیبراسیون در شکل ۱۶ نمایش داده شده است. همانند تمامی معیارهای پیشین مشاهده می‌شود که به ازای مقادیر پایین‌تر  $\eta$ ، کرنش پلاستیک مؤثر در شکست نرم افزایش می‌یابد و این افزایش کرنش شکست تقریباً با نرخ یکنواختی رخ می‌دهد. آنچه که در این معیار نسبت به معیارهای پیشین بیشتر خودنمایی می‌کند تأثیر  $L$  بر شکست است که در مقادیر کمتر  $\eta$  با افزایش  $L$ ، کرنش پلاستیک مؤثر در شکست نیز افزایش می‌یابد. مقایسه بین نتایج تجربی و عددی نشان می‌دهد که در تمامی نقاط آزمون‌های کالیبراسیون بجز آزمون ناکازیمما خطا بسیار ناچیز است و در آزمون ناکازیمما نیز معیار DF2014 فراتر از مقدار تجربی پیش‌بینی می‌کند و مقدار خطا نیز قابل توجه است.

۳-۶- معیار شکست DF2015

ضرایب ثابت ماده  $C_{11}$ ،  $C_{12}$ ،  $C_{13}$  و  $C_{14}$  در معیار شکست نرم DF2015، برای ورق St12 با داشتن نتایج تجربی استخراج شده از آزمون‌های کالیبراسیون به ترتیب ۰/۲۲، ۰/۰۵۴۲۲، ۰/۰۵۴۲۲ و ۱/۳۵۰۴۴ و ۰/۰۰۱۱۲ محاسبه شده‌اند که مقدار حداقل خطا به ازای این مقادیر برابر با ۰/۰۱۱۶۶ است. موقعیت شکست مبتنی بر نتایج عددی بر اساس معیار شکست نرم DF2015 به همراه موقعیت نقاط نتایج آزمون‌های کالیبراسیون تجربی در شکل ۱۷ آورده شده است. مشهود است که همانند تمامی معیارهای دیگر با کاهش  $\eta$  کرنش مؤثر پلاستیک در شکست افزایش می‌یابد و این افزایش کرنش شکست با نرخ تقریباً یکنواختی انجام می‌شود. نتایج عددی نشان می‌دهند که با وجود دخالت  $L$  در معیار DF2015 تغییرات کرنش شکست به ازای مقادیر مختلف  $\eta$  بسیار ناچیز است و تأثیر این پارامتر تنها در مقادیر بسیار کم  $\eta$  و آن هم بسیار اندک قابل



شکل ۱۶) موقعیت شکست بر اساس معیار DF2014

سرانجام تمامی منحنی‌های حد شکل‌دهی مبتنی بر گلوبی شدن و شکست تجربی و همچنین منحنی‌های پیش‌بینی‌شده به کمک روش‌های عددی در شکل ۲۰ آورده شده است. نتایج تجربی و عددی نشان می‌دهند که نمودار حد شکل‌دهی در گلوبی شدن برای فولاد کم‌کربن St12 به همان فرم متداول دیگر منحنی‌های حد شکل‌دهی است که کمترین مقدار کرنش بزرگ آن تقریباً در نقطه با کرنش کوچک معادل صفر رخ می‌دهد. مستقیم نتایج عددی با تقریب خوبی منحنی حد شکل‌دهی در گلوبی شدن را پیش‌بینی می‌کند، اگرچه اختلاف بین نتایج تجربی و پیش‌بینی عددی در سمت راست به نسبت بیشتر است.

در مورد منحنی حد شکل‌دهی در شکست تجربی و همچنین منحنی‌های پیش‌بینی‌شده به کمک معیارهای شکست نرم نیز این‌گونه یافت می‌شود که منحنی حد شکل‌دهی در شکست برای فولاد کم‌کربن St12 تقریباً به صورت خطی است. آه و همکارانش بیان داشتند که نمودارهای حد شکل‌دهی در شکست ورق‌های فلزی با قابلیت شکل‌پذیری بالا نیز همچنین رفتاری دارند [19]. علیرغم سادگی اندازه‌گیری کرنش‌های حادی در حالت گلوبی شدن، اندازه‌گیری کرنش‌های شکست پیچیدگی خاص خود را دارد که خطای زیادی به همراه دارد. مقایسه منحنی‌های حد شکل‌دهی در شکست تجربی با منحنی‌های پیش‌بینی‌شده عددی نشان می‌دهد که تقریباً در تمامی نتایج سطح منحنی‌های پیش‌بینی‌شده بالاتر از منحنی تجربی است و این اختلاف در حالت کرنش صفحه‌ای ( $\epsilon_2 = 0$ ) به حداکثر مقدار خود می‌رسد که این مقادیر کرنش بزرگ شکست  $\epsilon_1$  در حالت کرنش صفحه‌ای و همچنین مقدار خطای نتایج عددی نسبت به اندازه‌گیری تجربی در جدول ۶ آورده شده است. حداقل اختلاف بین نتایج تجربی و عددی نیز در حالت کشش دو محور که همان سمت راست منحنی است رخ می‌دهد که این صحت در پیش‌بینی را می‌توان با توجه به اینکه یکی از آزمون‌های کالیبراسیون نمونه‌ای با همان ابعاد و همان رویه بود مرتبط دانست. نمودارهای پیش‌بینی‌شده به کمک معیارهای شکست نرم آیانه ساتو، DF2012 و DF2015 نتایج تقریباً یکسانی را نشان می‌دهند. معیارهای رایس-تریسی و DF2014 در پیش‌بینی سمت راست نمودار از دقت کافی برخوردار نیستند. همانند نتایج گزارش شده در اینجا، لو و همکارانش نیز گزارش دادند عدم دقت مناسب در تعیین شکست در حالت تنش دومحوره از معایب عمده معیار شکست DF2014 می‌باشد که این نقص در معیار DF2015 مرتفع گردیده است [1].

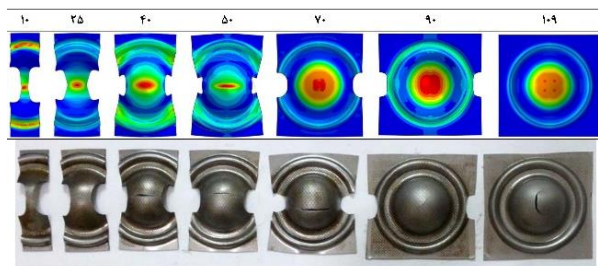
**جدول ۶** مقادیر کرنش بزرگ شکست ( $\epsilon_1$ ) در حالت کرنش صفحه‌ای ( $\epsilon_2 = 0$ )

روش تجربی	رایس-تریسی	آیانه-ساتو	کو-هاه	DF2012	DF2014	DF2015
مقدار $\epsilon_1$	۰/۷۸	۰/۸۸	۰/۹۴	۰/۸۹	۰/۹۱	۰/۹۲
مقدار خطا	۱۲/۸	۲۰	۱۴/۱	۱۹/۲	۱۶/۶	۱۷/۹

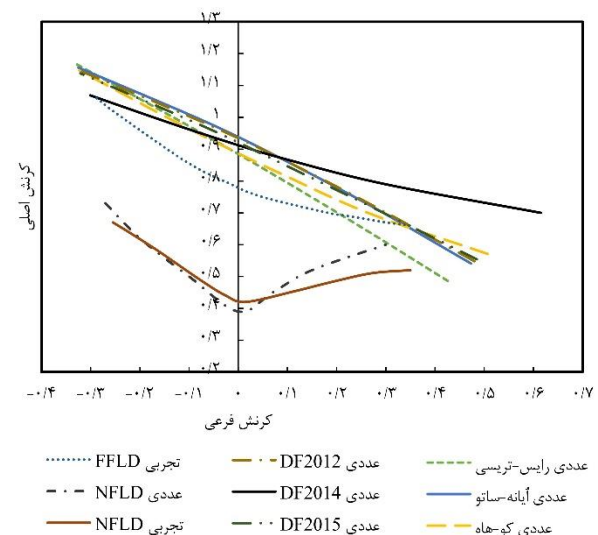
صحت نسبتاً قابل قبولی برخوردار است. در این بین معیار DF2012 دارای حداقل خطا بوده که این خود به معنی توانایی برآزش نتایج تمامی گستره آزمون‌های کالیبراسیون با خطایی قابل اغماض است. معیار DF2014 نیز اگرچه تعداد ضرایب ثابت بیشتری نسبت به DF2012 دارد لکن خطای به نسبت بالایی دارد که عمده این خطا به علت آزمون کالیبراسیون ناکازیم است، لذا معیار شکست DF2014 در پیش‌بینی شکست ورق تحت بارگذاری دومحوره خطایی قابل توجه دارد.

### ۳-۸- نمودارهای حد شکل‌دهی تجربی و عددی

در شکل ۱۹ نمونه‌های شبیه‌سازی شده به کمک معیارهای شکست نرم در لحظه شکست و همچنین نمونه‌های تجربی آزمون تعیین نمودار حد شکل‌دهی ناکازیم آورده شده است. همان‌گونه که مشاهده می‌شود در اغلب نمونه‌های تجربی پدیده شکست در قسمت نوک گنبد رخ داده که موقعیت شکست مطلوبی در آزمون‌های تجربی تعیین منحنی‌های حد شکل‌دهی محسوب می‌شود. نتایج شبیه‌سازی نیز در مقایسه با نمونه‌های تجربی با تقریب خوبی محل شکست را به درستی پیش‌بینی می‌کنند.



**شکل ۱۹** شمایک نمونه‌های شبیه‌سازی و شکل‌دهی شده به روش آزمون ناکازیم



**شکل ۲۰** منحنی‌های حد شکل‌دهی استخراج‌شده به روش تجربی و پیش‌بینی‌شده به کمک معیارهای شکست نرم مختلف

## ۴- نتیجه‌گیری

در این پژوهش بررسی منحنی‌های حد شکل‌دهی در گلوپی شدن (NFLD) و شکست (FFLD) ورق کم کرن St12 مورد بررسی قرار گرفته است. منحنی‌ها مورد نظر به صورت تجربی و به روش آزمون ناکازیماد بدست آمدند. جهت پیش‌بینی عددی گلوپی شدن از سه معیار لحظه‌ای مشتق‌های دوم کرنش بزرگ، کرنش ضخامت و کرنش معادل پلاستیک استفاده شده است. برای پیش‌بینی شکست از شش معیار رایس-تریسی، آیانه-ساتو، کو-هه، DF2012، DF2014 و همچنین DF2015 استفاده شده که ضرایب ثابت این معیارها با استفاده از شش آزمون کالیبراسیون محاسبه شده‌اند. نتایج عددی این پژوهش چه در حالت گلوپی شدن و چه در حالت شکست، تطابق به خوبی با منحنی‌های تجربی دارند. به طور کلی نتایج زیر از این تحقیق بدست می‌آید:

۱. برای ورق فولادی کم کرن St12 در تمامی معیارهای استفاده شده  $\eta$  نقشی اساسی داشته و با کاهش آن کرنش مؤثر شکست افزایش می‌یابد، این در حالی است که  $L$  تأثیر چشمگیری نداشت.
۲. معیار شکست نرم DF2012 به خوبی نتایج تجربی آزمون‌های کالیبراسیون را برازش کرده و کمترین خطا برابر با  $0.000584$  را در بین شش معیار داشته، معیار آیانه ساتو نیز با وجود سادگی از دقت بالایی برخوردار است.
۳. معیارهای پیش‌بینی گلوپی به خوبی سمت چپ نمودار حد شکل‌دهی در گلوپی شدن را پیش‌بینی کرده و در پیش‌بینی گلوپی شدن در سمت راست منحنی با اندکی خطا همراه هستند.
۴. معیارهای شکست نرم DF2012، DF2015 و آیانه-ساتو نتایج تقریباً یکسانی را پیش‌بینی کرده و به نسبت دقت بالایی در تشخیص شکست داشتند و خطای آن‌ها به ترتیب برابر با  $0.000584$ ،  $0.001166$  و  $0.001612$  می‌باشد.

**تشکر و قدردانی:** نویسندگان این مورد را بیان نکردند.

**تأییدیه اخلاقی:** این مقاله تاکنون در نشریه دیگری به چاپ نرسیده است. همچنین برای بررسی یا چاپ به نشریه دیگری ارسال نشده است. محتویات علمی مقاله حاصل فعالیت علمی نویسندگان بوده است.

**تعارض منافع:** مقاله حاضر از رساله دکتری حسین ماموسی با عنوان "پیش‌بینی منحنی‌های حد شکل‌دهی ورق‌های فلزی در فرآیند هیدروفورمینگ به کمک معیار شکست نرم" در دانشگاه نوشیروانی بابل می‌باشد و هیچ‌گونه تعارض منافع با سازمان یا اشخاص حقیقی و حقوقی وجود ندارد.

**سهم نویسندگان:** حسین ماموسی (نویسنده اول)، پژوهشگر اصلی، تحلیل گر داده‌ها، نگارنده مقدمه، نگارنده بحث، درصد مشارکت

۴۰٪؛ محمد بخشی (نویسنده دوم)، پژوهشگر فرعی، تحلیل گر داده‌ها، روش شناس، درصد مشارکت ۲۵٪؛ حمید گرجی (نویسنده سوم)، پژوهشگر فرعی، تحلیل گر داده‌ها، روش شناس، درصد مشارکت ۲۵٪؛ رامین هاشمی (نویسنده چهارم)، پژوهشگر فرعی، تحلیل گر داده‌ها، روش شناس، درصد مشارکت ۱۰٪.

**منابع مالی:** منابع مالی توسط دانشگاه صنعتی نوشیروانی بابل تأمین شده است.

## منابع

- 1- Lou Y, Chen L, Clausmeyer T, Tekkaya AE, Yoon JW. Modeling of ductile fracture from shear to balanced biaxial tension for sheet metals. *International Journal of Solids and Structures*. 2017;112:169-84.
- 2- Bao Y, Wierzbicki T. On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2004;46(1):81-98.
- 3- Habibi N, Zarei-Hanzaki A, Abedi HR. An investigation into the fracture mechanisms of twinning-induced-plasticity steel sheets under various strain paths. *Journal of Materials Processing Technology*. 2015;224:102-16.
- 4- Mirnia MJ, Shamsari M. Numerical prediction of failure in single point incremental forming using a phenomenological ductile fracture criterion. *Journal of Materials Processing Technology*. 2017;244:17-43.
- 5- Bai Y, Wierzbicki T. A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence. *International journal of plasticity*. 2008;24(6):1071-96.
- 6- Lou Y, Huh H, Lim S, Pack K. New ductile fracture criterion for prediction of fracture forming limit diagrams of sheet metals. *International Journal of Solids and Structures*. 2012;49(25):3605-15.
- 7- Lou Y, Yoon JW, Huh H. Modeling of shear ductile fracture considering a changeable cut-off value for stress triaxiality. *International Journal of plasticity*. 2014;54:56-80.
- 8- Lou Y, Huh H. Evaluation of ductile fracture criteria in a general three-dimensional stress state considering the stress triaxiality and the lode parameter. *Acta Mechanica Solida Sinica*. 2013;26(6):642-58.
- 9- Mamusi H, Masoumi A, Hashemi R, Mahdavejad R. A novel approach to the determination of forming limit diagrams for tailor-welded blanks. *Journal of Materials Engineering and Performance*. 2013;22(11):3210-21.
- 10- Danckert J, Nielsen KB. Determination of the plastic anisotropy  $r$  in sheet metal using automatic tensile test equipment. *Journal of materials processing technology*. 1998;73(1-3):276-80.
- 11- International Standard ISO 12004-2 "Metallic Materials - Sheet and strip - Determination of forming-limit curves - Part 2: Determination of forming-limit curves in the laboratory. 2008.
- 12- Bai Y, Wierzbicki T. A comparative study of three groups of ductile fracture loci in the 3D space. *Engineering Fracture Mechanics*. 2015;135:147-67.

- 13- Clift SE, Hartley P, Sturgess CE, Rowe GW. Fracture prediction in plastic deformation processes. *International Journal of Mechanical Sciences*. 1990;32(1):1-7.
- 14- Rice JR, Tracey DM. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields\*. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 1969;17(3):201-17.
- 15- Oyane M, Sato T, Okimoto K, Shima S. Criteria for ductile fracture and their applications. *Journal of Mechanical Working Technology*. 1980;4(1):65-81.
- 16- Park N, Huh H, Lim SJ, Lou Y, Kang YS, Seo MH. Fracture-based forming limit criteria for anisotropic materials in sheet metal forming. *International journal of plasticity*. 2017;96:1-35.
- 17- Bai Y, Wierzbicki T. Forming severity concept for predicting sheet necking under complex loading histories. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2008;50(6):1012-22.
- 18- Ko YK, Lee JS, Huh H, Kim HK, Park SH. Prediction of fracture in hub-hole expanding process using a new ductile fracture criterion. *Journal of materials processing technology*. 2007;187:358-62.
- 19- Oh ST, Chang HJ, Oh KH, Han HN. Prediction of forming limit in hydro-mechanical deep drawing of steel sheets using ductile fracture criterion. *Metals and Materials International*. 2006;12(2):121-9.
- 20- Ghosh AK. A method for determining the coefficient of friction in punch stretching of sheet metals. *International Journal of Mechanical Sciences*. 1977;19(8):457-70.
- 21- Hill R. A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*. 1948;193(1033):281-97.
- 22- Documentation AJMOpnC. ABAQUS Analysis User's Manual. 2010;113.