



Semnan University



Research Article

Fracture Behavior Modeling of 6061-T6 Aluminum Alloy Sheet Using a Phenomenological Failure Criterion

Ali Zahedi ^{a,*}

^a Department of Materials and Manufacturing, University of Mohaghegh Ardabili, Adabil, Iran

PAPER INFO

Paper history:

Received: 2024-07-24

Revised: 2024-10-22

Accepted: 2024-12-03

Keywords:

Fracture model;
Calibration;
Sheet metal;
Finite element;
Triaxiality stress.

ABSTRACT

Developing the necessary tools to predict the plastic behavior and failure of sheet metal is one of the important issues in the field of sheet metal forming. In this research, the fracture behavior of the 6061-T6 aluminum alloy sheet has been analyzed and investigated using experimental uniaxial tensile tests as well as numerical simulation in Abaqus software. To investigate the failure behavior, the new Quach phenomenological fracture model was coded using the VUSDFLD subroutine and introduced to the Abaqus. Three different geometries have been designed and used in experimental tests and numerical simulations to determine the material constants of the criterion. The results show that the designed geometries create a wide range of triaxial stress and Lode parameters. With the experimental-numerical hybrid method and the minimization of the defined error function, the fracture model was calibrated for the 6061-T6 aluminum sheet. Also, using the calibrated fracture model, the failure in the tensile test of a newly designed geometry was evaluated. The results show a close agreement between the predicted fracture height and fracture location compared to the experimental observations.

DOI: <https://doi.org/10.22075/jme.2024.34841.2708>

© 2025 Published by Semnan University Press.

This is an open access article under the CC-BY 4.0 license. (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>)

* Corresponding Author.

E-mail address: azahedi@uma.ac.ir

How to cite this article:

Zahedi, A. (2025). Fracture Behavior Modeling of 6061-T6 Aluminum Alloy Sheet Using a Phenomenological Failure Criterion. Journal of Modeling in Engineering, 23(Special Issue 81), 33-48. doi: 10.22075/jme.2024.34841.2708

مدل سازی رفتار شکست ورق آلومینیوم آلیاژی 6061-T6 با استفاده از یک معیار شکست پدیدار شناختی

علی زاهدی^{*۱}

چکیده

اطلاعات مقاله

توسعه ابزارهای لازم برای پیش‌بینی رفتار پلاستیک و شکست ورق فلزی از موضوعات مهم در حوزه شکل‌دهی ورق است. در این پژوهش، رفتار شکست ورق آلیاژی آلومینیومی 6061-T6 با استفاده از آزمون‌های کشش یک محوری آزمایشگاهی و همچنین شبیه‌سازی عددی در نرم‌افزار آباکوس تحلیل و بررسی شده است. برای بررسی رفتار شکست، از مدل شکست پدیدارشناختی جدید کواچ استفاده شده و با کمک زیر برنامه VUSDFLD این معیار شکست به نرم‌افزار آباکوس معرفی شده است. به منظور تعیین ضرایب ماده این معیار شکست، سه هندسه متفاوت طراحی شده و در آزمایش‌های تجربی و شبیه‌سازی‌های عددی استفاده شده است. نتایج به دست آمده نشان می‌دهد هندسه‌های طراحی شده، طیف قابل توجهی از تنش سه محوری و پارامتر لود را ایجاد می‌کنند. با روش هیبرید تجربی- عددی و کمینه‌سازی تابع خطای تعریف شده، این مدل شکست برای ورق آلومینیومی 6061-T6 کالیبره گردید. همچنین از مدل شکست کالیبره شده شکست در تست کشش یک هندسه جدید طراحی شده نیز ارزیابی گردید. نتایج به دست آمده نشان دهنده انطباق ارتفاع شکست و موقعیت شکست پیش‌بینی شده با نتایج تجربی است.

دریافت مقاله: ۱۴۰۳/۰۵/۰۳

بازنگری مقاله: ۱۴۰۳/۰۸/۰۱

پذیرش مقاله: ۱۴۰۳/۰۹/۱۳

واژگان کلیدی:

مدل شکست،

کالیبراسیون،

ورق فلزی،

المان محدود،

تنش سه محوری.

DOI: <https://doi.org/10.22075/jme.2024.34841.2708>

© 2025 Published by Semnan University Press.

This is an open access article under the CC-BY 4.0 license. (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>)

۱- مقدمه

شکل‌دهی حجیم و یا شکل‌دهی ورق‌های فلزی، از معیارهای مختلف شکست استفاده می‌شود که در یک نوع از دسته‌بندی، می‌توان آنها را در دو گروه معیارهای شکست کوپل و غیر کوپل جای داد. در یک معیار شکست کوپل مانند مدل‌های ارائه شده در [۱،۲]، از ابتدای تغییر شکل پلاستیک، متغیری تحت عنوان متغیر آسیب وارد معادلات تنش سخت‌شوندگی ماده می‌شود و به عنوان عاملی در جهت نرم‌شوندگی ماده عمل می‌کند. البته شدت اثر آسیب و نحوه آن به نوع فرایند تغییر شکل، شرایط محیطی و اعمال نیروها و جنس ماده وابسته است و در طی آزمایش‌هایی تعیین می‌گردد. برای مثال، خلیلیان و

رفتار فلزات در حین شکست نرم یکی از ویژگی‌های مهم و کاربردی آنها است که شناخت آن کمک شایانی در طراحی سازه‌های مهندسی و طراحی فرایندهای مختلف تولید می‌کند. از دیدگاه میکروسکوپی، جوانه‌زنی، رشد و به هم پیوستن حفره‌ها در تنش سه محوری^۲ متوسط و بالا و یا جابجایی باندهای برشی در تنش سه محوری پایین باعث بروز این شکست می‌شود. از طرفی دیگر، در نگاه ماکروسکوپی، تضعیف پیوسته ماده و کاهش استحکام و توانایی تحمل بار در ماده منجر به شکست در آن می‌شود. در بررسی شکست فلزات در فرایندهای شکل‌دهی اعم از

² Stress Triaxiality

* پست الکترونیک نویسنده مسئول: azahedi@uma.ac.ir

۱. دانشکده مهندسی مواد، ساخت و تولید، دانشگاه محقق اردبیلی، اردبیل، ایران

استناد به این مقاله:

آلومینیوم 7075-T6 را بدست آوردند. هالتوم و همکاران [۱۳] نشان دادند که کرنش پلاستیک شکست آلومینیوم 6061 در شرایط مختلف بارگذاری تابعی از تنش سه محوری است. زاهدی و همکاران [۱۴] با آزمون‌های ارتفاع گنبد یک مدل شکست برای ورق دولایه کالیبره کردند و نشان دادند که تنش سه محوری و پارامتر لود در تعیین کرنش شکست حدی ورق ایفای نقش می‌کنند. پزشکی و همکاران [۱۵] به بررسی و مدل سازی خواص شکست آلیاژ آلومینیوم 2023-T351 تحت بارهای دینامیکی پرداختند. بین و همکاران [۱۶] آزمایش‌های تجربی مختلف بر روی هندسه‌های متفاوتی را برای بررسی خواص پلاستیسیته و شکست ورق تحت تنش‌های برشی مورد بررسی و ارزیابی قرار دادند. اکثر آزمایش‌های انجام شده در این زمینه از دید ماکروسکوپی پدیده شکست را بررسی کرده و به مشخصه یابی خواص ورق پرداخته اند. ژانگ و همکاران [۱۷] مدل‌های شکست مختلفی را برای آلومینیوم ۷۰۷۵ کالیبره کردند. بررسی نتایج نهایی نشان می‌دهد که مدل شکستی که اثر تنش برشی بیشینه را در نظر می‌گیرد و محدوده بزرگتری از تنش‌ها در آن حضور دارد، پیش بینی دقیقتری از لحظه شروع شکست می‌تواند ارائه دهد. لای و همکاران [۱۸] با مقایسه مدل‌های شکست مختلف در پیش بینی شروع شکست نشان دادند که مدلهایی که اثر پارامتر لود را در نظر نگرفته اند، خطای قابل توجهی از پیش بینی شروع شکست در وضعیت‌های مختلفی از تنش می‌توانند داشته باشند. کواچ و همکاران [۱۹] علاوه بر سه مرحله اشاره شده برای شروع شکست، اثر تشکیل حفره‌های ثانویه را نیز در نظر گرفته و مدل شکست جامع تری نسبت به مدل‌های پیشین ارائه کردند. با بررسی نتایج آزمایش‌های تجربی قبلی، مشخص شد که این مدل پیش‌بینی دقیق تری از شروع شکست در آلیاژ آلومینیومی 2024-T351 و همچنین فولاد TRIP690 نسبت به مدل‌های قبلی ایفا می‌کند.

منابع بررسی شده نشان می‌دهد که در زمینه بررسی رفتار شکست ورق آلیاژی آلومینیومی 6061-T6 مطالعات محدودی صورت گرفته است و همچنین مدل‌های شکست استفاده شده برای این منظور، از مدل‌های توسعه‌یافته و بروز نمی‌باشند؛ لذا در این پژوهش، با استفاده از مدل جدید

مشایخی [۳] با کمک معیار شکست لمتر، شکست در یک سازه کامپوزیتی با کاربرد پزشکی را پیش‌بینی کرده اند. در مطالعه ای دیگر، زاهدی و همکاران [۴] از معیار شکست کوپل ژو-ویرزبیکي برای پیش‌بینی شروع شکست و ناپایداری در شکل‌دهی تدریجی ورق استفاده کرده اند.

در دسته دوم که معیارهای شکست غیر کوپل می‌باشند، بر مبنای فرمولاسیون مشخصی، شروع شکست پیش‌بینی می‌شود و معادلات تنش قبل از وقوع شکست نهایی را متأثر نمی‌کند. مدل‌های جانسون کوک [۵] و رایس تریسی [۶] از اولین مدل‌های شکست مربوط به این دسته می‌باشند. با توجه به این موارد، استفاده از معیارهای دسته دوم راحت‌تر و کاربردی‌تر می‌باشد. البته لازم به ذکر است که دسته بزرگی از این معیارها بر اساس نتایج آزمایش‌های تجربی، روابط تحلیلی و رفتار واقعی مواد در طی فرایندهای مختلف به دست می‌آید و از این رو به این دسته از معیارهای شکست، معیار شکست پدیدارشناختی^۳ اطلاق می‌گردد.

در یک مدل شکست، کرنش پلاستیک شکست در یک بارگذاری تناسبی به وضعیت تنش نسبت داده می‌شود و نحوه برقراری این ارتباط باعث تفاوت در مدل‌های مختلف می‌شود. از مدل‌های توسعه داده شده اخیر می‌توان به مدل اصلاح شده مور-کلمب توسط بای و ویرزبیکي [۷]، مدل لو و همکاران [۸] بر پایه میکرو مکانیزم شکست و معیار هاسفورد-کلمب که توسط مور و مارکادت [۹] ارائه شد، اشاره کرد.

استفاده از مدل‌های شکست به منظور کالیبره کردن و مشخصه‌یابی خواص شکست ورق‌های فلزی می‌بایست همراه با انجام آزمایش‌های تجربی لازم باشد. محققین برای این امر آزمایش‌های مختلفی را پیشنهاد داده‌اند. گرجی و مور [۱۰] با استفاده از آزمون‌های ناکاجیما، ثابت‌های مدل شکست هاسفورد-کلمب را برای آلومینیوم 6016-T4 تعیین کردند. سان و همکاران [۱۱] مدل شکست جدیدی بر اساس ارتباط بین کرنش شکست و تعداد حفره‌های ایجاد شده در مراحل مختلف ناپایداری در ورق ارائه دادند. همچنین کاربرد استفاده از این مدل در پیش بینی ارتفاع شکست در کشش عمیق ورق آلومینیوم 6061 نشان داده شده است. ژو و همکاران [۱۲] از مدل شکست برشی لو و با آزمون کشش هندسه‌های مختلف، خواص شکست ورق

³ Phenomenological

سخت‌شوندگی مواد را از طریق این مدل ارائه داد. اما با توجه به نتایج گرجی و مور [۲۰] در مواردی که اندازه کرنش‌ها فراتر از آزمون‌های کشش تک‌محوری باشد، انحراف تنش پیش‌بینی شده توسط این مدل از واقعیت رفتاری ماده بیشتر می‌شود و دقت خود را از دست می‌دهد. در این پژوهش دقت سه مدل سخت‌شوندگی هولومن، سوئیفت و ووک برای تبیین رفتار سخت‌شوندگی آلیاژ آلومینیومی 6061-T6 بررسی شده و برای شبیه‌سازی عددی دقیق‌ترین آن‌ها انتخاب شده است. رابطه سخت‌شوندگی این سه معیار به ترتیب در روابط (۲) تا (۴) ارائه شده است.

$$\bar{\sigma} = k\bar{\epsilon}_p^n \quad (2)$$

$$\bar{\sigma} = k(\epsilon_0 + \bar{\epsilon}_p)^n \quad (3)$$

$$\bar{\sigma} = A + H(1 - e^{-\beta\bar{\epsilon}_p}) \quad (4)$$

که k ضریب استحکام ماده، n توان کرنش سختی، ϵ_0 کرنش اولیه می‌باشند و مربوط به معادله هولومن و سوئیفت هستند. از طرفی دیگر β, A, H ثابت‌های مربوط به مدل ووک می‌باشند. همچنین $\bar{\sigma}, \bar{\epsilon}_p$ به ترتیب کرنش پلاستیک معادل و تنش معادل می‌باشند. در قسمت مربوط به آزمایش‌های تجربی، کالیبره کردن ضرایب مدل سخت‌شوندگی و نتایج آن ارائه شده است.

۲-۳- معیار شکست

مدل‌های شکست کوپل با رفتار پلاستیکی ماده دارای پیچیدگی بیشتری هم در فرایند کالیبراسیون ثابت‌های ماده و هم در پیاده‌سازی مدل در فرایندهای شکل‌دهی می‌باشند؛ بنابراین صحت پیش‌بینی نهایی زمانی قابل اتکا خواهد بود که این دو مرحله با دقت کافی اجرا شده باشد. از طرف دیگر، در مدل‌های شکست غیر کوپل، فرایند کالیبراسیون ثابت‌های ماده و پیاده‌سازی مدل نسبتاً ساده‌تر می‌باشد و این مطلب سبب توجه زیادی از پژوهشگران و حتی صنعتگران این حوزه به خود شده است. مدل‌های شکست متعددی در دهه‌های اخیر معرفی و توسعه داده شده‌اند؛ در واقع هر مدل شکستی به جنبه‌ای از فرایند تغییر شکل و شکست می‌پردازد. برای مثال در مدل کاکرافت-لاتام [۲۱] اثر تنش نرمال بیشینه در محاسبات آسیب به صورت $\int_0^{\epsilon_f} \sigma_1 d\bar{\epsilon}$ ، در نظر گرفته شده است در حالیکه اوه [۲۲] با اضافه کردن اثر تنش معادل؛ ثابت ماده را به صورت

پدیدارشناختی شکست کوچ به بررسی خواص پلاستیسیته و شکست ورق آلیاژی آلومینیومی 6061-T6 پرداخته شده است. همچنین از ترکیب هندسه‌هایی متفاوت با تحقیقات پیشین به منظور اعمال وضعیت تنش متنوع بر روی ورق در آزمون‌های تجربی استفاده شده است. در این پژوهش، مدل جدید پدیدارشناختی شکست کوچ که در آن علاوه بر اثر میکرو مکانیزم‌های رشد و جوانه‌زنی حفره‌ها بر شکست، اثر تشکیل حفره‌های ثانویه نیز در نظر گرفته شده، از طریق زیر برنامه VUSDFLD به نرم‌افزار آباکوس معرفی شده و تمام آزمون‌های تجربی در این نرم‌افزار شبیه‌سازی شده است. در ادامه، با روش هیبرید تجربی- عددی و با تکیه بر نتایج آزمون‌های تجربی، ثابت‌های مدل شکست جدید برای ورق آلیاژی محاسبه شده است و به بررسی ناحیه تغییر شکل در نمونه‌های مورد آزمایش پرداخته شده است. همچنین در انتها، کاربرد مدل شکست کالیبره شده بررسی شده و از آن، برای پیش‌بینی شکست در تست کشش یک هندسه متفاوت استفاده شده است.

۲- رفتار ماده

۲-۱- مدل پلاستیسیته

این پژوهش بر روی ورق آلومینیومی آلیاژی 6061-T6 انجام شده است. روابط اصلی به کار گرفته شده جهت بررسی تغییر شکل ماده را می‌توان در سه بخش جای داد: (۱) پلاستیسیته، (۲) سخت‌شوندگی و (۳) شکست. جهت تبیین رفتار پلاستیسیته ماده می‌توان به توجه به پژوهش‌های انجام شده و همچنین با توجه به نتایج تجربی به دست آمده، از مدل‌های ارائه شده موجود استفاده کرد. در مطالعه حاضر، از معیار تسلیم ون میسز برای تعیین سطح تسلیم ورق استفاده شده که رابطه آن در معادله (۱) ارائه شده است.

$$\sigma_y = \frac{1}{\sqrt{2}}[(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 6(\sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2 + \sigma_{12}^2)]^{\frac{1}{2}} \quad (1)$$

که در این رابطه σ_{ij} اجزاء تانسور تنش و σ_y تنش تسلیم ورق است.

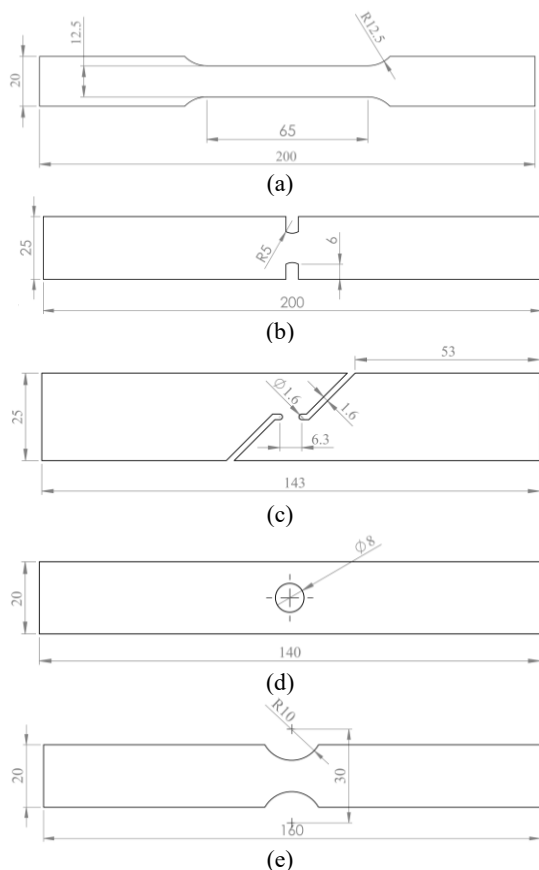
۲-۲- سخت‌شوندگی ماده

بعد از تسلیم ماده، ادامه فرایند بارگذاری منجر به کرنش سختی در ورق می‌شود. در بین انواع مدل‌های سخت‌شوندگی، مدل سوئیفت برای آلیاژهای آلومینیوم کاربرد بیشتری دارد و می‌توان با خطای کمی رفتار

جمله $\left(\eta + \frac{3-\mu}{3\sqrt{\mu^2+3}} + \frac{1}{\sqrt{\mu^2+3}}\right) C_2$ دیده شده است و لذا می‌توان اثر تغییر شرایط بارگذاری و یا هندسه را با استفاده از این جمله ارزیابی کرد. همچنین اثر حفره‌های ثانویه و چرخش آن‌ها، در مرحله به هم پیوستن حفره‌ها، نیز با جمله $\left(\frac{3+\sqrt{3}C_3}{\sqrt{\mu^2+3}} - C_3\right)$ در این مدل شکست لحاظ شده است. همان طور که دیده می‌شود در این عبارت فقط پارامتر لود که در واقع با تنش برشی ارتباط دارد، اثر داده شده است.

۳- آزمایش‌های تجربی

ورق آلومینیومی آلیاژی 6061-T6 با ضخامت 1mm جهت انجام آزمایش‌های تجربی انتخاب گردید. به منظور فراهم آوردن شرایط مختلفی از تنش سه محوری، هندسه‌هایی طبق شکل (۱) از ورق اصلی برش داده شد.



شکل ۱- هندسه‌های آزمون‌های کشش (a) نمونه کشش تک‌محوری استاندارد، (b) نمونه کرنش صفحه‌ای، (c) نمونه برش در صفحه، (d) نمونه سوراخ دار، (e) نمونه شیاردار (واحد ابعاد mm است.)

شکل (a-۱) مربوط به هندسه تست کشش تک‌محوری^۴ (UT) استاندارد ASTM E08-04 است که در این هندسه

با در نظر گرفتن تنش نرمال بیشینه، در واقع اثر تنش سه محوری در محدوده مقادیر بالای تنش سه محوری بر روی آسیب دیده می‌شود. در کنار تنش نرمال بیشینه، تنش برشی بیشینه نیز در محاسبات آسیب حضور داشته است. در این حالت فرض می‌شود در لحظه‌ای که تنش برشی بیشینه در ماده به ثابت ماده می‌رسد، شکست شروع می‌شود. ویرزبکی و همکاران [۲۳] نشان دادند که مدل تنش برشی بیشینه نیز انطباق قابل قبولی با نتایج تجربی شکست آلیاژ آلومینیوم Al2024 دارد. همچنین والانو و همکاران [۲۴] نشان داد که در بارگذاری دو محوری، مدل مبتنی بر تنش برشی بیشینه پیش‌بینی دقیق تری از کرنش شکست نسبت به مدل‌های دیگر دارد. در مطالعه حاضر، از مدل شکست غیر کوپل کواچ [۱۹] استفاده شده است که هر دو عامل اصلی رشد و گسترش خرابی در ماده را در نظر می‌گیرد. در این مدل، کرنش شکست از رابطه (۵) به دست می‌آید:

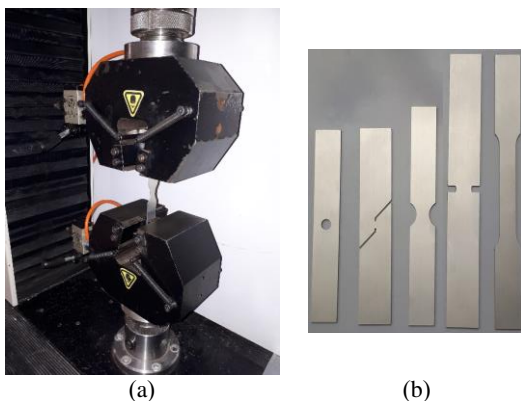
$$\bar{\epsilon}_f = \frac{C_1}{\left(\frac{\sigma_1}{\sigma} + \frac{\tau_{max}}{\sigma}\right) C_2 \left[(3 + \sqrt{3}C_3) \frac{\tau_{max}}{\sigma} - C_3\right]} \quad (5)$$

در این رابطه C_1, C_2, C_3 ثابت‌های ماده می‌باشند. در این مدل، اثر تنش نرمال بیشینه و تنش برشی بیشینه به ترتیب با عبارت‌های $\frac{\sigma_1}{\sigma}$ و $\frac{\tau_{max}}{\sigma}$ در نظر گرفته شده است. همان طور که دیده می‌شود در این رابطه مولفه‌های تنش نرمال حضور دارند و از نگاه میکروسکوپی، می‌توان ارتباط بین کرنش شکست و تنش‌های برشی و نرمال را درک کرد. از طرفی دیگر، می‌توان این مدل شکست را با استفاده از دو مولفه تنش سه محوری (η) و پارامتر لود (μ) نیز بیان کرد. برای این منظور می‌توان از روابط ارائه شده توسط بای و ویرزبکی [۲۵] استفاده کرد. در شرایط جدید معادله تعیین کرنش شکست به صورت معادله (۶) بدست می‌آید:

$$\bar{\epsilon}_f = \frac{C_1}{\left(\eta + \frac{3-\mu}{3\sqrt{\mu^2+3}} + \frac{1}{\sqrt{\mu^2+3}}\right) C_2 \left(\frac{3+\sqrt{3}C_3}{\sqrt{\mu^2+3}} - C_3\right)} \quad (6)$$

در بررسی شکست، مشخص شده است که تنش نرمال بیشینه و تنش برشی، بر روی شکل و اندازه حفره‌های در حال رشد اثر می‌گذارند. در مدل شکست مورد استفاده، به منظور تبیین شرایط میکروسکوپی، این تأثیر با استفاده از

⁴ Uniaxial Tension (UT)



شکل ۲- (a) ستاپ آزمایش‌های تجربی (b) یک نمونه از هر هندسه جهت آزمون کشش.

۴- مدل‌سازی فرایند

به منظور بررسی دقیق‌تر تغییرات تنش و کرنش در طی فرایند کشش نمونه‌ها و کالیبراسیون مدل شکست از نرم‌افزار اجزای محدود آباکوس استفاده شد. به منظور مشاهده ترک تمامی هندسه‌ها بدون در نظر گرفتن تقارن هندسی مدل شدند البته طولی از نمونه‌ها که برای گیره بندی توسط فک‌های دستگاه کشش می‌باشد، جهت کاهش زمان تحلیل، در قسمت مدل‌سازی در نظر گرفته نشد. همانند آزمون‌های کشش، یک سر نمونه‌ها ثابت شد و جابجایی به سر دیگر نمونه‌ها اعمال گردید. با توجه به طبیعت فرایند از حلگر صریح^۹ نرم‌افزار استفاده گردید و رفتار پلاستیک ورق با استفاده از نتایج تجربی ارائه شده در شکل (۷) وارد نرم‌افزار شد.

جهت محاسبه اندازه میزان آسیب در هر فریم از شبیه‌سازی از رابطه (۷) استفاده گردید:

$$D = \int_0^{\bar{\epsilon}_f^p} \frac{1}{\epsilon(\eta, L)} d\epsilon \quad (7)$$

در این رابطه $\epsilon(\eta, L)$ توسط معادله (۶) مدل شکست معرفی گردید. با توجه به استفاده از یک مدل شکست جدید، از کدنویسی در قالب زیربرنامه VUSDFLD جهت تعریف این مدل و معرفی آن به نرم‌افزار آباکوس استفاده گردید. با توجه به فرمولاسیون مدل شکست، در این کد نویسی زیر برنامه لازم است که تنش سه محوری و پارامتر لود محاسبه شوند. همچنین به منظور افزایش دقت محاسبات و در نظر گرفتن تاثیر تغییر شکل در کل طول

شرایط کشش تک‌محوری در طول گیج نمونه ایجاد می‌شود. همچنین شکل (b-۱) مربوط به هندسه تست کشش تک‌محوری برای ایجاد شرایط نزدیک به کرنش صفحه‌ای^۵ (PS) و شکل (c-۱) برای ایجاد شرایط نزدیک به برش خالص در صفحه^۶ (IS) طراحی شده است. همچنین برای داشتن شرایط تنش بین دو حالت گفته شده، از نمونه با سوراخ مرکزی^۷ (CH) طبق هندسه شکل (d-۱) استفاده شده است. شایان ذکر است که بعد از کالیبراسیون مدل شکست، از کشش نمونه با شیار^۸ (NS)، شکل (e-۱)، برای صحت‌گذاری مدل استفاده شده است. همچنین جهت حفظ خواص ورق و جلوگیری از اثر نامطلوب روش‌های مختلف برش، روش وایرکات برای برش نمونه‌ها به کار گرفته شد. همان طور که در شکل (۲) نشان داده شده است، آزمون‌های کشش با استفاده از دستگاه تست کشش سنتام با فک‌های پنوماتیکی انجام شد. از طرفی آزمون‌های هر هندسه جهت بررسی تکرار پذیری نتایج، حداقل سه مرتبه تکرار گردید. با توجه به اینکه در مدل شکست کوچک اثر نرخ کرنش در نظر گرفته نمی‌شود و از طرفی دیگر، با توجه به اثر نرخ کرنش بر روی رفتار تنش کرنش ماده، آزمون کشش هندسه‌های مختلف باید با نرخ کرنش ثابت انجام بگیرند. نرخ کرنش در آزمون کشش یک محوری 0.001 1/s انتخاب و با توجه به طول گیج، سرعت حرکت فک متحرک دستگاه تست کشش یک محوری 3 mm/min انتخاب شد و تمام آزمون‌ها در دمای محیط انجام گرفت. همچنین با استفاده از مدل المان محدود و بررسی تغییرات کرنش محوری نسبت به زمان برای هندسه‌های مختلف، سرعت جابجایی آن‌ها طوری بدست آمد که نرخ کرنش با آزمون‌های کشش یک محوری یکسان باشد. به این صورت سرعت کشش نمونه‌های مختلف به صورت جدول ۱ انتخاب گردید.

جدول ۱- سرعت فک دستگاه کشش در آزمون‌های کشش یک محوری برای هندسه‌های مختلف.

UT	PS	IS	CH	NS	اسم نمونه
3	0.7	0.5	0.5	1	سرعت کشش (mm/min)

^۹ Explicit

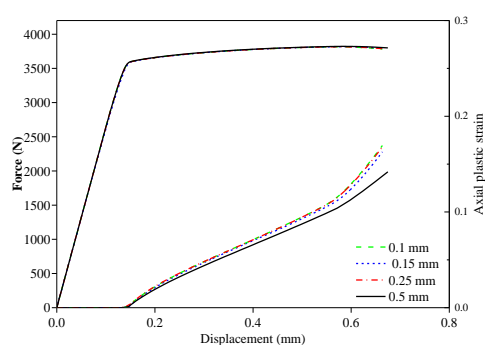
^۵ Plane Strain (PS)

^۶ In-plane Shear (IS)

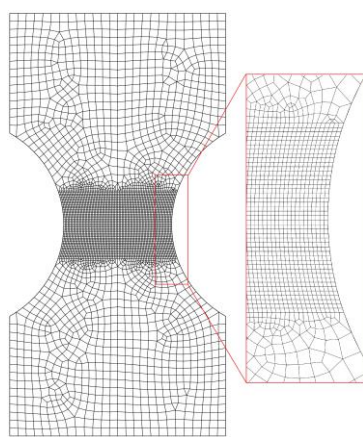
^۷ Central Hole (CH)

^۸ Notched Specimen (NS)

اشاره، اثری بر روی اندازه نیروهای کشش ندارد و منحنی نیرو-جابجایی در حالت‌های مورد بررسی منطبق بر روی هم است. اما از طرفی دیگر، با تغییر اندازه المان مش‌زنی، توزیع کرنش پلاستیک نیز تغییر می‌کند. این تغییرات برای المان‌های مرکزی هندسه طبق شکل (۳-ا) ارائه شده است. با توجه به تغییرات کرنش محوری در مرکز نمونه‌ها و انطباق نتایج برای المان‌هایی با اندازه 0.15 mm و 0.1 mm ، جهت کاهش زمان محاسبات، از حالت سوم که در شکل (۳-ب) نشان داده شده است (اندازه المان 0.15 mm با نه المان در راستای ضخامت) در تمام شبیه‌سازی‌ها استفاده گردید.



(a)



(b)

شکل ۳- (a) منحنی‌های نیرو-جابجایی و کرنش محوری-جابجایی در تست کشش نمونه شیاردار NT با اندازه المان‌های متفاوت، (b) مش‌بندی نمونه شیاردار NT با المان 0.15 mm .

به این صورت مش‌بندی نمونه‌های مختلف برش صفحه‌ای، نمونه با سوراخ مرکزی و نمونه کرنش صفحه‌ای به ترتیب به صورت شکل (۴) تا شکل (۶) خواهد بود. با انجام شبیه‌سازی‌های مقدماتی مناطق تغییر شکل زیاد نمونه‌های مختلف شناسایی شد و با پارتیشن‌بندی هوشمند، سعی گردید تا هندسه المان در این مناطق به صورت مربعی

فرایند کشش، میانگینی از این دو پارامتر از طریق روابط (۸) و (۹) اعمال می‌گردد:

$$\eta_{ave} = \frac{1}{\bar{\epsilon}_p^u} \int_0^{\bar{\epsilon}_p^u} \eta(\bar{\epsilon}_p) d\bar{\epsilon}_p \quad (8)$$

$$\mu_{ave} = \frac{1}{\bar{\epsilon}_p^u} \int_0^{\bar{\epsilon}_p^u} \mu(\bar{\epsilon}_p) d\bar{\epsilon}_p \quad (9)$$

در این روابط η_{ave} و μ_{ave} به ترتیب تنش سه محوری میانگین و پارامتر لود میانگین هستند که برای المان بحرانی در طول فرایند کشش محاسبه می‌شوند و در رابطه مدل شکست مورد استفاده قرار می‌گیرند. همچنین $\bar{\epsilon}_p$ و $\bar{\epsilon}_p^u$ به ترتیب کرنش پلاستیک معادل لحظه‌ای و کرنش پلاستیک معادل در انتهای فرایند برای المان مورد نظر می‌باشند. لازم به ذکر است المان بحرانی برای هر هندسه، در قسمت بعد توضیح داده شده است.

در بررسی فرایندهای مختلف شکل‌دهی ورق، متداول این است که از المان‌های S4R در مش‌زنی قطعه تحت تغییر شکل استفاده شود. اما دوناند و مور [۲۶] نشان دادند که در موارد بررسی کرنش‌هایی فراتر از کرنش گلوئی و مخصوصاً در نزدیکی کرنش‌های شکست، استفاده از المان‌های C3D8R، که المانی سه بعدی با هشت گره و انتگرال گیری کاهشی است نتایج دقیق تری را بدست می‌دهد. لذا در این پژوهش نیز از این المان در تمام شبیه‌سازی‌ها استفاده شد. به منظور تعیین اندازه المان مش‌زنی نمونه‌ها، آنالیز حساسیت به اندازه مش در چهار حالت زیر بر روی نمونه NT صورت گرفت:

(۱) اندازه المان 0.5 mm با دو المان در راستای ضخامت

ورق

(۲) اندازه المان 0.25 mm با چهار المان در راستای

ضخامت ورق

(۳) اندازه المان 0.15 mm با نه المان در راستای ضخامت

ورق

(۴) اندازه المان 0.1 mm با شانزده المان در راستای

ضخامت ورق

در حین مش‌زنی نمونه‌ها، با پارتیشن بندی مناسب، تلاش بر این بوده است که المان‌های مربعی در صفحه ایجاد شود. تغییرات کرنش در راستای کشش المان میانی در چهار وضعیت اشاره شده بدست آمد. همان طور که در شکل (۳-ا) ارائه شده است، تغییر اندازه المان در محدوده مورد

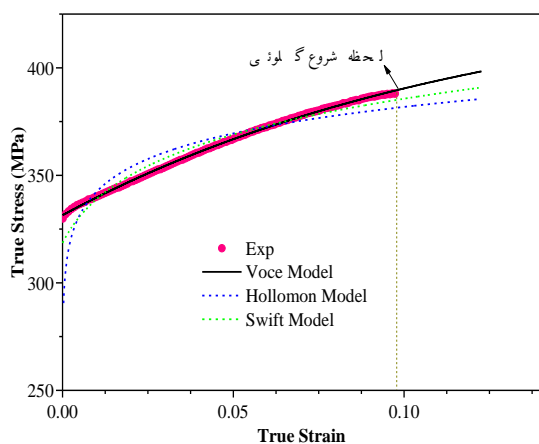
۵- بحث و بررسی نتایج

۵-۱- کالیبراسیون مدل سخت شونده

با استفاده از نتایج تست کشش تک محوری بر روی نمونه های استاندارد، رفتار تنش کرنش واقعی ورق آلومینیومی به دست آمد. آزمون های کشش نشان می دهد تنش مهندسی تا اندازه 350.8 MPa افزایش یافته است. در این نقطه کاهش سطح مقطع، غالب بر کرنش سختی ورق می شود و گلوئی شدن در کرنش 0.096 اتفاق می افتد و تا شروع شکست و کرنش 0.12، فرایند کشش نمونه ادامه پیدا می کند. در شکل (۷) منحنی تنش کرنش واقعی ورق ارائه شده است. همچنین ضرایب سه مدل سخت شونده هولومن، سوئیفت و ووک بر اساس نتایج این آزمون های تجربی به دست آمد. با توجه به استفاده از روش کمینه سازی حداقل مربعات و محاسبه ضریب تعیین R^2 برای هر مدل، مدل ووک بهترین انطباق با نتایج تجربی را دارد و به همین دلیل از این مدل سخت شونده در تعریف رفتار ماده تمام شبیه سازی ها، استفاده گردید.

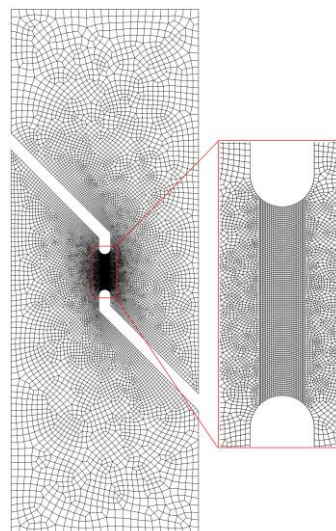
جدول ۲- مدل های سخت شونده کالیبره شده ورق آلومینیوم آلیاژی 6061-T6

مدل سخت شونده	مدل کالیبره شده	R^2
ووک	$\bar{\sigma} = 331.5 + 106.5(1 - e^{-8.07\bar{\epsilon}_p})$	0.99
سوئیفت	$\bar{\sigma} = 451(0.007 + \bar{\epsilon}_p)^{0.07}$	0.96
هولومن	$\bar{\sigma} = 425.7\bar{\epsilon}_p^{0.05}$	0.62

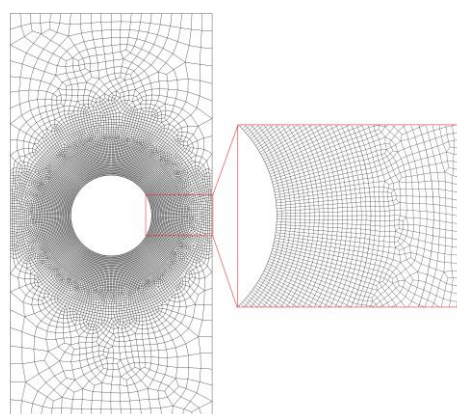


شکل ۷- منحنی تنش-کرنش پلاستیک ورق آلومینیوم آلیاژی 6061-T6 و مدل های سخت شونده هولومن، سوئیفت و ووک.

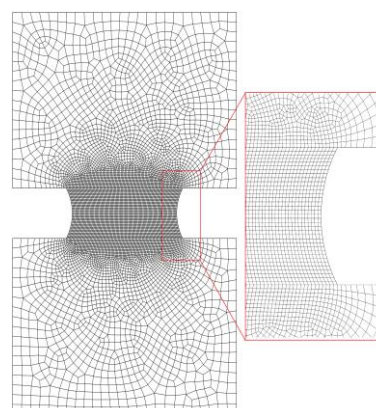
ساختاریافته^{۱۰} باشد. این در حالی است که در نواحی دور از منطقه تغییر شکل اصلی، جهت کاهش زمان شبیه سازی، اندازه المان ها از یک شروع می شود و به تدریج تا اندازه مطلوب 0.15 mm کاهش می یابد.



شکل ۴- مش بندی هندسه تست کشش برش صفحه ای IS.



شکل ۵- مش بندی هندسه تست کشش نمونه با سوراخ مرکزی CH.



شکل ۶- مش بندی هندسه تست کشش کرنش صفحه ای PS.

¹¹ Coefficient of Determination

¹⁰ Structured

۵-۲- کالیبراسیون مدل شکست

به منظور کالیبراسیون ثابت‌های مدل شکست ورق آلومینیومی Al6061-T6، از روش هیبریدی عددی-تجربی استفاده شده است. در این روش منحنی‌های نیرو-جابجایی از آزمون‌های تجربی و شبیه‌سازی‌های عددی استخراج می‌شود و پس از صحت‌گذاری بر درستی مدل عددی و انطباق رفتار ماده با آزمون تجربی، کرنش شکست هندسه مورد بررسی به دست می‌آید. همچنین در پژوهش‌های مشابه [۲۷،۲۸] از روش همبستگی تصویر دیجیتال^{۱۲} به منظور صحت‌گذاری بر روی مدل عددی و بررسی توزیع کرنش‌های سطحی استفاده می‌شود. با این حال، دونالد و مور [۲۶] نشان دادند که کرنش پلاستیک معادل المان بحرانی را در لحظه شروع شکست آزمون‌های تجربی می‌توان به عنوان کرنش شکست در نظر گرفت و در این پژوهش نیز از این فرض استفاده شده است.

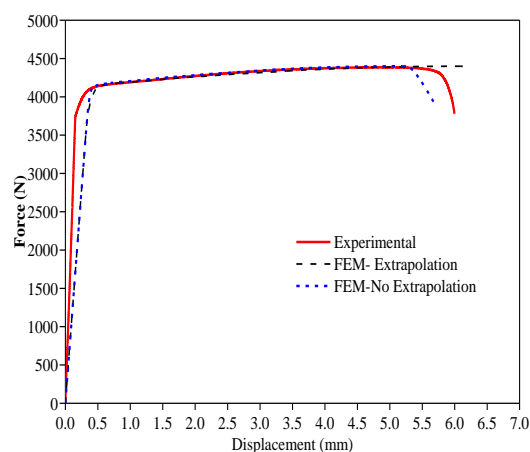
با توجه به حضور سه ثابت ماده در رابطه (۶) کرنش شکست، از آزمون کشش سه هندسه متفاوت جهت تعیین مقادیر آنها استفاده شده است. طراحی و انتخاب این سه هندسه به صورتی است که محدوده مناسبی از تنش سه محوری را پوشش دهد. به منظور ایجاد تنش سه محوری نزدیک به مقدار صفر، از هندسه IS (شکل ۱-۱) استفاده شده است. همچنین در این نمونه‌ها با توجه به عدم تغییر ضخامت باند برشی، المان بحرانی در این نمونه بر روی سطح نمونه و در مرکز باند برشی آن در نظر گرفته شده است. از طرفی دیگر، برای رسیدن به مقادیر تنش سه محوری بالا از هندسه PS (شکل ۱-۲) در آزمون‌های کشش استفاده شده است. در این هندسه، المان مرکزی در وسط نمونه به عنوان المان بحرانی انتخاب شده است؛ در شرایط نزدیک به کرنش صفحه‌ای در محل تغییر شکل، تنش سه محوری به مقدار $\frac{2}{3}$ نزدیک می‌شود. همچنین برای ایجاد تنش سه محوری بین این مقادیر از کشش نمونه با سوراخ دایره‌ای (شکل ۱-۳) استفاده شده است. در نمونه‌های CH، المان بحرانی با فاصله ۰.۱۵ میلی‌متر از لبه دایره‌ای و در مرکز ضخامت نمونه انتخاب شده است.

۵-۲-۱- بررسی نمونه IS

در شکل (۹) تغییرات کرنش پلاستیک معادل برای المان بحرانی نمونه IS به همراه منحنی نیرو-جابجایی برای این

هر کدام از آزمون‌های کشش حداقل سه مرتبه تکرار گردید. بررسی نتایج نشان می‌دهد که منحنی نیرو-جابجایی حاصل از هر سه آزمون تا نقطه گلوئی بر روی هم می‌افتد که نشان دهنده تکرارپذیری آزمون است. اما بعد از نقطه گلوئی، نتایج کشش تک‌محوری با یکدیگر در برخی نمونه‌ها اختلاف دارند که نشان دهنده تغییر ناهمگن و توسعه غیریکنواخت عیوب بعد از بروز گلوئی است که در طول گیج ۵۰ mm اجتناب‌ناپذیر است؛ لذا میانگینی از نتایج حاصل از آزمون‌های تجربی جهت استفاده در فرایند کالیبراسیون ثابت‌های مدل ماده در نظر گرفته شده است.

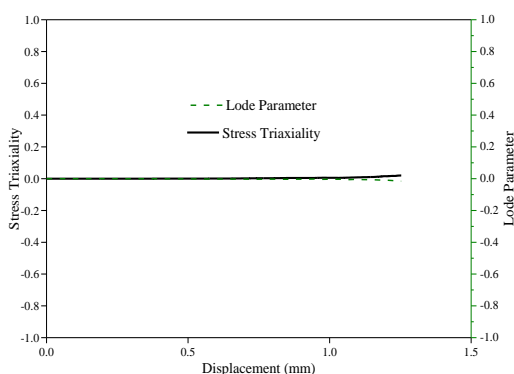
شکل (۸) منحنی نیرو-جابجایی حاصل از تست کشش یک محوری استاندارد و همچنین شبیه‌سازی عددی را در دو حالت با و بدون در نظر گرفتن سخت‌شوندگی بعد از لحظه گلوئی شدن نشان می‌دهد. همان‌طور که دیده می‌شود در حالتی که بعد از شروع گلوئی، سخت‌شوندگی در شبیه‌سازی در نظر گرفته نشود، بعد از رسیدن به لحظه گلوئی، اندازه نیروی کشش افت پیدا می‌کند. در واقع در این حالت سطح تنش در ماده تغییر نمی‌کند و با ادامه فرایند کشش و کاهش سطح مقطع، اندازه نیرو افت پیدا می‌کند. از طرفی با در نظر گرفتن سخت‌شوندگی بعد از لحظه گلوئی، روند تغییرات نیرو منطبق بر نتایج تجربی می‌شود. البته همان‌طور که در منحنی‌های نشان داده شده مشهود است لحظه افت نیرو و شروع شکست در مدل عددی در این شبیه‌سازی اعمال نشده است.



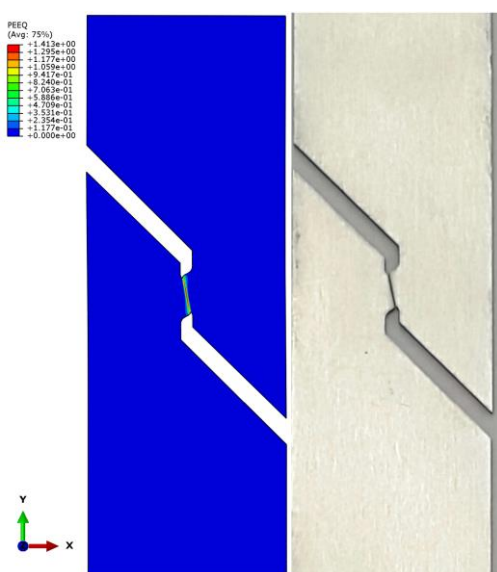
شکل ۸- منحنی نیرو-جابجایی تست کشش یک محوری استاندارد حاصل از آزمون تجربی، شبیه‌سازی با سخت‌شوندگی مدل ووک تا لحظه گلوئی و بعد از لحظه گلوئی.

¹² Digital Image Correlation (DIC)

صفحه‌ای در دو راستای X و Y غالب هستند.



شکل ۱۰- تغییرات تنش سه محوری و پارامتر لود المان بحرانی در نمونه IS.

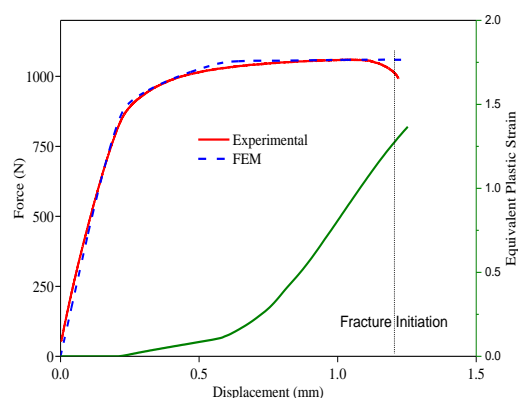


شکل ۱۱- توزیع کرنش پلاستیک معادل در نمونه تست کشش IS در لحظه شروع شکست در آزمایش تجربی.

۵-۲-۲- بررسی نمونه PS

با توجه به هندسه طراحی شده برای این تست، مرکز نمونه با کاهش ضخامت روبرو می‌شود و شرایط نزدیک به کرنش صفحه‌ای در مرکز نمونه رخ می‌دهد. در این حالت در راستای اعمال نیرو کرنش مثبت و در راستای ضخامت ورق کرنش منفی به وجود می‌آید و المان بحرانی المان مرکزی انتخاب می‌شود. از طرفی بررسی نتایج مدل المان محدود نشان می‌دهد که این المان دارای کرنش پلاستیک معادل بیشینه نیز است. شکل (۱۲) نشان دهنده تغییرات کرنش پلاستیک معادل المان بحرانی در طول تغییر شکل و کشش نمونه است. همچنین منحنی نیرو-جابجایی به دست آمده از آزمون‌های تجربی و شبیه‌سازی عددی در این شکل نشان داده شده است. انطباق مناسب نتایج عددی و تجربی در این

نمونه ترسیم شده است. همان طور که مشاهده می‌شود نتایج به دست آمده از تغییرات نیرو در طول جابجایی برای مدل المان محدود انطباق قابل توجهی با نتایج تجربی دارد به طوری که در هر دو آزمون تجربی و عددی، بیشترین نیروی کشش معادل با ۱۰۵۹N به دست آمده است. از این لحظه به بعد نرم شوندگی در ماده اتفاق می‌افتد و نیروی کشش افت پیدا می‌کند تا به نقطه گسیختگی کامل می‌رسد. کرنش پلاستیک معادل با افزایش نیرو و ازدیاد طول نمونه افزایش پیدا می‌کند که البته این تغییرات در ابتدا با شیب آرام و سپس شدیدتر می‌گردد. کرنش مربوط به لحظه شروع شکست به عنوان کرنش شکست در نظر گرفته می‌شود و در کالیبراسیون مدل شکست از آن استفاده می‌شود.

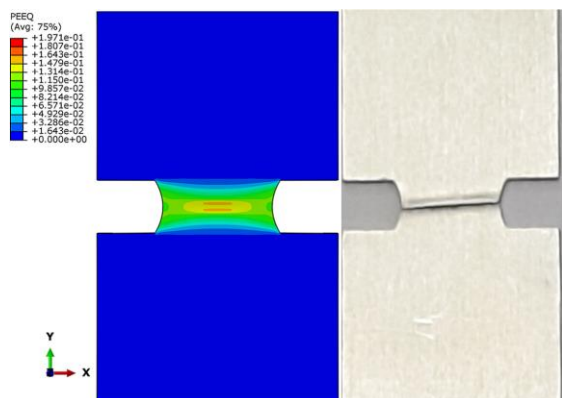


شکل ۹- تغییرات کرنش پلاستیک معادل و منحنی نیرو-جابجایی تست کشش نمونه IS در آزمون تجربی و شبیه‌سازی عددی.

طبق رابطه (۶) جهت کالیبراسیون مدل شکست از مقادیر میانگین دو پارامتر لود و تنش سه محوری باید استفاده شود. تغییرات این دو پارامتر در شکل (۱۰) برای المان بحرانی نمونه IS بدست آمده است. همان طور که انتظار می‌رود و طبق طراحی نمونه، مقادیری نزدیک به صفر برای این دو پارامتر بدست آمده است. صرف نظر از روند تغییرات این دو متغیر در طول فرایند کشش، مقدار دو پارامتر در لحظه شکست جهت کالیبراسیون مدل شکست مورد استفاده قرار گرفته است.

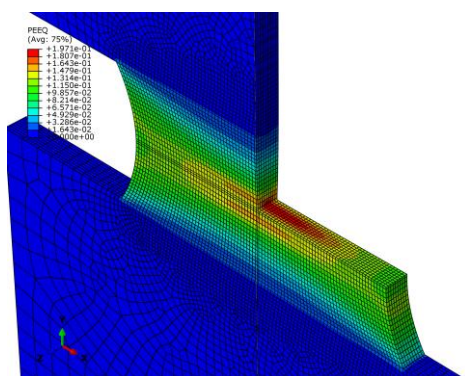
شکل (۱۱) نشان دهنده نمونه‌های تست شده بعد از شکست می‌باشد. همان طور که دیده می‌شود تمرکز کرنش پلاستیک در این هندسه در منطقه گیج باعث شده است که سطح نیروی لازم برای شکست این نمونه کاهش پیدا کند. همچنین با توجه به هندسه طراحی شده، در راستای ضخامت کرنش ناچیزی اعمال می‌شود و کرنش‌های

می‌شود تجمع کرنش پلاستیک در وسط نمونه می‌باشد و شروع شکست نیز از این منطقه خواهد بود.



شکل ۱۴- توزیع کرنش پلاستیک معادل در نمونه تست کشش PS در لحظه شروع شکست در آزمایش تجربی.

شکل (۱۵) تصویری از داخل هندسه PS را در فریم نشان داده شده در شکل قبل ارائه می‌کند. همان طور که در این شکل دیده می‌شود، سطح کرنش‌های پلاستیک در مرکز نمونه بالاتر از سطح بیرونی آن است و به همین دلیل المان بحرانی همان المانی میانی هندسه انتخاب شده است. در واقع در مرکز نمونه به دلیل هندسه طراحی شده، در راستای ضخامت (Z) کرنش قابل ملاحظه‌ای ایجاد می‌شود در حالی که در راستای عمود بر کشش (راستای X) کرنش نزدیک به صفر خواهد بود.

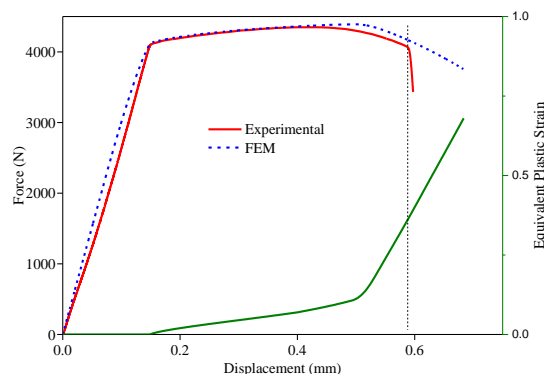


شکل ۱۵- نمای برش یافته‌ای از مرکز هندسه PS و توزیع کرنش پلاستیک معادل در آن.

۵-۲-۳- بررسی نمونه CH

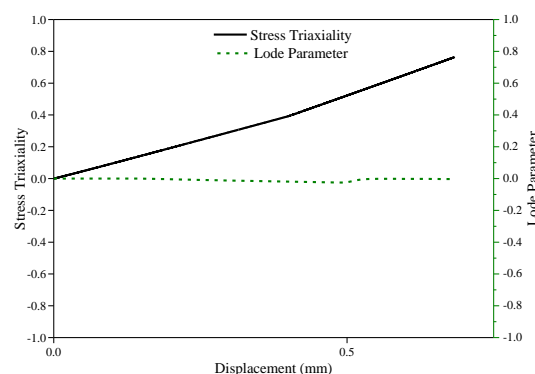
بررسی نمونه‌های آزمایشگاهی و المان محدود نشان می‌دهد که وضعیت بحرانی تغییر شکل و شکست بر روی خط تقارن افقی و در فاصله‌ای مابین لبه دایره‌ای و لبه بیرونی هندسه اتفاق می‌افتد. بررسی دقیق‌تر نشان داد که المان بحرانی با بیشترین کرنش معادل در لحظه بروز شکست در فاصله ۰.۱۵ میلیمتری از لبه دایره‌ای و در وسط نمونه قرار دارد.

تست استفاده از داده‌های عددی در کالیبره کردن مدل شکست را توجیه می‌کند. همچنین بیشترین نیروی ثبت شده از آزمون‌های تجربی در این تست برابر با ۴۳۴۸N است که بیشتر از چهار برابر نیروی تست کشش نمونه IS می‌باشد که در واقع به هندسه طراحی شده مربوط می‌شود.



شکل ۱۲- تغییرات کرنش پلاستیک معادل و منحنی نیرو-جابجایی تست کشش نمونه PS در آزمون تجربی و شبیه‌سازی عددی.

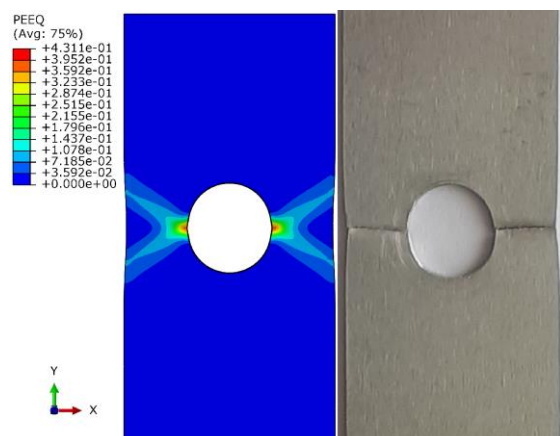
همانند نمونه IS در نمونه PS نیز از روابط (۸) و (۹) به ترتیب برای تعیین تنش سه محوری میانگین و پارامتر لود میانگین استفاده شده است. شکل (۱۳) نشان دهنده تغییرات این دو متغیر برای المان بحرانی در طول کشش می‌باشد. همان طور که انتظار می‌رود در این شرایط، تنش سه محوری میانگین از مقدار صفر فاصله می‌گیرد.



شکل ۱۳- تغییرات تنش سه محوری و پارامتر لود المان بحرانی در نمونه PS.

در شکل (۱۴) تصویر برش یافته‌ای نمونه کرنش صفحه‌ای PS بعد از تست کشش با نتایج مدل عددی نشان داده شده است. فریم انتخاب شده برای مدل عددی مربوط به لحظه شروع شکست است که در آن توزیع کرنش پلاستیک معادل برای المان‌ها نشان داده شده است. همان طور که دیده

در شکل (۱۸) نمونه CH بعد از آزمایش‌های تجربی نشان داده شده است. همان طور که دیده می‌شود شکست تقریباً بر روی صفحه تقارن افقی هندسه رخ داده است. همچنین بررسی توزیع کرنش پلاستیک معادل در این نمونه تاییدی بر این مطلب است و تمرکز کرنش بر روی صفحه تقارن این هندسه است به طوریکه همان طور که اشاره شد، همان بحرانی از یکی از المان‌های این صفحه می‌باشد.



شکل ۱۸- توزیع کرنش پلاستیک معادل در نمونه تست کشش CH در لحظه شروع شکست در آزمایش تجربی.

۵-۲-۴- تعیین ضرایب مدل شکست

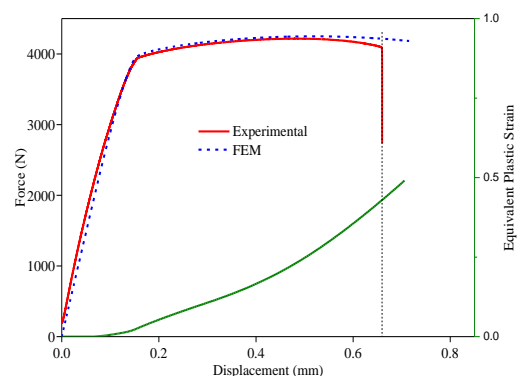
با توجه به سه تست با شرایط مختلف آزمون و تعیین تنش سه محوری و پارامتر لود در لحظه شکست و همچنین به دست آوردن کرنش شکست حال می‌توان مدل شکست ارائه شده را کالیبره کرد. برای این منظور می‌توان از رابطه کمینه‌سازی خطا طبق رابطه (۱۰) استفاده کرد:

$$E_f(C_1, C_2, C_3) = \text{Min} \left[\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left| \frac{\bar{\epsilon}_{f_{est},i} - \bar{\epsilon}_{f_{exp},i}}{\bar{\epsilon}_{f_{exp},i}} \right| \right] \quad (10)$$

که در این رابطه $\bar{\epsilon}_{f_{est},i}$ کرنش شکست تخمین زده شده توسط مدل شکست، $\bar{\epsilon}_{f_{exp},i}$ کرنش شکست بدست آمده از روش هیبرید تجربی-عددی و N تعداد آزمون‌های انجام گرفته است که در پژوهش حاضر سه آزمون مختص کالیبراسیون مدل شکست انجام گرفته است.

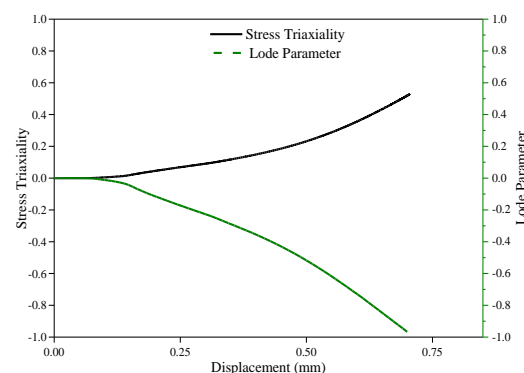
رابطه اشاره شده برای اولین بار توسط بانو [۲۹] برای تعیین مدل شکست ورق Al2024-T351 استفاده شد. همچنین مور و مارکادت [۹] و ون و محمود [۳۰] کاربردی بودن این روش را تایید کردند. با کمینه کردن تابع خطا در رابطه (۱۰) مقادیر کرنش شکست پیش بینی شده تا بیشترین امکان به مقادیر هر سه کرنش شکست در آزمون‌های تجربی

در شکل (۱۶) تغییرات کرنش پلاستیک معادل برای المان بحرانی در طول کشش ترسیم شده است. از طرفی منحنی نیرو-جابجایی حاصل از آزمایش‌های تجربی و شبیه‌سازی عددی در این شکل ارائه شده است. همان طور که ملاحظه می‌شود، انطباق مناسبی مابین داده‌های عددی و تجربی وجود دارد. همچنین حداکثر نیروی کشش آزمایشگاهی برابر با ۴۲۱۷N می‌باشد که نزدیک به بیشینه نیروی به دست آمده در تست کشش هندسه PS است.



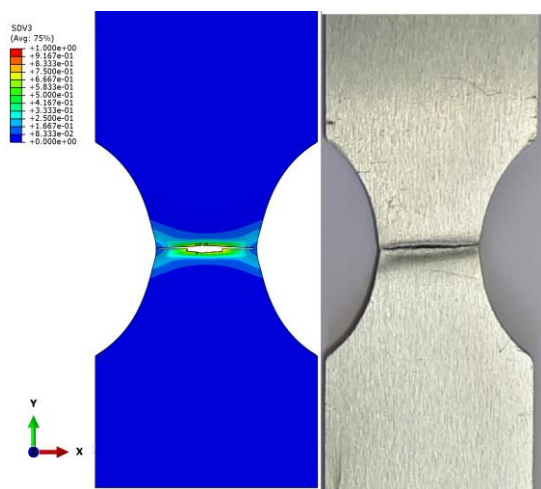
شکل ۱۶- تغییرات کرنش پلاستیک معادل و منحنی نیرو-جابجایی تست کشش نمونه CH در آزمون تجربی و شبیه‌سازی عددی.

تغییرات تنش سه محوری و پارامتر لود برای المان بحرانی اشاره شده نیز در شکل (۱۷) ترسیم شده است. به وضوح وضعیت جدیدی از تنش در هندسه CH ایجاد شده است و تغییرات تنش سه محوری بینابین دو هندسه قبلی است و همچنین پارامتر لود دارای مقادیر منفی است که مقدار آن از صفر پیوسته فاصله می‌گیرد و به عدد ۱- نزدیک می‌شود. چنین شرایطی دقت استفاده از مدل شکست در فرایندهای مختلف را بهبود می‌دهد چرا که در شرایط مختلفی از وضعیت تنش فرایند کالیبراسیون آن انجام می‌پذیرد.



شکل ۱۷- تغییرات تنش سه محوری و پارامتر لود المان بحرانی در نمونه CH.

نقطه شکست در دو حالت آزمون تجربی و شبیه سازی عددی نشان داده شده است. همان طور که مشاهده می شود موقعیت شکست در مرکز نمونه به درستی توسط مدل عددی پیش بینی شده است. در این حالت خاص، تمرکز کرنش پلاستیک در وسط هندسه طراحی شده رخ می دهد و باعث سرعت بخشیدن در مراحل مختلف بروز شکست می شود. علاوه بر موقعیت شکست، مقایسه نتایج نشان می دهد که جابجایی منجر به بروز شکست نیز در مدل عددی با دقت بسیار خوب و خطای ۲.۵۶٪ به دست آمده است.



شکل ۲۰- پیش بینی شکست در نمونه NS ورق Al6061-T6 با استفاده از مدل کالیبره شده کوچک.

با توجه به اینکه از وضعیت های تنش متفاوتی برای تعیین ثابت های مدل شکست استفاده شد، می توان از مدل به دست آمده در پیش بینی شروع شکست فرایندهای مختلف شکل دهی ورق نیز استفاده کرد. در این میان، استفاده از این مدل در فرایندهایی مانند کشش عمیق چندمرحله ای ورق و یا شکل دهی تدریجی ورق که نسبت کرنش ها در طول فرایند تغییر می کند، کاربردی تر خواهد بود. از این رو، در ادامه پژوهش جاری، استفاده از مدل کوچک در فرایندهای مختلف شکل دهی بررسی و ارزیابی خواهد شد. از طرفی دیگر نیز توجه به این نکته ضروری است که این مدل شکست اثر پارامترهایی مانند نرخ کرنش و یا تغییرات دما را در شروع شکست در نظر نمی گیرد. لذا در صورتی که اثر این متغیرها بر روی فرایند شکل دهی ورق مؤثر باشد، بایستی از مدل های شکست مناسب استفاده کرد.

۶- نتیجه گیری

در این پژوهش به منظور مشخصه یابی خواص پلاستیسیته

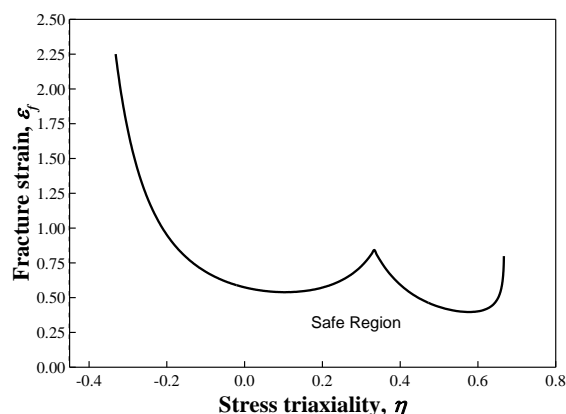
انجام گرفته نزدیک می شوند. بر مبنای رابطه (۶) و با استفاده از مقادیر تنش سه محوری میانگین و پارامتر لود میانگین، برای انجام این عملیات از جعبه ابزار برازش نرم افزار متلب استفاده گردید. به این ترتیب با کمینه کردن تابع خطای E_f ، ضرایب مدل شکست به صورت جدول ۳ به دست می آید:

جدول ۳- ضرایب کالیبره شده مدل شکست کوچک برای ورق

Al6061-T6

ضرایب مدل مقادیر	C_1	C_2	C_3
	۱.۱۳۳	۰.۹۱۰	۴.۲۵۷

حال با استفاده از این ضرایب می توان مدل شکست را تعریف کرد. با استفاده از ضرایب کالیبره شده، جابجایی شکست سه نمونه مورد استفاده با شبیه سازی عددی نیز به دست آمد که همراه با خطای میانگین ۲.۱٪ برای این سه نمونه بود. برای تبیین مدل شکست معمولاً مدل به دست آمده در فضای کرنش شکست و تنش سه محوری ترسیم می شود که در شکل (۱۹) این مدل ارائه شده است.



شکل ۱۹- مدل شکست کوچک کالیبره شده برای ورق Al6061-T6 در فضای تنش سه محوری و کرنش شکست.

۵-۲-۵- بررسی مدل شکست در تست کشش هندسه NS

به منظور بررسی کاربرد مدل شکست کالیبره شده، تست کشش هندسه ای متفاوت با هندسه های استفاده شده در فرایند کالیبراسیون انتخاب شد. همان طور که در شکل (e-1) ابعاد هندسی این نمونه نشان داده شده است، از طریق برش نمونه با کماتی از دایره به شعاع ۱۰ میلی متر، وضعیت جدیدی از تنش در فاصله بین دو کمان در حین تست کشش، در ورق آلومینیومی ایجاد می شود.

در شکل (۲۰) نمونه بعد از فرایند کشش تک محوری تا

ثابت ورق Al6061-T6 با ضخامت ۱ mm برای مدل شکست پدیدارشناختی کوچک به دست آمد. • با استفاده از مدل شکست کالیبره شده کوچک، لحظه شکست در هندسه جدید NS با دقت بسیار خوب به دست آمد. همچنین نتایج نشان دهنده پیش‌بینی درست از محل بروز شکست نیز است.

تعارض منافع

نویسنده اعلام می‌کند که در مورد انتشار این مقاله تعارض منافع وجود ندارد.

تاییدیه اخلاقی

نویسندگان متعهد می‌شوند که مطالب این مقاله را در هیچ مجله دیگری به چاپ نرسانده‌اند.

مشارکت‌های نویسندگان

علی زاهدی: ایده پردازی، اجرای آزمون‌های تجربی، انجام شبیه‌سازی، بررسی و تحلیل نتایج، تهیه نمودارها و شکل‌ها، نوشتن مقاله.

منابع مالی

این مقاله با حمایت پژوهشی دانشگاه محقق اردبیلی با شماره قرارداد ۱۴۰۲/د/۹/۱۶۰۷۵ استخراج گردیده است.

و شکست ورق آلومینیومی T6-6061 از آزمون‌های کشش یک محوری نمونه‌های استاندارد و همچنین نمونه‌هایی با هندسه‌های متفاوت طراحی شده استفاده شده است. از طرفی دیگر با مدل‌سازی آزمون‌های تجربی در محیط نرم‌افزار آباکوس درک عمیق‌تری از فرایند تغییر شکل منجر به گلوئی و شکست به دست آمده است. برای این منظور، مدل شکست پدیدارشناختی کوچک در قالب زیر برنامه VUSDFLD کدنویسی شده و به نرم‌افزار آباکوس معرفی گردید. نتایج مهم به دست آمده از این پژوهش به صورت زیر است:

- مدل سخت‌شوندگی ووک پیش‌بینی دقیق‌تری از رفتار سخت‌شوندگی ورق آلومینیومی Al6061-T6 نسبت به مدل‌های سوئیفت و هولومن دارد.
- آزمون‌های کشش تک‌محوری سه هندسه متفاوت JS، PS و CH سه حالت متفاوتی از وضعیت تنش در منطقه تغییر شکل این هندسه‌ها ایجاد می‌کند که می‌توان از آن‌ها در کالیبراسیون مدل‌های مختلف شکست بهره برد.
- با روش هیبریدی تجربی-عددی و با تکیه بر نتایج آزمون‌های تجربی سه هندسه اشاره شده، سه

مراجع

- [1] J. Lemaitre. "A Continuous Damage Mechanics Model for Ductile Fracture." *Journal of Engineering Materials and Technology* 9 (1985): 107-183.
- [2] J.L. Chaboche. "Continuous damage mechanics - A tool to describe phenomena before crack initiation." *Nuclear Engineering and Design* 64, no. 2 (1981): 233-247.
- [3] M. Khalilian, and M. Mashayekhi. "Optimization of composite distal radius fixture using continuum damage mechanics." *Journal of Modeling in Engineering* 21, no.75 (2023) 255-267. (in Persian)
- [4] A. Zahedi Dizajyekan, M.J. Mirnia, and B. Mollaei Dariani. "Fracture investigation in single point incremental forming of the Al/Cu laminated sheets using coupled damage plasticity model." *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 43 (2023): 242-259.
- [5] G.R. Johnson, and W.H. Cook. "Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures." *Engineering Fracture Mechanics* 21 (1985): 31-48.
- [6] J.R. Rice, and D.M. Tracey. "On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields." *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 17 (1969): 201-217.
- [7] B. Yuanli, and T. Wierzbicki. "Application of extended Mohr-Coulomb criterion to ductile fracture." *International Journal of Fracture* 161 (2010): 1-20.
- [8] Y. Lou, L. Chen, T. Clausmeyer, A.E. Tekkaya, and J.W. Yoon. "Modeling of ductile fracture from shear to balanced biaxial tension for sheet metals." *International Journal of Solids and Structures* 112 (2017): 169-184.
- [9] D. Mohr, and S.J. Marcadet. "Micromechanically-motivated phenomenological Hosford-Coulomb model for predicting ductile fracture initiation at low stress triaxialities." *International Journal of Solids and Structures* 67-68 (2015): 40-55.

- [10] M.B. Gorji, and D. Mohr. "Predicting shear fracture of aluminum 6016-T4 during deep drawing: Combining Yld-2000 plasticity with Hosford–Coulomb fracture model." *International Journal of Mechanical Science* 137 (2018): 105–120.
- [11] X. Sun, W. Shen, Y. Li, X. Hu, C. Li, and F. Xue. "An uncoupled ductile fracture criterion for a wide range of stress states in sheet metal forming failure prediction." *Engineering Fracture Mechanics* 310 (2024): 110464.
- [12] T. Xu, F. Li, X. Wang, and G. Zhang. "Modeling anisotropic ductile fracture of AA7075-T6 sheet for sheet metal forming considering anisotropic stress state." *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 122 (2022): 103610.
- [13] S.S. Haltom, S. Kyriakides, and K. Ravi-Chandar. "Ductile failure under combined shear and tension." *International Journal of Solids and Structures* 50 (2013): 1507–22.
- [14] A. Zahedi, B. Mollaei Dariani, and M.J. Mirnia. "Experimental determination and numerical prediction of necking and fracture forming limit curves of laminated Al/Cu sheets using a damage plasticity model." *International Journal of Mechanical Science* 153–154 (2019): 341–358.
- [15] J. Pezeshki, D. Ghahremani-Moghadam, M. Mir, and M. Ramazani Moghadam. "Investigating the effect of laser shock process on fracture and fatigue properties of 2024-T351 aluminum alloy using numerical modeling." *Journal of Modeling in Engineering* 21, no.75 (2023): 67-82. (in Persian)
- [16] Q. Yin, B. Zillmann, S. Suttner, G. Gerstein, et al. "An experimental and numerical investigation of different shear test configurations for sheet metal characterization." *International Journal of Solids and Structures* 51 (2014): 1066-1074.
- [17] S. Zhang, S. Zhang, H. Ye, L. Zhou, N. Yuan, and C. Zhou. "Hardening Behavior and Prediction of Ductile Fracture during AA7075-T651 Sheet Metal Forming." *Journal of Materials Engineering Performance* 32 (2023): 10455–10468.
- [18] R. Li, Z. Zheng, M. Zhan, H. Zhang, X. Cui, and Y. Lei. "Fracture prediction for metal sheet deformation under different stress states with uncoupled ductile fracture criteria." *Journal of Manufacturing Processes* 73 (2022): 531–543.
- [19] H. Quach, J. Jae Kim, D.T. Nguyen, and Y.S. Kim. "Uncoupled ductile fracture criterion considering secondary void band behaviors for failure prediction in sheet metal forming." *International Journal of Mechanical Science* 169 (2020): 105297.
- [20] M.B. Gorji, and D. Mohr. "Predicting shear fracture of aluminum 6016-T4 during deep drawing: Combining Yld-2000 plasticity with Hosford–Coulomb fracture model." *International Journal of Mechanical Science* 137 (2018): 105–120.
- [21] M.G. Cockcroft, and D.J. Latham. "Ductility and the workability of Metals." *Journal of the Institute of Metals* 96 (1968): 33–39.
- [22] S.I. Oh, C.C. Chen, and S. Kobayashi. "Ductile Fracture in Axisymmetric Extrusion and Drawing—Part 2: Workability in Extrusion and Drawing." *Journal of Engineering for Industry* 101 (1979): 36–44.
- [23] T. Wierzbicki, Y. Bao, Y.W. Lee, and Y. Bai. "Calibration and evaluation of seven fracture models." *International Journal of Mechanical Science* 47 (2005): 719–743.
- [24] C. Vallellano, D. Morales, and F.J. García-Lomas. "A Study to Predict Failure in Biaxially Stretched Sheets of Aluminum Alloy 2024-T3." *Materials and Manufacturing Processes* 23 (2008): 303–310.
- [25] Y. Bai, and T. Wierzbicki. "A comparative study of three groups of ductile fracture loci in the 3D space." *Engineering Fracture Mechanics* 135 (2015): 147–167.
- [26] M. Dunand, and D. Mohr. "Hybrid experimental–numerical analysis of basic ductile fracture experiments for sheet metals." *International Journal of Solids and Structures* 47 (2010): 1130–1143.
- [27] T. Xu, F. Li, X. Wang, and G. Zhang. "Modeling anisotropic ductile fracture of AA7075-T6 sheet for sheet metal forming considering anisotropic stress state." *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 122 (2022): 103610.
- [28] I. Jang, G. Bae, J. Song, H. Kim, and N. Park. "Fracture envelopes on the 3D-DIC and hybrid inverse methods considering loading history." *Materials and Design* 194 (2020): 108934.
- [29] Y. Bao, and T. Wierzbicki. "On the cut-off value of negative triaxiality for fracture." *Engineering Fracture Mechanics* 72, no. 7 (2005): 1049-1069.

[30] H. Wen, and H. Mahmoud. "New Model for Ductile Fracture of Metal Alloys. I: Monotonic Loading." *Journal of Engineering Mechanics* 142, no. 2 (2016): 04015088.