



پیش بینی رشد آسیب در تولید لوله بدون درز با فرآیند نورد لوله سه غلتکه سرد

امیر رزاززاده¹، رضا جعفری ندوشن^{2*}، یونس برزگر¹، محمود فرزین³

1- کارشناس ارشد، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی اصفهان، اصفهان

2- استادیار، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی اصفهان، اصفهان

3- استاد، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی اصفهان، اصفهان

*اصفهان، کدپستی 84156-83111، rjafari@cc.iut.ac.ir

اطلاعات مقاله

مقاله پژوهشی کامل

دریافت: 31 فروردین 1394

پذیرش: 24 اردیبهشت 1394

ارائه در سایت: 30 خرداد 1394

کلید واژگان:

نورد لوله سه غلتکه

شبه سازی اجزای محدود

مکانیک آسیب

چکیده

روش نورد سرد لوله از فرآیندهای رایج تولید لوله بدون درز است. از مشکلات این روش ترک‌های ایجاد شده در لوله نهایی است. یکی از روش‌های پیش‌بینی و کاهش این ترک‌ها استفاده از شبه‌سازی عددی فرآیند است. در این مقاله به شبه‌سازی اجزای محدود آسیب در فرآیند پیلگر سرد به روش سه غلتک پرداخته می‌شود. در این شبه‌سازی جهت مشاهده‌ی آسیب از سه مدل آسیب شامل: معیار آسیب نرم لمتز، اصلاح شده لمتز و مدل آسیب تجمعی استفاده می‌شود. در کنار مدل‌های آسیب مذکور دو مدل کار سختی ترکیبی و همسان نیز مورد بررسی قرار می‌گیرد. با شبه‌سازی عددی چند آزمایش متداول شکل‌دهی و مقایسه نتایج حاصل با نتایج تجربی و عددی پژوهش‌های قبلی از صحت زیربرنامه‌های نوشته شده برای مدل‌های مذکور، اطمینان حاصل می‌شود. سپس نتایج حاصل از شبه‌سازی فرآیند نورد لوله سرد سه غلتکه با نتایج پژوهش‌های مرتبط مقایسه شد و تطابق خوبی مشاهده شد. شبه‌سازی‌ها نشان می‌دهد هر سه معیار پیش‌بینی خوبی در مورد توزیع آسیب ارائه می‌دهند اما تفاوت قابل ملاحظه‌ای در میزان آسیب معیار لمتز و اصلاح شده لمتز، به دلیل لحاظ نشدن بسته‌شدن ترک‌ها در فشار در آسیب لمتز، وجود دارد. از دیگر نتایج بدست آمده کمتر بودن مقادیر آسیب حاصل از مدل‌های آسیب با کارسختی ترکیبی نسبت به همان مدل‌های آسیب با کارسختی همسان در شرایط یکسان می‌باشد. همچنین نتایج بدست آمده نشان‌دهنده شروع رشد ترک از سطح خارجی لوله می‌باشد.

Damage growth prediction in seamless tube manufacturing by cold three-roller tube rolling process

Amir Razazzadeh, Reza Jafari Nedoushan*, Younes Barzegar, Mahmoud Farzin

Department of Mechanical Engineering, Isfahan University of Technology, Isfahan, Iran

*P.O.B. 8415683111, Isfahan, Iran, rjafari@cc.iut.ac.ir

ARTICLE INFORMATION

Original Research Paper
Received 20 April 2015
Accepted 14 May 2015
Available Online 20 June 2015

Keywords:

Three-roller tube rolling
Finite element modeling
Damage mechanics

ABSTRACT

Cold tube rolling process is one of the current seamless tube manufacturing methods. One of the serious problems of this process is micro-cracks in final product. Numerical modeling is a method to predict and reduce these micro-cracks. In the current paper, damage in cold three-roller pilger process is simulated by finite element method. In these simulations to predict damage evolution three different damage models, including Lemaitre model, modified Lemaitre model and cumulative damage model are used. In conjunction with these models isotropic and combined hardening rules are also considered. Forming benchmarks are simulated to validate provided codes for the mentioned models. Then the process is simulated and good agreement is observed between current results and previous numerical and experimental results. The results show that three models correctly predict damage distribution but predicted damage by Lemaitre model is more than modified Lemaitre model due to ignoring crack closure in compressive loads. It is also concluded that using combined hardening rule predicts damage growth less than using isotropic hardening. All of the models suggest that crack initiation takes place in the outer surface of the tube.

1- مقدمه

توسط ماکس مانسمان² معرفی شد که شکل خاصی از نورد طولی بود و به وسیله آن پوسته استوانه‌ای به لوله با جداره نازک و با اندازه‌های دلخواه تبدیل می‌شد. روش نورد پیلگر با توجه به نوع قالب‌ها به دو روش نورد به‌وسیله دوغلتک³ و نورد به‌وسیله سه غلتک⁴ انجام می‌گیرد. اگرچه هر دو روش به منظور کاهش ضخامت از ایجاد فشار بیشتر از ایجاد کشش بهره می‌گیرند اما پیچیدگی طراحی ابزار و روش‌های تولید در این دو روش بسیار با یکدیگر

لوله بدون درز به‌طور گسترده در صنعت کاربرد دارد. لوله‌های انتقال سیال گرم یا پرفشار، سطح روبه غلتک‌های نورد، مخازن بویلرها و کمپرسورها، مخازن سوخت گاز طبیعی، اجزای مکانیکی گردنده مانند پوسته یاتاقان‌ها، اکسل خودرو و لوله تانک و دیگر تسلیحات نظامی، تنها بخشی از کاربردهای این نوع لوله می‌باشد. از مهم‌ترین روش‌های تولید لوله‌های بدون درز با طول زیاد، روش نورد پیلگر¹ است. روش نورد پیلگر در اوایل دهه 1890 میلادی

1- Pilger mill

2- Max Mannesmann
3- VMR Cold Pilgering
4- HPTR Cold Pilgering

Please cite this article using:

A. Razazzadeh, R. Jafari Nedoushan, Y. Barzegar, M. Farzin, Damage growth prediction in seamless tube manufacturing by cold three-roller tube rolling process, *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 15, No. 8, pp. 41-50, 2015 (In Persian)

برای ارجاع به این مقاله از عبارت ذیل استفاده نمایید:

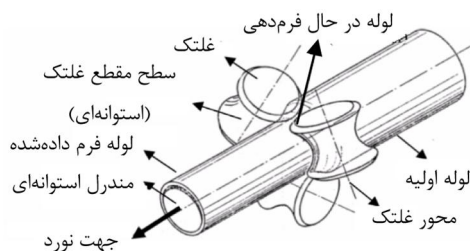
اثر کرنش برشی پلاستیک بر روی آسیب و بافت کریستالی لوله‌هایی از جنس زیرکنیوم در طول فرآیند پیلگر با استفاده از روش تجربی و روابط تحلیلی توسط گیرارد و همکاران مطالعه شده است [6].

در این تحقیق با روش تجربی اثر سه پارامتر میزان تغذیه لوله، سرعت غلتک‌ها و نوع روانکار مورد استفاده در سطح تماس لوله و مندرل، مورد بررسی قرار گرفته است. بررسی‌های عددی و تجربی نشان داده است که معیار آسیب تجمعی² محل ترک را در لوله‌های تولید شده با فرآیند پیلگر سرد به‌خوبی نشان می‌دهد. پس از آن به شبیه‌سازی بافت کریستالی توسط مدل خودسازگار ویسکوپلاستیک³ و مقایسه با روش تجربی اشکال قطبی⁴ پرداخته است. سایبایا [7] پژوهش دیگری بر روی نوعی از لوله‌های بدون درز از جنس زیرکنیوم انجام داد. فرآیند مدنظر این پژوهش شامل تحلیل فرآیند اکستروژن گرم با دو یا سه مرحله پیلگر می‌باشد که هدف این پژوهش، مقایسه‌ی بین پیلگر دو مرحله‌ای و پیلگر سه مرحله‌ای است. روشی جدید جهت سنجش میزان قابلیت انجام کار بر روی لوله در فرآیند پیلگر سرد، توسط ایب و فوروزن در سال 2012 ارائه شد [8]. این روش براساس میزان شکل‌پذیری ماده و شرایط فرآیند پیلگر بیان می‌شود. در نتیجه‌ی این پژوهش نسبت کرنش شعاعی به کرنش محیطی، پارامتر مناسبی معرفی می‌شود که نمایانگر شرایط فرآیند و پیش‌بینی‌کننده‌ی زمان شکل‌گیری ترک در سطح داخلی لوله‌ها در حین انجام فرآیند پیلگر می‌باشد. فرآیند تولید فولادهای فریت و مارتنیزیت تقویت شده به‌وسیله پراکندگی اکسید⁵، توسط چندین مرحله نورد پیلگر سرد توسط مارکوز و همکاران [9] مورد بررسی قرار گرفته است. در این تحقیق به تعیین اثر قوانین ساختاری در پیشگویی خطر ترک-خوردگی در طول فرآیند پیلگر برای این نوع لوله‌ها پرداخته شده و برای شبیه‌سازی فرآیند پیلگر سه‌غلنک از معیار آسیب کارکرافت-لاتم⁶ استفاده شده است. در پژوهش دیگری از مارکوز و همکاران، خواص سیکی فولادی مشابه، با استفاده از تئوری ساختاری فوق، به‌وسیله‌ی دو تست مختلف کشش-فشار کلاسیک و فشار تک محوره متناوب در امتداد دو محور عمود برهم آنالیز و مدل شده است [10]. توالی و همکاران در سال 2013 با بررسی مراحل تولید لوله‌های تقویت شده به‌وسیله پراکندگی اکسید و بررسی خواص سیکی آن‌ها، سعی در تعیین علل ایجاد ترک در این لوله‌ها دارند و سپس به تحلیل استفاده از روش پیلگر و عملیات حرارتی به‌عنوان مراحل نهایی می‌پردازند [11]. ایشان در این پژوهش فرآیند پیلگر با استفاده از هر دو روش نورد به‌وسیله سه غلتک و نورد به‌وسیله دو غلتک را بررسی می‌کنند. در تحقیقی دیگر، فرآیند پیلگر به شکل جدیدی مورد تحلیل قرار گرفته است [12]. در این فرآیند غلتک‌های پیلگر در مکان خود ثابت هستند و لوله با حرکت روی مندرل از میان غلتک‌ها عبور می‌کند. این فرآیند به‌صورت تجربی در یک آزمایشگاه پیلگر پیاده‌سازی شده است. پس از شبیه‌سازی فرآیند، نتایج شبیه‌سازی با وجود تعدادی فرضیه ساده کننده شباهت بسیار زیادی با حالت تجربی دارد.

تحقیقاتی که در فوق اشاره شد بیشتر به تحلیل فرآیند نورد پیلگر با دو غلتک پرداخته است و نورد سه‌غلنک لوله کمتر مورد تحلیل و بررسی قرار گرفته است. از طرفی در تحلیل‌های فوق با توجه به حجم بالای محاسبات، عمدتاً به مدل‌سازی تنها یک پاس از فرآیند پرداخته شده است و اثرات چرخش و جابجایی لوله نسبت به غلتک‌ها در پاس‌های بعدی کمتر در نظر

متفاوت است. سطح مقطع متغیر غلتک‌ها و مندرل در فرآیند نورد به‌وسیله دو غلتک، تخصص و تجهیزات ویژه‌ای را برای طراحی و تولید ابزارهای فرآیند می‌طلبد در صورتی که در فرآیند نورد به‌وسیله‌ی سه غلتک با توجه به شکل 1 استوانه‌ای بودن مندرل و سطح مقطع یکنواخت غلتک‌ها باعث می‌شود تا طراحی و ساخت آن‌ها نسبت به روش نورد با دو غلتک ساده‌تر باشد. همان‌گونه که در شکل 1 نیز قابل مشاهده است در فرآیند نورد لوله به وسیله سه غلتک در هر یک از مراحل شکل‌دهی غلتک‌ها که با زاویه 120 درجه روی محیط لوله قرار گرفته‌اند روی یک مسیر شیب‌دار حرکت کرده و باعث کاهش قطر بیرونی لوله می‌گردند. از طرفی یک مندرل استوانه‌ای نیز درون لوله قرار گرفته است که با حرکت غلتک‌ها موجب کاهش ضخامت لوله نیز می‌گردد. پس از حرکت غلتک‌ها به جلو در یک کورس مشخص و شکل‌دهی بخشی از لوله، غلتک‌ها به موقعیت اول خود بر می‌گردند و لوله به مقدار مشخصی به جلو تغذیه شده و به اندازه 60 درجه می‌چرخد و مرحله بعدی شکل‌دهی به همین ترتیب انجام می‌گیرد. در شکل‌دهی کامل یک لوله هر نقطه از لوله چند صد بار این فرآیند را تجربه می‌کند.

در تحقیقات گذشته تنش، کرنش و نیروهای نورد در طول فرآیند پیلگر محاسبه گردیده است. متغیرها و ویژگی‌های این فرآیند توسط فوروزن و هایاشی در سال 1984 به‌صورت تئوری محاسبه شد و با داده‌های تجربی مقایسه گردید [1]. در ادامه با استفاده از این تئوری ابعاد لوله نهایی محاسبه و در آزمایش‌های تجربی بکار گرفته شد. هامل و فگلپولم به بررسی اثرات هندسه لوله، هندسه غلتک، رفتار پلاستیک ماده، اصطکاک، روغن‌کاری و خنک‌کاری بر روی نیرو، دما، میزان تغییر شکل و خواص لوله‌ی تولید شده در فرآیند پیلگر سرد پرداختند [2]. شبیه‌سازی المان محدود سه بعدی یک-مرحله از پیلگر سرد با استفاده از نرم‌افزار فورج³ نیز توسط مولت و همکاران انجام گرفت [3]. هدف از انجام این شبیه‌سازی بررسی نتایج مدل ساده شده است که نشان می‌دهد منحنی کرنش که در این شبیه‌سازی بدست آمد تطابق خوبی با حالت واقعی دارد. پس از بدست آوردن نمودار نیرو-جابجایی، میدان تنش، اثر تغییر اصطکاک بین لوله و مندرل و همچنین لوله و غلتک‌ها مورد تحلیل قرار گرفت. در سال 2002 تحقیقی دیگر مشابه با موضوع تحقیق مولت و همکاران، بر روی لوله‌هایی از جنس آلیاژ زیرکنیوم انجام گرفت [4]. در این تحقیق فرآیند پیلگر شبه پرپودیک فرض شده است و تحلیل آسیب-های سطح لوله با استفاده از خستگی کم چرخه انجام شده است. در این شبیه‌سازی به دلیل هزینه‌ی محاسباتی بالای فرآیند پیلگر، از شبیه‌سازی سه کورس برای ماده بدون کارسختی استفاده شده است. در ادامه‌ی این پژوهش تحقیق دیگری توسط لودج و همکاران در زمینه‌ی کاهش تعداد کورس‌های شبیه‌سازی این فرآیند با فرض کار سختی برای ماده انجام گرفت [5]. مقادیر اولیه تنش و کرنش برای شبیه‌سازی یک کورس میانی محاسبه گردید. در نتیجه تعداد کورس-های فرآیند جهت شبیه‌سازی، از 70 کورس واقعی به یک کورس کاهش یافت.



شکل 1 شماتیک فرآیند نورد پیلگر به روش سه‌غلنک

2- Cumulative Damage Factor
3- Visco-plastic self-consistent
4- Pole figures
5- ODS: Oxide Dispersion Strengthened
6- Latham and Cockroft

شکل رابطه (6) است:

$$\dot{\epsilon}^p = \dot{\gamma}N \quad (6)$$

N بردار جریان ماده است که در ادامه نحوه محاسبه آن بیان گردیده است. روابط رشد کار سختی همسان و سینماتیک به ترتیب در روابط (7) و (8) بیان شده‌اند:

$$\dot{R} = \dot{\gamma} \quad (7)$$

$$\dot{\beta} = \dot{\gamma}(aN - b\beta) \quad (8)$$

است. a و b ثوابت کارسختی سینماتیک و β تانسور تنش برگشتی ناشی از کارسختی سینماتیک می‌باشد. R تابع کارسختی همسان ماده و N بردار جریان ماده می‌باشد که با روابط (9) و (10) قابل تعریف هستند:

$$N = \frac{3S - \beta}{2\sigma_{eq}} \quad (9)$$

$$R = Q \left(1 - e^{-B\epsilon_{eq}^p}\right) \quad (10)$$

که S تانسور تنش انحرافی است. معادله سطح تسلیم و روابط سازگاری به شکل روابط (11) و (12) نوشته می‌شود:

$$\phi = \frac{\sigma_{eq}}{1-D} - (\sigma_{y_0} + R) \quad (11)$$

$$\dot{\gamma} \geq 0, \phi \leq 0, \dot{\gamma}\phi = 0 \quad (12)$$

ϕ معادله سطح تسلیم و σ_{y_0} تنش تسلیم اولیه می‌باشد. با انتگرال‌گیری صریح² از معادلات کوپله رشد متغیرهای داخلی، الگوریتم مدل الاستیک-پلاستیک آسیب لمتر بدست می‌آید. این الگوریتم بر پایه دو قسمت مجزای پیش‌بینی کننده حالت الاستیک و تصحیح کننده پلاستیک بنا شده است [13].

2-2- مدل آسیب نرم اصلاح شده لمتر

در مدل آسیب لمتر قانون الاستیک در حضور تنش‌های کششی و فشاری به صورت خطی با شیب یکسان باقی می‌ماند اما در تست‌های ساده تک محوره مشاهده می‌شود که کاهش مدول الاستیسیته ناشی از حفره‌ها و میکروتکرک‌ها، در بارگذاری‌های کششی بیشتر از بارگذاری‌های فشاری است. دلیل این اتفاق این است که در بارگذاری‌های کششی با باز شدن ترک‌ها ناحیه تحمل بار و سختی کاهش می‌یابد این در حالی است که در بارگذاری‌های فشاری با بسته ماندن ترک‌ها ناحیه تحمل بار و سختی در مقایسه با حالت کشش بیشتر می‌شود.

تفاوت مدل اصلاح شده لمتر با مدل لمتر در این است که در مدل اصلاح شده لمتر معادله تنش-کرنش در حضور آسیب لمتر تنها برای تنش‌های کششی صادق است ($\sigma \geq 0$) و برای تنش‌های فشاری این رابطه به صورت رابطه (13) در می‌آید:

$$\sigma = (1 - hD)C^e \epsilon \quad (13)$$

که h به صورت تجربی محاسبه می‌گردد و محدوده آن $0 \leq h \leq 1$ است. این پارامتر اثر بسته شدن ریزترک‌ها را در معادله لحاظ می‌نماید. مقدار $h \approx 0.2$ در اکثر موارد تجربی صادق است [16]. معادله ساختاری حالت تک‌محوره‌ی بالا می‌تواند به‌وسیله‌ی رابطه (14) برای تنش‌های کششی و فشاری اصلی، به یک معادله تبدیل شود:

$$\sigma = \sigma_+ + \sigma_- \quad (14)$$

با تعریف

$$\sigma_- = -(-\sigma) \quad (15)$$

$$\sigma_+ = (\sigma) \quad (16)$$

$$[\sigma_+] = \begin{bmatrix} \langle \sigma_1 \rangle & 0 & 0 \\ 0 & \langle \sigma_2 \rangle & 0 \\ 0 & 0 & \langle \sigma_3 \rangle \end{bmatrix} \quad (17)$$

گرفته شده است. همچنین تابحال از مدل‌های آسیبی که تاثیر متقابل آسیب و خواص مکانیکی را در نظر می‌گیرند، مانند مدل آسیب نرم لمتر استاندارد [13] و اصلاح شده لمتر [14]، در تحلیل فرآیند پیلگر سه غلته استفاده نشده است. تابحال تنها از مدل آسیب کاکرافت-لاتم استفاده شده است که این مدل تاثیر متقابل آسیب و خواص مکانیکی بر یکدیگر را در نظر نمی‌گیرد بنابراین افت خواص مکانیکی و تبعات آن بر انجام فرآیند در نظر گرفته نشده است.

در پژوهش حاضر به شبیه‌سازی کامل پاس‌های نورد در فرآیند نورد سه-غلته سرد با روش المان محدود پرداخته شده است. در این شبیه‌سازی جهت پیش‌بینی آسیب از سه زیر برنامه¹ مربوط به سه مدل آسیب لمتر، مدل آسیب اصلاح شده لمتر و مدل آسیب تجمعی برای تحلیل در نرم‌افزار آباکوس استفاده شده است. در کنار این مدل‌ها با توجه به ماهیت سیکی تنش‌های وارده به قطعه از دو معیار سخت‌شوندگی همسان و ترکیبی استفاده شده است. نتایج حاصل از سه معیار و مدل‌های سخت‌شوندگی با یکدیگر و با مشاهدات تجربی موجود مقایسه می‌شود.

2- مدل‌های آسیب

در این مقاله از مدل‌های مکانیک آسیب پیوسته، شامل: مدل آسیب نرم لمتر و اصلاح شده لمتر و همچنین از مدل آسیب تجمعی کاکرافت-لاتم با فرض هر دو نوع کارسختی همسان و ترکیبی استفاده می‌شود.

مدل‌های مکانیک آسیب می‌توانند فرآیند جوانه‌زنی، رشد و به هم پیوستن حفره‌ها را با استفاده از معادلات مکانیک محیط‌های پیوسته شبیه‌سازی کنند. از دیگر مزایای مکانیک آسیب این است که پارامترهای مدل تنها به ماده وابسته است و مستقل از هندسه‌ی مدل می‌باشد [15].

2-1- مدل آسیب نرم لمتر

در این معیار متغیر آسیب به‌صورت رابطه (1) تعریف می‌شود:

$$D = \frac{A_D}{A} \quad (1)$$

که A_D معرف مساحت حفره‌ها در یک حجم کوچک ماده و A سطح مقطع آن حجم می‌باشد. با این تعریف $0 \leq D \leq 1$ است، صفر معرف حالت ماده کاملاً سالم و یک، حالت وقوع شکست کامل می‌باشد. مدول الاستیسیته مؤثر نیز به صورت رابطه (2) تعریف می‌شود:

$$E = (1 - D)E_0 \quad (2)$$

که E_0 مدول الاستیسیته اصلی (بدون آسیب) بوده و معادله تنش-کرنش در حضور آسیب از رابطه (3) قابل محاسبه است:

$$\sigma = (1 - D)C^e \epsilon \quad (3)$$

است. C^e تانسور ساختاری الاستیک می‌باشد. در مدل آسیب نرم لمتر، قانون رشد برای متغیر آسیب به صورت رابطه (4) است:

$$\dot{D} = \dot{\gamma} \frac{1}{1-D} \left(\frac{-Y}{r}\right)^s \quad (4)$$

که r و s ثابت‌های مدل لمتر می‌باشد که از آزمایش‌های تجربی بدست می‌آید. Y و $\dot{\gamma}$ به ترتیب ضریب سازگاری پلاستیک و نرخ رهایی انرژی آسیب است [15]. نرخ رهایی انرژی آسیب مدل لمتر به شکل رابطه (5) است:

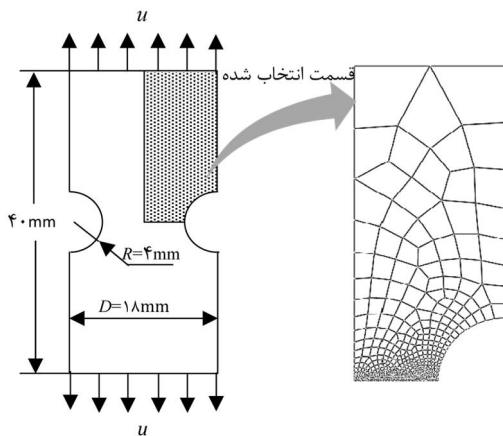
$$-Y = \frac{\sigma_{eq}}{2E(1-D)^2} \left[\frac{2}{3}(1 + \vartheta) + 3(1 - 2\vartheta) \left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}}\right)^2 \right] \quad (5)$$

و کرنش پلاستیک معادل می‌باشند. همچنین تانسور رشد کرنش پلاستیک به

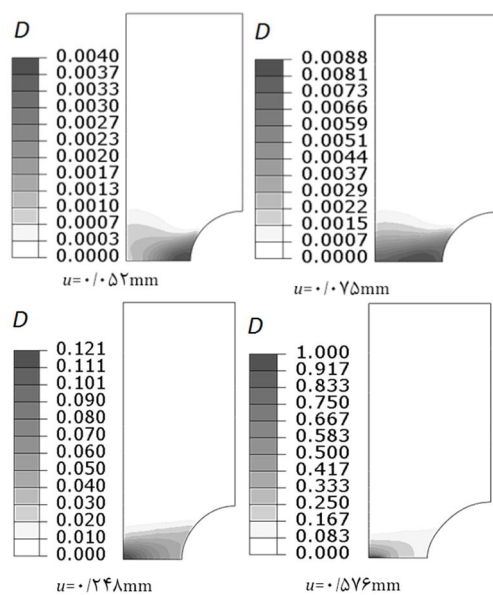
مطابقت داشت. ابعاد مدل‌سازی مطابق با شکل 2 می‌باشد. در این مدل‌سازی از شرایط تقارن مرزی و همچنین تقارن محوری استفاده شده است. همچنین خواص مورد استفاده مطابق جدول 1 از خواص این مرجع گرفته شده است. لازم به ذکر است که با توجه به بارگذاری یک جهته در این آزمایش نتایج استفاده از مدل‌های کار سختی متفاوت یکسان بوده و از مدل کارسختی همسان استفاده شده است. نتایج پیش‌بینی شده توسط دو معیار لمر و لمر اصلاح شده در چهار مرحله کشش $u = 0.052, 0.075, 0.248, 0.576$ در شکل 3 نشان داده شده است.

جدول 1 خواص مکانیکی - آسیب ماده مورد آزمایش کشش [20]

نام خاصیت	نماد	مقدار	واحد
چگالی	ρ	7860	kg/m ³
مدول یانگ	E	210000	MPa
ضریب پواسون	ν	0/3	-
تنش تسلیم اولیه	σ_{y0}	620	MPa
پارامتر کارسختی	b	0/4	-
پارامتر کارسختی	Q	3300	MPa
پارامتر آسیب	r	3/5	MPa
پارامتر آسیب	s	1	-
پارامتر بسته شدن ترک	h	0/2	-



شکل 2 میله شیاردار استوانه‌ای. هندسه، شرایط مرزی و المان‌بندی اجزا محدود



شکل 3 کانتور توزیع آسیب پیش‌بینی شده توسط دو معیار لمر و لمر اصلاح شده در میله شیاردار استوانه‌ای در کشش‌های مختلف

$$[\sigma_-] = - \begin{bmatrix} (-\sigma_1) & 0 & 0 \\ 0 & (-\sigma_2) & 0 \\ 0 & 0 & (-\sigma_3) \end{bmatrix} \quad (18)$$

که

$$\langle a \rangle = \begin{cases} a, & a \geq 0 \\ 0, & a < 0 \end{cases} \quad (19)$$

قانون تنش-کرنش الاستیک خطی سه‌بعدی مدل اصلاح شده لمر به شکل رابطه (20) نوشته می‌شود:

$$\varepsilon = \frac{1+\nu}{2E_0} \left(\frac{\sigma_+}{1-D} + \frac{\sigma_-}{1-hD} \right) - \frac{\nu}{2E_0} \left(\frac{\langle tr\sigma \rangle}{1-D} - \frac{\langle -tr\sigma \rangle}{1-hD} \right) I \quad (20)$$

برای در نظر گرفتن اثر بسته شدن ترک‌ها در رشد آسیب، معادله‌ی نرخ رهایی انرژی آسیب مدل لمر به شکل رابطه (21) اصلاح می‌شود:

$$Y = \frac{-1}{2E(1-D)^2} [(1+\nu)\sigma_+ + \nu(tr\sigma)^2] - \frac{h}{2E(1-hD)^2} [(1+\nu)\sigma_- - \nu(-tr\sigma)^2] \quad (21)$$

معادلات دیگر از جمله معادله‌ی رشد آسیب و معادله‌ی پلاستیسیته لمر به همان شکل لمر استاندارد باقی می‌ماند. الگوریتم روش فوق نیز به صورت الگوریتم لمر نوشته می‌شود [16].

2-3- مدل آسیب تجمعی کاکرافت - لاتم

کاکرافت-لاتم [17] با فرض ایجاد ترک نرم در اثر رسیدن انتگرال ماکزیم تنش اصلی σ_{max} نسبت به کرنش مؤثر پلاستیک به حد بحرانی، مدل آسیب خود را به شکل رابطه (22) ارائه کردند:

$$CDF = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \langle \sigma_{max} \rangle d\bar{\varepsilon}_{pl} \quad (22)$$

نماد $\langle \rangle$ در مدل اصلاح شده لمر تعریف شده است. آه و همکاران [18] این مدل آسیب را با بی‌بعد کردن ماکزیم تنش اصلی به کمک تنش معادل، به شکل رابطه (23) اصلاح کردند:

$$CDF = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{\langle \sigma_{max} \rangle}{\bar{\sigma}} d\bar{\varepsilon}_{pl} \quad (23)$$

با توجه به در دسترس بودن این معیار در برخی از نرم‌افزارهای تجاری این معیار کاربرد وسیعی در شبیه‌سازی فرآیندهای شکل‌دهی پیدا کرده است. روسا و همکاران از مدل آسیب کاکرافت-لاتم به عنوان معیار گسیختگی کششی یاد می‌کنند [19].

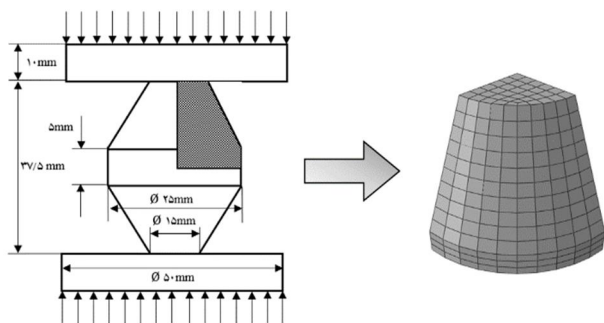
برای استفاده از هر یک از معیارهای آسیب فوق به همراه یکی از معیارهای سخت شوندگی در نرم‌افزار آباکوس یک زیر برنامه VUMAT تهیه گردید که در ادامه مورد استفاده و بررسی قرار می‌گیرند.

3- بررسی صحت مدل‌های آسیب در آزمایش‌های شکل‌دهی

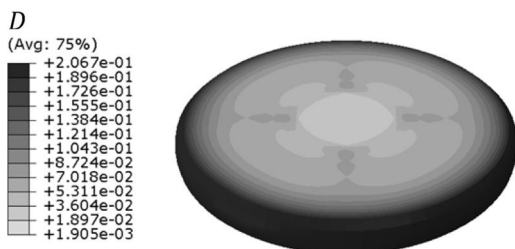
به منظور بررسی کارایی هر یک از مدل‌های آسیب انتخاب شده در شرایط مختلف شکل‌دهی و همچنین صحت‌سنجی زیر برنامه‌های نوشته شده برای هر یک، چند آزمون متوال شکل‌دهی شبیه‌سازی شد و با نتایج عددی و تجربی پژوهش‌های قبلی مقایسه گردید. برای مقایسه معیارها در شرایط شکل‌دهی کششی آزمون کشش نمونه شیاردار و برای بررسی در شرایط فشاری آزمون کله‌زنی یک نمونه مخروطی مورد بررسی قرار گرفت.

3-1- آزمون کشش میله شیاردار

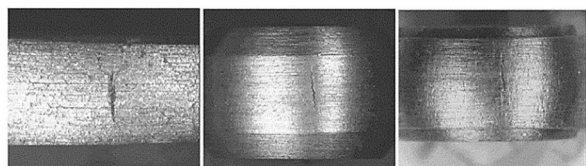
برای مقایسه معیارهای آسیب در شرایط شکل‌دهی کششی، آزمون کشش نمونه شیاردار [20] مدل‌سازی شد و نتایج شبیه‌سازی با استفاده از معیار آسیب لمر، لمر اصلاح شده و کاکرافت-لاتم با نتایج این مرجع مقایسه گردید. همچنین نتایج مدل‌سازی این آزمون با نتایج تجربی پژوهش‌های دیگر مقایسه شد که با واقعیت



شکل 6 ابعاد، هندسه و نحوه المان‌بندی در شبیه‌سازی فرآیند کله‌زنی



شکل 7 کانتور توزیع آسیب پیش‌بینی شده با استفاده از معیار لمر اصلاح شده پس از 75% کاهش ارتفاع در فرآیند کله‌زنی



شکل 8 مشاهدات تجربی نواحی شکست در فرآیند کله‌زنی توسط لاندرو و همکاران [24]

جدول 2 خواص ماده مورد استفاده در فرآیند کله‌زنی مخروطی [22]

نام خاصیت	نماد	مقدار	واحد
چگالی	ρ	11340	kg/m ³
مدول یانگ	E	18000	MPa
ضریب پواسون	ν	0/4	-
تنش تسلیم اولیه	σ_{y0}	43	MPa
پارامتر کارسختی	b	9	-
پارامتر کارسختی	Q	66/656	MPa
پارامتر آسیب	r	1/5	MPa
پارامتر آسیب	s	1	-
پارامتر بسته شدن ترک	h	0/2	-
ضریب اصطکاک	f	0/35	-

همان‌طور که قبلاً اشاره شد، در مدل لمر، تنش‌های کششی و فشاری نقش یکسانی در ایجاد و رشد ترک دارند. در این فرآیند نیز از آن‌جا که تغییر شکل‌ها زیاد و تنش‌ها به طور عمده فشاری هستند، در مدل آسیب لمر پس از اعمال جابه‌جایی عمودی قالب، آسیب به سرعت رشد می‌کند و با کاهش طول حدود 27 درصد کل ارتفاع، پارامتر آسیب به عدد یک می‌رسد که با فرآیند واقعی اختلاف قابل ملاحظه‌ای دارد. با تکرار شبیه‌سازی قبل با مدل آسیب لمر اصلاح شده نتایج توزیع آسیب مانند شکل 7 خواهد بود. معیار آسیب کاکرافت-لاتم نیز توزیع مشابهی را پیش‌بینی می‌کند.

همان‌طور که در این شکل مشخص است میزان آسیب در خارج از نمونه به دلیل کششی بودن تنش‌ها در این ناحیه به سرعت رشد کرده است اما در مرکز نمونه به دلیل فشاری بودن تنش‌ها رشد چندانی نداشته است. این

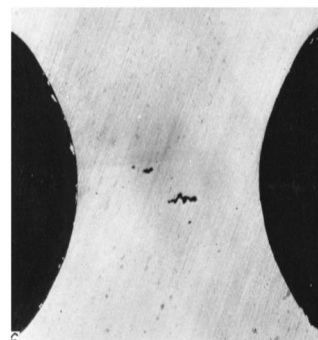
همان‌طور که انتظار می‌رفت در کشش این دو معیار نتایج کاملاً یکسانی ارائه می‌دهند. این نتایج نشان دهنده شروع آسیب از بیرون قطعه و حرکت آن به سمت داخل نمونه است که در نهایت، آسیب در مرکز نمونه متمرکز شده و به شکست می‌انجامد که با نتایج تجربی هنگاک [21] که در شکل 4 نشان داده شده است همخوانی کامل دارد.

پارامتر آسیب انباشته برای مدل آسیب کاکرافت-لاتهام، در شکل 5 نشان داده شده است. همان‌طور که در این شکل واضح است، این مدل نیز در آزمایش کشش ساده، وقوع آسیب را مانند دو مدل دیگر در مرکز نمونه پیش‌بینی می‌کند. مشکل این مدل آن است که اندازه پارامتر آسیب انباشته هیچ حس فیزیکی منتقل نمی‌کند و فقط در مقایسه با آسیب سایر نقاط است که می‌توان در مورد کمی یا زیادی آسیب، اظهار نظر کرد.

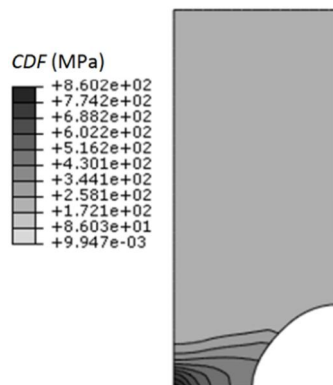
با توجه به مطالب این بخش می‌توان گفت که در شرایطی که ماده تحت کشش قرار دارد هر سه معیار آسیب، توزیع صحیحی از آسیب را پیش‌بینی می‌کنند و در نتیجه محل شروع ترک را نیز به درستی تخمین می‌زنند. همچنین همخوان کمی و کیفی نتایج این بخش با مقادیر عددی گزارش شده در مراجع دیگر صحت زیر برنامه‌های آسیب نوشته شده را تایید می‌کند.

3-2- آزمون کله‌زنی نمونه مخروطی

برای مقایسه مدل‌ها در شرایطی که ماده تحت فشار است در این قسمت ابتدا فرآیند کله‌زنی یک نمونه مخروطی در نرم‌افزار مدل شده و سپس نتایج مدل‌های آسیب با یکدیگر و با نتایج تجربی مقایسه می‌گردد. در شکل 6 اجزای فرآیند و نمونه شبکه‌بندی شده مشاهده می‌گردد. خواص مورد استفاده برای این فرآیند از مرجع [22] گرفته شده است. در جدول 2 خواص مکانیکی آسیب ماده مورد استفاده در فرآیند کله‌زنی سرد مشاهده می‌گردد. در این شبیه‌سازی از مدل‌سازی المان محدود سه بعدی و به صورت یک-چهارم مدل اصلی استفاده شده است.



شکل 4 مشاهدات تجربی هنگاک در هنگام شروع شکست نمونه‌ی استوانه‌ای شیاردار [21]



شکل 5 توزیع پارامتر آسیب انباشته در پایان کشش

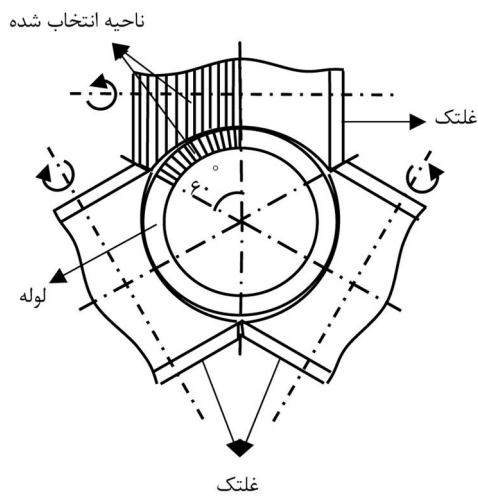
نتایج با نتایج عددی واز و همکاران [23] و مشاهدات تجربی لاندیره و همکاران [24] که در شکل 8 آورده شده است و همچنین آزمایش‌های تجربی لی و همکاران [25] موجود در شکل 9 مطابقت دارد.

4- شبیه‌سازی فرآیند نورد سه غلته

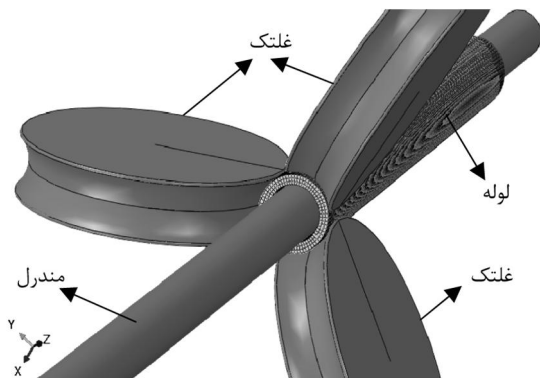
در فرآیند پیلگر سه غلته در هر پاس رفت و برگشت غلته‌ها روی مسیر شیب‌دار حرکت کرده و با نزدیک شدن به یکدیگر باعث کاهش ضخامت لوله می‌شوند. پس از هر پاس رفت و برگشت لوله به میزان 60 درجه روی مندرل می‌چرخد و به جلو تغذیه می‌شود. چرخش به این دلیل انجام می‌شود که ناحیه‌ای که بین دو غلته قرار می‌گیرد دچار کشیدگی می‌شود بنابراین لازم است در پاس بعدی این ناحیه در زیر غلته قرار بگیرد تا کشیدگی پاس قبل جبران گردد و کاهش ضخامت در محیط لوله یکنواخت باشد.

از مشکلات مهمی که در مدل‌سازی فرآیندهای پیلگر دو و سه‌غلته وجود دارد، تعداد زیاد پاس‌ها و حجم بالای محاسبات در هر پاس است. فرآیند پیلگر سه‌غلته را به دلیل تقارن شرایط مرزی و بارگذاری در جهت محیطی می‌توان به صورت یک ششم کل فرآیند مطابق با شکل 10 مدل‌سازی نمود. این کار باعث می‌شود زمان حل به میزان قابل توجهی کاهش یابد. همچنین در این مقاله از دو غلته در مدل‌سازی هر پاس استفاده شده است که با زاویه 120 درجه نسبت به یکدیگر قرار گرفته و مدل‌سازی دو پاس را بدون چرخش لوله در مدل‌سازی امکان‌پذیر می‌کنند بنابراین امکان کاهش بیشتر حجم محاسبات نیز فراهم شده است. جزئیات این موضوع در ادامه توضیح داده شده است. با توجه به تغییر شکل ناچیز غلته‌ها در مقابل لوله، غلته‌ها و مندرل در مدل‌سازی صلب در نظر گرفته می‌شود. این فرض باعث می‌شود از تغییر شکل غلته‌ها و مندرل صرف‌نظر شود و در نتیجه تغییر شکل بیشتری در پاس رفت انجام گیرد. ابعاد مدل‌سازی مطابق با جدول 3 در نظر گرفته شده است. نوع ماده فولاد و با خواص جدول 1 مورد استفاده قرار گرفته است.

در این شبیه‌سازی از زیر برنامه مدل‌های آسیب ذکر شده در بخش قبل و نظام حل صریح در نرم‌افزار آباکوس برای تحلیل و مقایسه میزان آسیب در لوله استفاده شد. برای برقراری تماس بین سطوح از روش پنالتی¹ استفاده می‌شود.



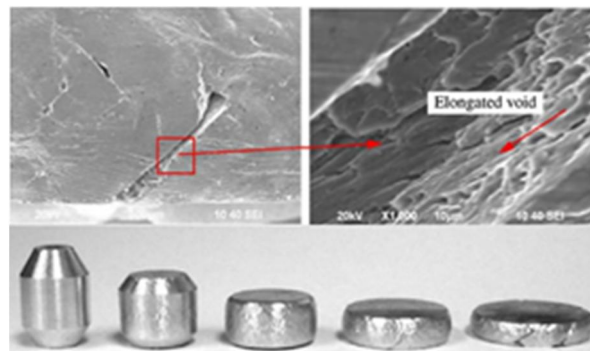
شکل 10 ناحیه انتخاب شده برای مدل‌سازی فرآیند



شکل 11 مدل کامل فرآیند پیلگر سه غلته بدون استفاده از تقارن

جدول 3 ابعاد لوله، مندرل و غلته‌ها

طول لوله (mm)	قطر داخلی اولیه (mm)	قطر خارجی اولیه (mm)	شعاع غلته‌ها (mm)	قطر مندرل (mm)
200	15	20	40	14/1



شکل 9 مشاهدات تجربی لی و همکاران در خصوص نواحی شکست در فرآیند کله‌زنی مخروطی [25]

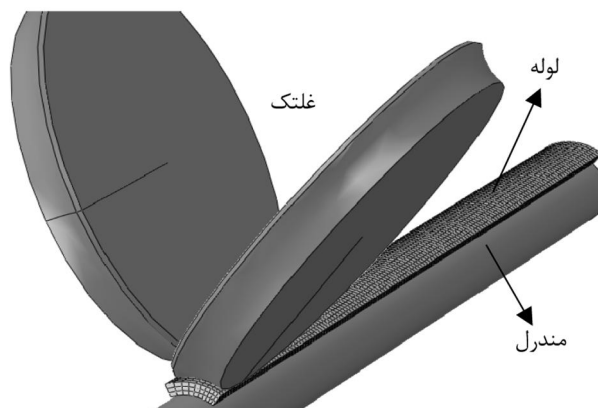
از شبیه‌سازی 10 پاس رفت و برگشت با سه معیار آسیب ذکر شده در دو حالت کارسختی همسان و ترکیبی با یکدیگر مقایسه می‌شود. لوله شکل داده شده و نحوه توزیع آسیب در فرآیند پس از 10 پاس در شکل 15 برای مدل‌های آسیب کمتر و اصلاح شده کمتر و کاکرافت-لاتم نشان داده شده است. همچنین حداکثر آسیب ایجاد شده در هر حالت در جدول 4 بیان شده است. اولین نکته‌ای که از شکل 15 و جدول 4 استنباط می‌شود این است که در هر یک از معیارهای آسیب، میزان آسیب در حالت با فرض کارسختی ترکیبی کمتر از حالت با فرض کارسختی همسان می‌باشد. در پژوهش لوزه و همکاران [11] مقایسه‌ای بین نتایج آسیب کاکرافت-لاتم در فرآیند پیلگر سه غلته با فرض قوانین ساختاری مختلف انجام گرفته است که در شکل 16 نشان داده شده است. به منظور مقایسه با روند رشد آسیب در طی فرآیند در تحقیق حاضر، نمودار رشد آسیب در مدل اصلاح شده کمتر با کارسختی ترکیبی و همسان برای یک نقطه مشخص مطابق شکل 17 می‌باشد.

با توجه به نحوه انجام فرآیند به دلیل بارگذاری معکوس شونده در این فرآیند تنش‌های معکوس شونده وجود دارد [26] و باید از رفتار سیکی کشش-فشار استفاده نمود. همان‌طور که در شکل 16 مشخص است میزان آسیب با فرض رفتار سیکی کشش-فشار، در اوایل فرآیند اندکی بیشتر از حالت با فرض رفتار یکنواخت همسان (بدون در نظر گرفتن اثر معکوس - شوندگی) می‌باشد اما به مرور زمان رشد آسیب در حالت همسان بیشتر از حالت کشش-فشار شده و در انتهای فرآیند میزان آسیب حالت همسان بیشتر از حالت کشش-فشار می‌شود. در شکل 17 مربوط به این تحقیق نیز همین رفتار مشاهده می‌شود. بنابراین می‌توان کمتر بودن میزان آسیب در حالت کارسختی ترکیبی در انتهای فرآیند را توجیه نمود. در نمودار شکل 17 نواحی مشاهده می‌شود که رشد آسیب در آن صفر است. این نواحی به این دلیل است که در مرحله‌ی تغذیه لوله، آسیب رشد نمی‌کند و همچنین در هر لحظه مطابق شکل 18 رشد آسیب تنها در نواحی از لوله که در مجاورت غلته‌ها قرار گرفته‌اند اتفاق می‌افتد و در دیگر نقاط میزان رشد آسیب صفر می‌باشد. بنابراین در نمودار شکل 17 بخشی از نواحی که رشد آسیب در آن اتفاق نمی‌افتد مربوط به زمان‌های قبل از رسیدن غلته به نقطه مورد نظر و بخشی دیگر مربوط به مرحله تغذیه می‌باشد.

از دیگر نکاتی که در شکل 15 مشخص است، بیشتر بودن میزان آسیب پیش‌بینی شده توسط معیار آسیب کمتر نسبت به معیار اصلاح شده کمتر می‌باشد که دلیل آن لحاظ نکردن اثر بسته شدن ترک‌ها در تنش‌های فشاری در معیار آسیب کمتر می‌باشد. با توجه به این که اساس فرآیند پیلگر بر بارگذاری فشاری استوار است [10] بنابراین در نظر نگرفتن اثر بسته شدن ترک‌ها در معیار آسیب باعث افزایش میزان آسیب پیش‌بینی شده می‌شود. همچنین مشاهده می‌شود کانتور توزیع آسیب در دو معیار کمتر و اصلاح شده کمتر، در هر دو حالت با یکدیگر یکسان است و ماکزیمم آسیب در نواحی یکسان از لوله اتفاق می‌افتد. این نواحی همواره در سه قسمت از لوله که در زیر غلته‌ها قرار دارد واقع می‌شود و در عمل با چرخش لوله به میزان 60 درجه، نواحی ماکزیمم آسیب به میزان 60 درجه تغییر مکان داده و دوباره در زیر غلته‌ها واقع می‌شود.

جدول 4 حداکثر آسیب در معیارهای مختلف با دو کارسختی همسان و ترکیبی

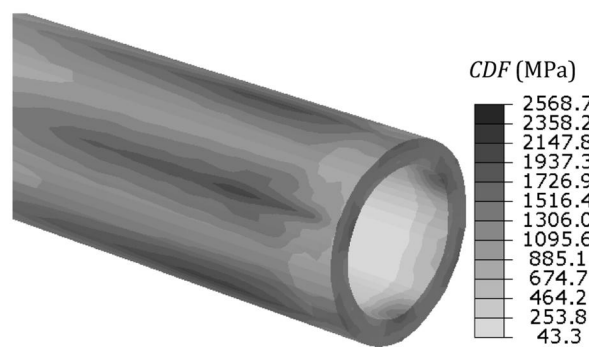
معیار آسیب	آسیب کاکرافت-لاتم	آسیب اصلاح شده کمتر	آسیب کمتر سخت شوندگی
کارسختی همسان	4/847	0/3523	0/1904
کارسختی ترکیبی	4/621	0/3295	0/1388



شکل 12 مدل‌سازی یک ششم فرآیند پیلگر سه غلته در نرم‌افزار آباکوس بدلیل تقارن



شکل 13 نمودار توزیع آسیب تجمعی کاکرافت-لاتم محاسبه شده توسط مارکوز و همکاران [9]

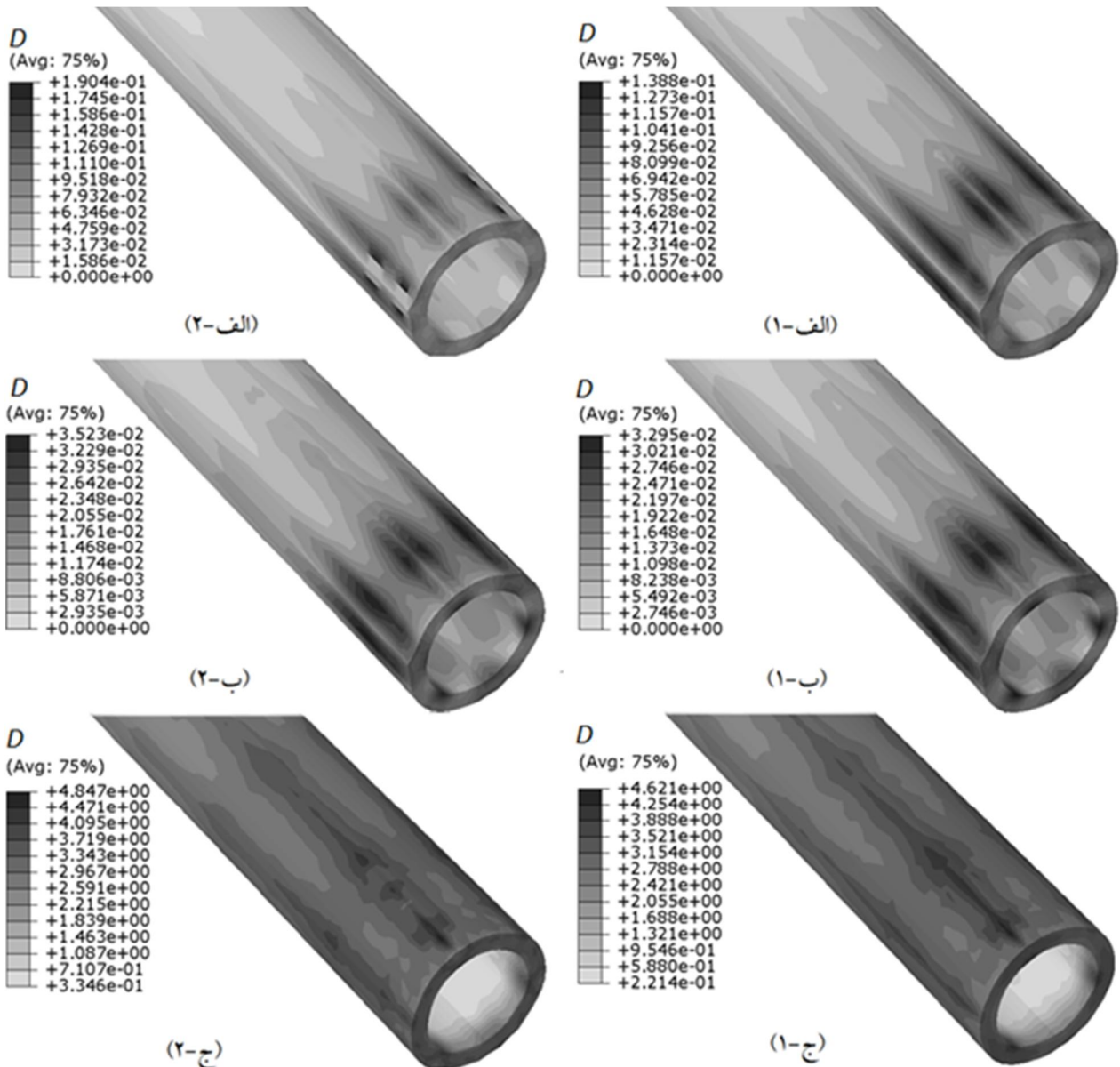


شکل 14 نمودار توزیع آسیب تجمعی کاکرافت-لاتم محاسبه شده در مقاله حاضر

5- نتایج شبیه‌سازی

در ابتدا به جهت اعتبارسنجی مدل‌سازی، نتایج بدست آمده با نتایج مربوط به پژوهش‌های مرتبط مقایسه خواهد شد. در پژوهشی از مارکوز و همکاران [9] توزیع آسیب تجمعی محاسبه شده است. این توزیع در شکل 13 نشان داده شده است. توزیع آسیب تجمعی محاسبه شده در مدل‌سازی حاضر نیز در شکل 14 نشان داده شده است. نحوه توزیع آسیب در این دو نمودار باهم هم‌خوانی دارد. به عبارتی صرف‌نظر از مقدار آسیب هر دو شکل موقعیت بحرانی یکسانی را برای شروع ترک پیش‌بینی می‌کنند. این نتایج چنان‌چه در ادامه مورد بحث قرار می‌گیرد با نتایج تجربی نیز هم‌خوانی دارد.

به منظور مقایسه بین معیارهای آسیب، تمامی شرایط فرآیند از جمله پارامترهای طراحی، ثابت و یکسان در نظر گرفته می‌شود. نتایج آسیب حاصل



شکل 15 مقایسه میزان و توزیع آسیب با استفاده از معیارهای مختلف. (الف) معیار آسیب کمتر، (ب) معیار آسیب اصلاح شده کمتر، (ج) معیار آسیب کاکرافت-لاتم؛ (حالت اول با فرض کارسختی ترکیبی و حالت دوم با فرض کارسختی همسان)

ترک‌ها در بارگذاری فشاری میزان آسیب را در فرآیند بیش از حد معمول پیش‌بینی می‌نماید، نمی‌تواند جهت بررسی اثر پارامترهای طراحی فرآیند در میزان آسیب پیش‌بینی شده معیار مناسبی باشد.



شکل 16 مقایسه میزان آسیب مدل کاکرافت-لاتم با قوانین ساختاری متفاوت [11]

معیار انباشت آسیب کاکرافت-لاتم به‌صورت بی‌بعد مورد استفاده قرار گرفته است. به دلیل تفاوت در ماهیت این معیار آسیب، نمی‌توان آن را با دو معیار دیگر از لحاظ عددی مقایسه نمود. اما همان‌طور که در شکل 15 مشخص است این معیار می‌تواند توزیع آسیب نسبتاً مناسبی از نواحی ماکزیمم آسیب ارائه دهد اما جهت بدست آوردن میزان آسیب در فرآیند، نیازمند تعیین حد بحرانی این نوع آسیب در ماده، به وسیله آزمایش کشش می‌باشد. همچنین از عیوب این معیار عدم کاهش خواص مکانیکی ماده در اثر آسیب است که می‌تواند به پیش‌بینی غلط تنش‌ها و نیروهای فرآیند بیانجامد. نکته دیگری که از شکل 15 قابل استنباط است این است که میزان آسیب در سطح خارجی لوله همواره بیشتر از سطح داخلی آن می‌باشد و می‌توان نتیجه گرفت که در این فرآیند با شرایط اصطکاکی یکسان در درون و بیرون لوله، ترک همواره از سطح خارجی لوله شروع به رشد می‌نماید. در مرجع [11] ترک‌های طولی در سطح خارجی این لوله‌ها پیش‌بینی شده است (شکل 19). با توجه به این‌که معیار آسیب کمتر به دلیل لحاظ نکردن اثر بسته شدن

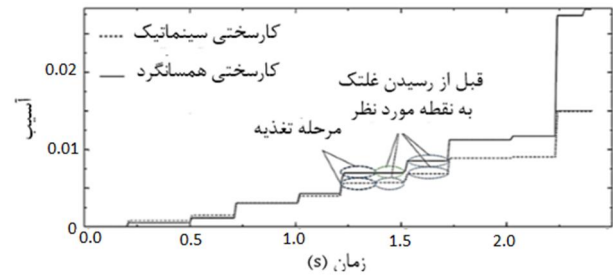
مساحت حفره	A_0
مساحت سطح مقطع ماده	A
مدول الاستیسیته آسیب دیده	E
مدول الاستیسیته بدون آسیب	E_0
نرخ رهایی انرژی آسیب	γ
ثابت تجربی لمتر	r
ثابت تجربی لمتر	s
تانسور تنش انحرافی	S
بردار جریان ماده	N
نرخ کارسختی همسان	\dot{R}
ضریب کارسختی همسان	Q
ضریب توانی کارسختی همسان	b
کارسختی همسان	R
پارامتر اثر بسته شدن ترک‌ها	h

علائم یونانی

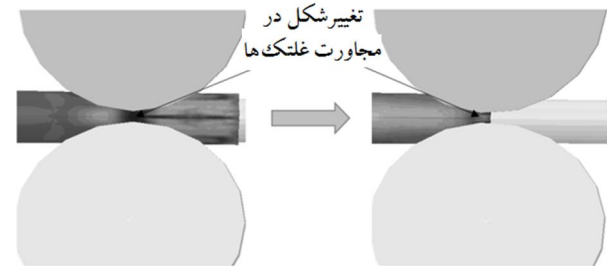
ضریب سازگاری پلاستیک	$\dot{\gamma}$
تنش معادل	σ_{eq}
تنش تسلیم اولیه	σ_{y0}
کرنش پلاستیک معادل	ϵ_{eq}^p
تابع تسلیم	ϕ
ضریب پواسون	ν
تنش هیدرواستاتیک	σ_H
مولفه‌های مثبت تانسور تنش	σ_+
مولفه‌های منفی تانسور تنش	σ_-
کرنش	ϵ
تنش	σ
چگالی	ρ
جمع مولفه‌های قطر اصلی تانسور تنش	$tr(\sigma)$
نرخ کرنش پلاستیک	$\dot{\epsilon}^p$

7- مراجع

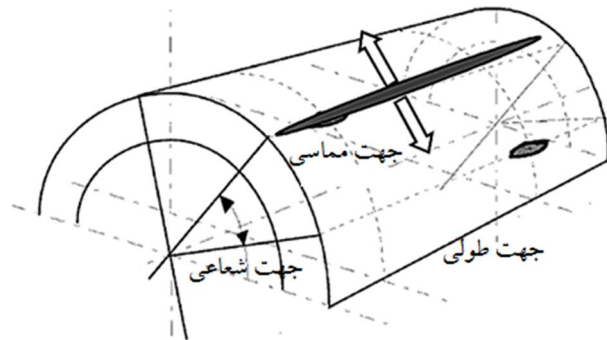
- [1] M. Furugen, C. Hayashi, Application of the theory of plasticity of the cold pilgering of tubes, *Journal of Mechanical Working Technology*, Vol. 10, No. 3, pp. 273-286, 1984.
- [2] P. Huml, R. Fogelholm, Simulation model of cold pilgering, *Journal of materials processing technology*, Vol. 42, No. 2, pp. 167-173, 1994.
- [3] S. Mulot, A. Hacquin, P. Montmitonnet, J.-L. Aubin, A fully 3D finite element simulation of cold pilgering, *Journal of materials processing technology*, Vol. 60, No. 1, pp. 505-512, 1996.
- [4] P. Montmitonnet, R. Logé, M. Hamery, Y. Chastel, J.-L. Doudoux, J.L. Aubin, 3D elastic-plastic finite element simulation of cold pilgering of zircaloy tubes, *Journal of materials processing technology*, Vol. 125, pp. 814-820, 2002.
- [5] B. Lodej, K. Niang, P. Montmitonnet, J.-L. Aubin, Accelerated 3D FEM computation of the mechanical history of the metal deformation in cold pilgering of tubes, *Journal of materials processing technology*, Vol. 177, No. 1, pp. 188-191, 2006.
- [6] E. Girard, R. Guillén, P. Weisbecker, M. François, Effect of plastic shearing on damage and texture on Zircaloy-4 cladding tubes: experimental and numerical study, *Journal of nuclear materials*, Vol. 294, No. 3, pp. 330-338, 2001.



شکل 17 نمودار روند رشد آسیب در طی انجام فرآیند در مدل اصلاح شده لمتر برای گره انتخاب شده



شکل 18 تغییر شکل نقاط مجاور غلتک‌ها در لوله



شکل 19 ایجاد ترک‌های طولی در سطح خارجی لوله‌های تولید شده با فرآیند پیلگر سه غلتکه [11]

6- جمع‌بندی و نتیجه‌گیری

فرآیند نورد سه‌غلته لوله با استفاده از روش اجزای محدود و سه معیار آسیب لمتر، اصلاح شده لمتر و آسیب انباشتی کاکرافت-لاتم مدل‌سازی گردید. در کنار این مدل‌های آسیب از دو مدل سخت‌شوندگی همسان و ترکیبی نیز استفاده گردید. با محاسبه توزیع آسیب با استفاده از این سه معیار مشخص شد که هر سه معیار پیش‌بینی خوبی در مورد توزیع آسیب ارائه می‌دهند. همچنین نوع کارسختی استفاده شده نیز تاثیری در توزیع آسیب محاسبه شده ندارد. اما از نظر کمی نتایج با هم متفاوت هستند. معیار تجمعی کاکرافت-لاتم بدلیل عدم کاهش خواص ماده در اثر رشد آسیب معیار مناسبی نخواهد بود. معیار لمتر نیز به دلیل لحاظ نکردن اثر بسته شدن ترک‌ها در بارگذاری‌های فشاری آسیب را در فرآیند بیش از حد معمول نشان می‌دهد. از نظر کمی معیار آسیب لمتر اصلاح شده معیار مناسبی برای پیش‌بینی آسیب در این فرآیند است. مکان شروع آسیب پیش‌بینی شده نیز با مشاهدات تجربی همخوانی دارد.

7- فهرست علائم

D	متغیر آسیب
\dot{D}	رشد آسیب

- [17] M. Cockcroft, D. Latham, Ductility and the workability of metals, *J Inst Metals*, Vol. 96, No. 1, pp. 33-39, 1968.
- [18] S. Oh, C. Chen, S. Kobayashi, Ductile fracture in axisymmetric extrusion and drawing—part 2: workability in extrusion and drawing, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 101, No. 1, pp. 36-44, 1979.
- [19] P. Rosa, O. Kolednik, P. Martins, A. Atkins, The transient beginning to machining and the transition to steady-state cutting, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 47, No. 12, pp. 1904-1915, 2007.
- [20] E. A. de Souza Neto, D. Peric, D. R. J. Owen, Computational methods for plasticity: theory and applications: *John Wiley & Sons*, 2011.
- [21] J. Hancock, A. Mackenzie, On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 24, No. 2, pp. 147-160, 1976.
- [22] F. Andrade Pires, J. César de Sá, L. Costa Sousa, R. Natal Jorge, Numerical modelling of ductile plastic damage in bulk metal forming, *International journal of mechanical sciences*, Vol. 45, No. 2, pp. 273-294, 2003.
- [23] M. Vaz Jr, M. de Santi Jr, G. Verrana, E. de Souza Neto, Further studies on assessing ductile fracture using continuous damage coupled to an elasto-plastic material model, *Computational Plasticity. VIII. Fundamentals and Applications*, CIMNE, Barcelona, pp. 355-359, 2005.
- [24] J. Landre, A. Pertence, P. Cetlin, J. Rodrigues, P. Martins, On the utilisation of ductile fracture criteria in cold forging, *Finite elements in analysis and design*, Vol. 39, No. 3, pp. 175-186, 2003.
- [25] H. Li, M. Fu, J. Lu, H. Yang, Ductile fracture: experiments and computations, *International Journal of Plasticity*, Vol. 27, No. 2, pp. 147-180, 2011.
- [26] K. Mocerlin, E. Vanegas, Y. De Carlan, R. E. Logé, Development of Adapted Material Testing for Cold Pilgering Process of ODS Tubes, *Key Engineering Materials*, Vol. 554, pp. 2243-2251, 2013.
- [7] N. Saibaba, Fabrication of seamless calandria tubes by cold pilgering route using 3-pass and 2-pass schedules, *Journal of Nuclear Materials*, Vol. 383, No. 1, pp. 63-70, 2008.
- [8] H. Abe, M. Furugen, Method of evaluating workability in cold pilgering, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 212, No. 8, pp. 1687-1693, 2012.
- [9] E. V. Márqueza, K. Mocerlin, L. Toualbi, Y. De Carlan, R. E. Logé, Finite element simulation of cold pilgering of ODS tubes, in *Proceeding of*.
- [10] E. Vanegas-Márquez, K. Mocerlin, L. Toualbi, Y. De Carlan, R. E. Logé, A simple approach for the modeling of an ODS steel mechanical behavior in pilgering conditions, *Journal of Nuclear Materials*, Vol. 420, No. 1, pp. 479-490, 2012.
- [11] L. Toualbi, P. Olier, K. Mocerlin, R. E. Logé, Optimization of the Fabrication Route of Ferritic/Martensitic ODS Cladding Tubes: Metallurgical Approach and Pilgering Numerical Modeling, in *Proceeding of*.
- [12] D. Pocięcha, B. Boryczko, J. Osika, M. Mroczkowski, Analysis of tube deformation process in a new pilger cold rolling process, *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, Vol. 14, No. 3, pp. 376-382, 2014.
- [13] A. F. Haji, E. Mech, Numerical simulation of cutting and fine cutting processes by lemailre's ductile damage model in conjunction with large deformation theory, *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 13, No. 6, pp. 96-102, 2013. (In Persian)
- [14] A. H. Hadadgar Esfahani, M. Mashayekhi, J. Parvizian, Using the finite cell method to predict ductile damage with crack closure effect, *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 14, No. 13, pp. 107-118, 2015. (In Persian)
- [15] M. Mashayekhi, Damage Models and Identification Procedures for A533B Steel, *MECHANICAL AEROSPACE ENGINEERING JOURNAL*, 2009. (In Persian)
- [16] J. Lemaitre, H. Lippmann, *A course on damage mechanics*: Springer Berlin, 1996.