مجله مهندسی مکانیک مدرس، فوق‌العاده اسفند 1393، دوره 14، شماره 16، ص‌ص 201-211

ماهنامه علمی پژوهشی

مهندسی مکانیک مدرس

mme.modares.ac.ir

پیش‌بینی ترکیدگی لوله در فرآیند هیدروفرمینگ گرم به کمک معیارهای شکست نرم اصلاح شده

سیدجلال هاشمی[1]، حسن مسلمی نائینی[2*]، غلامحسین لیاقت[2]، جواد شهبازی کرمی[3]، امیرحسین روحی[1]

1- دانشجوی دکتری، مهندسی مکانیک، دانشگاه تربیت مدرس، تهران
2- استاد، مهندسی مکانیک، دانشگاه تربیت مدرس، تهران
3- دانشجوی دکتری، مهندسی مکانیک، دانشگاه تربیت دبیر شهید رجایی، تهران
* تهران، صندوق پستی: 333-14115، moslemi@modares.ac.ir

اطلاعات مقاله

مقاله پژوهشی کامل
دریافت: 27 خرداد 1393
پذیرش: 15 مرداد 1393
ارائه در سایت: 17 آبان 1393

کلید واژگان:
هیدروفرمینگ گرم لوله
معیار شکست نرم اصلاح شده
ترکیدگی

چکیده

پیش‌بینی پارامترهای فرآیندی بحرانی منجر به ترکیدگی و محل رخ دادن ترکیدگی در فرآیند هیدروفرمینگ گرم لوله مسأله کلیدی در طراحی قطعات هیدروفرمینگ می‌باشد. در این مقاله برای پیش‌بینی حد شکل‌دهی لوله‌های آلومینیومی AA6063 در دمای بالا معیارهای شکست نرم اصلاح شده‌اند به‌طوری که تأثیر تغییرات دما و نرخ کرنش در شکست در نظر گرفته شود. برای کالیبره کردن معیارهای شکست نرم اصلاح شده از آزمایش‌های کشش در دماها و نرخ کرنش‌های مختلف استفاده شده و توابع کرنش شکست و کار شکست برحسب پارامتر زنر – هولومن به‌دست آمده‌اند. فرآیند هیدروفرمینگ لوله یک قطعه مربعی در دمای بالا در نرم‌افزار آباکوس شبیه‌سازی و منحنی‌های بارگذاری با تغذیه محوری متفاوت بر روی لوله اعمال شده تا شعاع گوشه شکل گرفته به وسیله معیارهای شکست اصلاح شده پیش‌بینی شود. برای استفاده از معیارهای شکست نرم در روش اجزای محدود یک زیربرنامه نوشته شد. یک دستگاه هیدروفرمینگ گرم ساخته شده و پیش‌بینی معیارهای شکست نرم اصلاح شده با نتایج تجربی در دماهای مختلف مورد مقایسه قرار گرفته است. نتایج نشان می‌دهد که معیارهای شکست نرم اصلاح شده محل رخ دادن ترکیدگی را به خوبی مشخص می‌کنند. بیش‌ترین نازک‌شدگی در ناحیه انتقال رخ می‌دهد که لوله تماس خود را با قالب از دست می‌دهد. همچنین معیار آیادای اصلاح شده با خطای کمتری نسبت به دیگر معیارها شعاع گوشه قطعه مربعی را در دماهای بالا پیش‌بینی می‌کند و با توجه به نزدیکی پیش‌بینی این معیار نسبت به نتایج تجربی می‌توان از آن برای پیش‌بینی ترکیدگی لوله آلومینیومی در دمای بالا استفاده کرد.

Prediction of Bursting in Warm Tube Hydroforming using Modified Ductile Fracture Criteria

Seyed Jalal Hashemi[1], Hassan Moslemi Naeini[2*], Gholamhossein Liaghat[2], Javad Shahbazi Karami[3], Amir Hossein Roohi[1]

1- Department of Mechanical Engineering, Tarbiat Modares University, Tehran, Iran
2- Department of Mechanical Engineering, Tarbiat Modares University, Tehran, Iran
3- Department of Mechanical Engineering, Shahid Rajaei Teacher Training University, Tehran, Iran
*P.O.B. 14115-333, Tehran, Iran, moslemi@modares.ac.ir

ARTICLE INFORMATION

Original Research Paper
Received 17 June 2014
Accepted 06 August 2014
Available Online 08 November 2014

Keywords:
Warm tube hydroforming
modified ductile fracture criterion
bursting

ABSTRACT

Prediction of critical process parameters which cause bursting and their location in warm tube hydroforming is a key factor in hydroforming parts design. In this paper, ductile fracture criteria have been modified so that the effect of variation of temperature and strain rate on fracture is considered in forming of aluminum AA6063 tubes. Calibration of modified ductile fracture criteria has been performed using uniaxial tension tests at different temperatures and strain rates. Also, fracture strain and fracture work have been obtained as functions of Zener-Holloman parameter. Tube hydroforming process of a square part has been simulated at high temperatures in Abaqus software and loading curves with various axial feeds have been used to deform the tube. Then, the formed corner radius before bursting is predicted using modified fracture criteria. A subroutine has been written for using modified fracture criteria. A warm tube hydroforming setup has been fabricated and prediction of modified ductile fracture criteria is compared with experimental results at various temperatures. Results show that modified criteria determine the location of bursting well. Maximum of thinning occurs in transition zone where the tube loses its contact with die cavity. Also, modified Ayada criterion, rather than other criteria, predicts corner radius with little error at high temperatures. Thus, because of its precise prediction, modified Ayada criterion can be used to predict the bursting of aluminum tubes at elevated temperatures.

برای ارجاع به این مقاله از عبارت ذیل استفاده نمایید:

Please cite this article using:

S. J. Hashemi, H. Moslemi Naeini, Gh. Liaghat, J. Shahbazi Karami, A. H. Roohi, Prediction of Bursting in Warm Tube Hydroforming using Modified Ductile Fracture Criteria, *Modares Mechanical Engineering,* Vol. 14, No. 16, pp. 201-211, 2015 (In Persian)

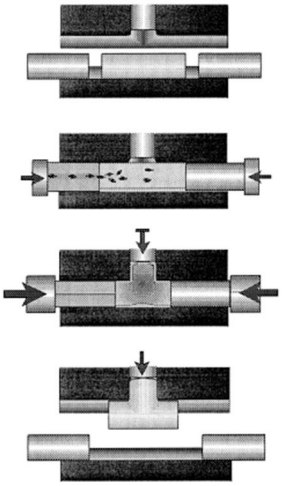
1- مقدمه

هیدروفرمینگ لوله دارای پیشینه تقریبا صد ساله می‌باشد ولی کاربرد آن در صنعت خودروسازی از حدود دو دهه پیش آغاز شده است[1]. کاربردهای این روش شکل‌دهی شامل ساخت قطعات لوله‌ای شکل بکار رفته در موتور و سیستم‌های خروج گاز می‌باشد. علاوه براین، تعداد زیادی از قطعات شاسی و بدنه مانند قطعات در و کاپوت نیز با هیدروفرمینگ تولید شده‌اند. مزیت اصلی این فرآیند بالا بردن نسبت استحکام به وزن ساختار خودرو می‌باشد. از مزیت‌های دیگر فرآیند می‌توان به هزینه کمتر تجهیزات، عملیات‌های اضافی کمتر پس از تولید، دقت ابعادی بالاتر و برگشت فنری کمتر و همچنین کاهش دور ریز اشاره کرد [3,2].

در فرآیند هیدروفرمنیگ لوله امکان ساخت قطعات ساختاری با دیواره نازک و سطح مقطع‌های به نسبت پیچیده وجود دارد که شکل سطح مقطع می‌تواند در طول قطعه تغییر کند. به‌وسیله فرآیند اکستروژن می‌توان قطعات توخالی و جدار نازک را تولید کرد اما سطح مقطع محصول ثابت است اما با استفاده از فرآیند هیدروفرمینگ می‌توان سطح مقطع در طول محصول را تغییر داد. نحوه انجام فرآیند هیدروفرمینگ لوله بسیار ساده می‌باشد و در شکل 1 نشان داده شده است.

فرآیند معمولا با یک لوله جدار نازک دایره‌ای که قطعه کار نامیده می‌شود، آغاز می‌گردد که درون حفره قالب با شکل نهایی دلخواه قرار می‌گیرد. قبل از قرار دادن لوله درون قالب لوله از دو انتها با سنبه‌های مناسب[1] بسته می‌شود تا آب‌بندی[2] به‌خوبی صورت بگیرد و تغذیه محوری بتواند اعمال شود. سپس لوله از داخل تحت فشار قرار می‌گیرد و انبساط پیدا کرده و شکل حفره قالب را بخود می‌گیرد. معمولا آب به همراه یک مکمل ضد خوردگی برای اعمال فشار داخلی مورد استفاده قرار می‌گیرد در حالی که گاز نیز می‌تواند مورد استفاده قرار گیرد.

یک چرخه معمولی فرآیند در حدود 10-15 ثانیه می‌باشد که کندتر از انجام یک فرآیند استمپینگ[3] است. اما با در نظر گرفتن عملیات‌های اضافی مورد نیاز برای قطعات استمپینگ مانند مونتاژ و جوشکاری و هم‌چنین هزینه قالب و تجهیزات بالاتر، فرآیند هیدروفرمینگ بویژه برای حجم تولید متوسط از نظر اقتصادی به صرفه می‌باشد.



شکل 1 هیدروفرمینگ لوله[4]

1- Axial Plungers
2- Sealing
3- Stamping

آلیاژهای آلومینیومی به دلیل نسبت استحکام به وزن بالا کاربرد زیادی در صنعت خودرو دارند. اما مشکل اصلی در کاربرد این آلیاژها شکل‌پذیری پایین در دمای محیط می‌باشد [6,5]. با بالا بردن دمای فرآیند شکل‌دهی، میزان شکل‌پذیری آلیاژهای آلومینیومی افزایش می‌یابد در حالی که نیروها و فشارهای مورد نیاز برای شکل‌دهی کاهش می‌یابد. به‌همین دلیل در دهه‌های اخیر بسیاری از پژوهشگران تحقیقاتی را بر روی انجام فرآیند هیدروفرمینگ لوله در دمای بالا انجام داده‌اند. کیم و همکارانش [7] هیدروفرم‌پذیری لوله‌های آلومینیومی را در دماهای مختلف بررسی کردند. آن‌ها انتقال دمای بین لوله و قالب را در بالج آزاد بوسیله شبیه‌سازی و کار تجربی بررسی کرده و نشان دادند که با افزایش دما ارتفاع بالج افزایش می‌یابد. یی و همکارانش [8] یک سیستم گرمایش ترکیبی را انجام فرآیند هیدروفرمینگ لوله در دمای بالا معرفی کردند. این سیستم شامل پیش گرمایش بوسیله یک کویل القایی و گرمایش یک المنت کارتریجی درون لوله در حین فرآیند می‌شد. هی و همکارانش [9] رفتار تغییر شکل لوله‌های منیزیمی AZ31B را در راستای محیطی و طولی مورد بررسی قرار دادند. براساس نتایج آنها شکل‌پذیری ماده در راستای محیطی در یک محدوده دمایی کاهش می‌یابد ولی در راستای طولی با افزایش دما شکل‌پذیری ماده به صورت پیوسته افزایش می‌یابد. یوان و همکارانش [10] هیدروفرمینگ لوله‌های 5A02 را در دمای بالا مورد بررسی قرار داده و نشان دادند که بالج ناهمگن لوله در راستای محیطی باعث ترکیدگی در دمای بالا می‌شود. هاشمی و همکارانش [11] توزیع ضخامت محصول را در هیدروفرمینگ گرم لوله‌های آلومینیومی AA1050 مورد بررسی قرار داده و نشان دادند که با افزایش دما توزیع ضخامت یکنواخت‌تر شده و نازک‌شدگی کاهش می‌یابد. سیدکاشی و همکارانش [12] منحنی بارگذاری در فرآیند هیدروفرمینگ گرم لوله‌های آلومینیومی AA6061 را با استفاده از الگوریتم تبرید تدریجی بهینه کردند.

در زمینه حد شکل‌دهی لوله‌ها در دمای محیط پژوهش‌های زیادی صورت گرفته است اما به دلیل تأثیر دما و نرخ کرنش، پیش‌بینی زمان ترکیدگی در فرآیند هیدروفرمینگ گرم کاری مشکل است. معیارهای شکست نرم فرودنتال [13]، کوکرافت – لاتهام [14]، کوکرافت– لاتهام نرمال شده [15]، بروزو [16]، آیادا [17]و رایس و تریسی [18] برای تعیین حد شکل‌دهی در فرآیندهای شکل‌دهی ورقی به کار می‌روند. برای کاربرد این معیارها در دمای بالا باید تأثیر تغییرات دما و نرخ کرنش در شکست نیز در نظر گرفته شود. برای رسیدن به این هدف می‌توان از پارامتر زنر – هولومن استفاده کرد. کیم و همکارانش [19] دو معیار شکست نرم کرنش پلاستیک و فرودنتال را با کمک پارامتر زنر– هولومن برای پیش‌بینی پارگی در فرآیند کشش عمیق گرم استفاده کردند. ژانگ و همکارانش [20] با کاربرد پارمتر زنر – هولومن معیار شکست نرم اویانه را برای پیش‌بینی شکست در فرآیند آهنگری گرم آلیاژ TI40 کالیبره کردند.

در این مقاله هفت معیار شکست نرم با استفاده از پارامتر زنر – هولومن[4] برای پیش‌بینی ترکیدگی در فرآیند بالج آزاد لوله‌های آلومینیومی به کار گرفته شده‌اند. معیارهای شکست نرم اصلاح شده بوسیله آزمایش‌های کشش در دماها و نرخ کرنش‌های مختلف کالیبره شده‌اند. سپس این معیارها با استفاده از زیربرنامه[5] UVARM در نرم‌افزار آباکوس برای پیش‌بینی ترکیدگی لوله تحت منحنی‌های بارگذاری مختلف به کار گرفته شده و حد شکل‌دهی در دماهای بالا بدست آمده است. یک دستگاه بالج آزاد برای بالج لوله در

4- Zener-Hollomon parameter
5- Subroutine

دمای بالا ساخته شده و نتایج شبیه‌سازی با نتایج تجربی مورد مقایسه قرار گرفته است. تأثیر دما بر توزیع ضخامت قطعات نیز مورد بررسی قرار گرفت و در پایان معیار مناسب برای پیش‌بینی ترکیدگی لوله‌های آلومینیومی در دمای بالا پیشنهاد شد.

2- بخش تجربی

2-1- آزمایش‌های کشش تک محوری

لوله‌های آلومینیومی مورد استفاده در بالج آزاد گرم از آلیاژ AA6063 بوده است که قطر خارجی و ضخامت اولیه آنها بترتیب 40mm و 1/5mm می‌باشد. لوله‌ها بدون درز بوده و با فرآیند اکستروژن تولید شده‌اند. ترکیب شیمیایی لوله در جدول 1 نشان داده شده است.

نمونه‌های آزمایش کشش در راستای طولی و طبق استاندارد ASTM-E8M آماده شده و تحت دماهای بین 273(K) تا 573(K) تحت آزمایش کشش تک‌محوری قرار گرفته‌اند. آزمایش‌های کشش در چهار نرخ کرنش $1\times10^{0}\,(s^{-1})$ ، $1\times10^{1}\,(s^{-1})$ ، $1\times10^{-2}\,(s^{-1})$ ، $1\times10^{-3}\,(s^{-1})$ انجام شدند. منحنی‌های تنش-کرنش تحت دمای 573 (K) و در نرخ کرنش‌های متفاوت در شکل 2 نشان داده شده است.

مدل مکانیکی ماده با در نظر گرفتن کار سختی و حساسیت به نرخ کرنش با معادله 1 تعریف می‌شود.

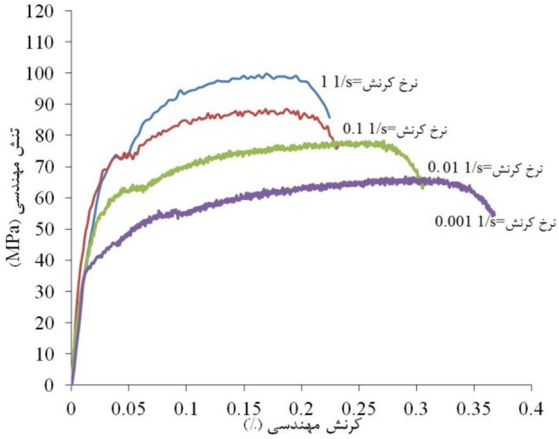
$$\bar{\sigma} = K(T)\bar{\varepsilon}^{n(T)}\dot{\bar{\varepsilon}}^{m(T)} \qquad (1)$$

$\bar{\sigma}$ تنش معادل، $\bar{\varepsilon}$ کرنش معادل می‌باشند. K، n و m بترتیب ضریب استحکام، توان کارسختی و ضریب حساسیت به نرخ کرنش می‌باشند که مقدار آن‌ها در دماهای مختلف در شکل 3 نشان داده شده است. با افزایش دما ضریب استحکام و ضریب کارسختی کاهش می‌یابد اما حساسیت به نرخ کرنش بیشتر می‌شود.

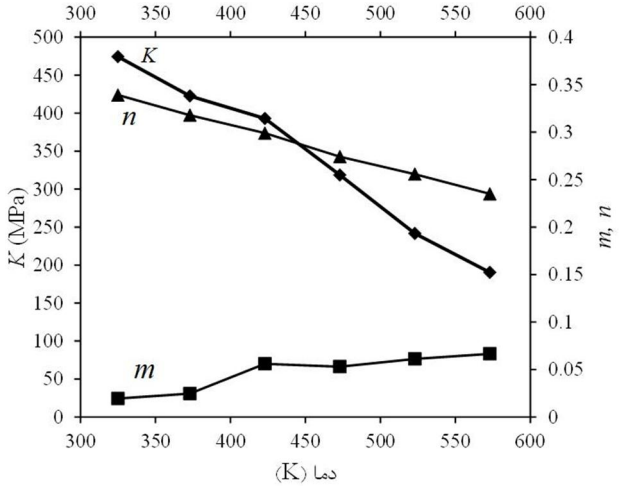
مقادیر کرنش شکست ε_f و کار شکست W_f در آزمایش‌های کشش مختلف در شکل‌های 4 و 5 نشان داده شده است. کار شکست برابر با سطح زیر منحنی تنش- کرنش تا نقطه شکست می‌باشد.

جدول 1 ترکیب شیمیایی لوله

Al	Mg	Si	Fe	Zn	Cu
Base	0/47	0/44	0/30	0/08	0/06
Mn	Pb	Ti	Sn	Ni	Ga
0/03	0/03	0/03	0/017	0/02	0/01



شکل 2 منحنی‌های تنش- کرنش مهندسی در دمای 573(K)



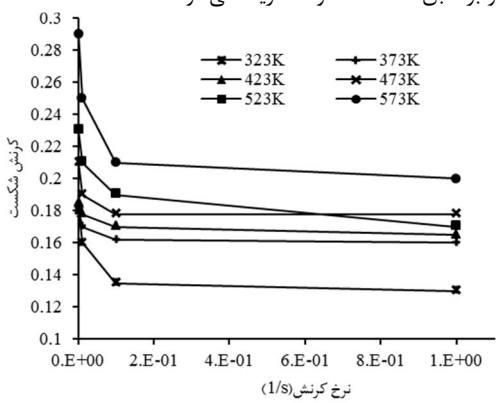
شکل 3 مقدار K، n و m برحسب دما

همان‌طور که در شکل های 4 و 5 مشاهده می‌شود، با افزایش دما کرنش شکست افزایش می‌یابد اما با افزایش نرخ کرنش شکست در کرنش‌ها پایین‌تری رخ می‌دهد. کار شکست با افزایش دما کاهش می‌یابد اما تأثیر نرخ کرنش در دماهای مختلف تغییر می‌کند. در همه دماها بجز دمای(K) 373 حداکثر کار شکست تحت نرخ کرنش $1\times10^{0}\,(s^{-1})$ بدست آمده است. در دمای (K) 323 برخلاف دماهای بالاتر تنش جریان ماده با افزایش قابل توجهی نداشته است. اما ازطرف دیگر در همین دما کرنش شکست مطابق با شکل 4 با افزایش نرخ کرنش کمتر شده و در نتیجه کار شکست که سطح زیر منحنی تنش- کرنش می‌باشد در این دما با افزایش نرخ کرنش کمتر می‌شود.

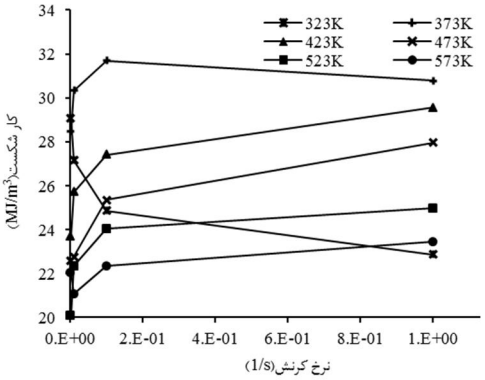
برای ارتباط کرنش شکست و کار شکست به دو متغیر دما و نرخ کرنش از پارامتر زنر – هولومن (Z) استفاده می‌شود. پارامتر زنر– هولومن با معادله (2) تعریف می‌شود.

$$Z = \dot{\varepsilon}\exp\left(\frac{Q}{RT}\right) \qquad (2)$$

که در آن $\dot{\varepsilon}$ نرخ کرنش، Q انرژی فعال‌سازی، R ثابت گازها و T دما بر حسب کلوین(K) می‌باشند. مقدار Q برای فلزات مختلف مشخص می‌باشد. در دماهای مورد استفاده در این مقاله Q تقریبا $82\,kJ/mol$ می‌باشد[21]. نمودار کرنش شکست و کار بر حسب $\ln Z$ در شکل 6 و شکل 7 نمایش داده شده است. همان‌طور که در شکل‌های 6 و 7 مشاهده می‌شود، کرنش شکست و کار شکست توابعی بر حسب پارامتر زنر- هولومن می‌باشند. $\varepsilon_f(Z)$ و $W_f(Z)$ توابع کرنش شکست و کار شکست برحسب Z می‌باشند. این توابع بوسیله انطباق منحنی در شکل‌های 6 و 7 به‌دست آمده‌اند و بر طبق معادلات 3 و 4 تعریف می‌شوند.



شکل 4 کرنش شکست آزمایش‌های کشش در دماهای مختلف



شکل 5 کار شکست در های کشش در دماهای مختلف

$$\varepsilon_f(Z)=\varepsilon_f(\dot{\bar{\varepsilon}},T)=1.863\times10^{7}\times[\ln(Z)]^5 -1.693\times10^{5}\times[\ln(Z)]^4+5.3\times10^{4}\times[\ln(Z)]^3 -5.5879\times10^{3}\times[\ln(Z)]^2\quad 1.02\times10^{2}\times[\ln(Z)] +0.6047 \tag{3}$$

$$W_f(Z)=W_f(\dot{\bar{\varepsilon}},T)=7.252\times10^{5}\times[\ln(Z)]^5 -7.117\times10^{3}\times[\ln(Z)]^4+2.614\times10^{1}\times[\ln(Z)]^3 -4.47\times[\ln(Z)]^2+35.99\times[\ln(Z)]-88.93 \tag{4}$$

2-2-هیدروفرمینگلوله‌های آلومینیومی در دمای بالا

یک دستگاه هیدروفرمینگ گرم لوله با قابلیت اعمال منحنی‌های بارگذاری متفاوت طراحی و ساخته شد. دستگاه هیدروفرمینگ در شکل 8 نشان داده شده است. ابتدا لوله درون قالب قرار گرفته و توسط سنبه‌های محوری از دو طرف آب‌بندی می‌شوند. سپس درون لوله با روغن با فشار پایین پر می‌شود. در مرحله بعد روغن درون لوله توسط المنت کارتریجی قرار گرفته روی سر یکی از سنبه‌ها گرم می‌شود. دمای لوله که بواسطه تماس با روغن داغ بالا می‌رود، به‌وسیله یک ترموکوپل نوع K که با سطح خارجی لوله تماس دارد، اندازه‌گیری می‌شود. پس از رسیدن دمای لوله به دمای مورد نظر، منحنی بارگذاری اعمال شده و لوله تغییر شکل می‌دهد. المنت حرارتی و ترموکوپل در شکل 9 نشان داده شده است. فشار داخلی بوسیله فشارسنج و تغذیه محوری بوسیله یک LVDT اندازه‌گیری می‌شود. تغذیه محوری توسط جک‌های هیدرولیکی در دو طرف انجام می‌شود. برای اعمال فشار داخلی و تغذیه محوری از دو پمپ هیدرولیکی استفاده شده است.

3- اصلاح معیارهای شکست نرم برای کاربرد در دمای بالا

معیارهای شکست نرم بدون وابستگی به تأثیر دما و نرخ کرنش توسعه داده شده‌اند. در این‌جا، با استفاده از پارامتر زنر– هولومن تأثیر دو پارامتر مذکور در معیارهای شکست نرم در نظر گرفته می‌شود. معیار فرودنتال زمانی که سطح زیر منحنی تنش– کرنش در یک نقطه به مقدار بحرانی c_1 برسد، شکست را پیش‌بینی می‌کند (معادله 5).

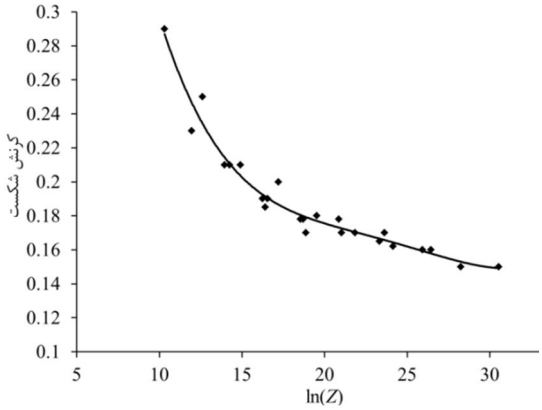
$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}\bar{\sigma}d\bar{\varepsilon}=C_1 \tag{5}$$

در این معادله $\bar{\sigma}$ و $\bar{\varepsilon}$ به ترتیب تنش و کرنش مؤثر می‌باشند. c_1 به‌وسیله انتگرال‌گیری از منحنی تنش– کرنش آزمایش کشش تک‌محوری به‌دست می‌آید. در واقع معیار فرودنتال برابر با کار شکست می‌باشد. اگر تنش مؤثر وابسته به دما و نرخ کرنش مطابق معادله 6 تعریف شود:

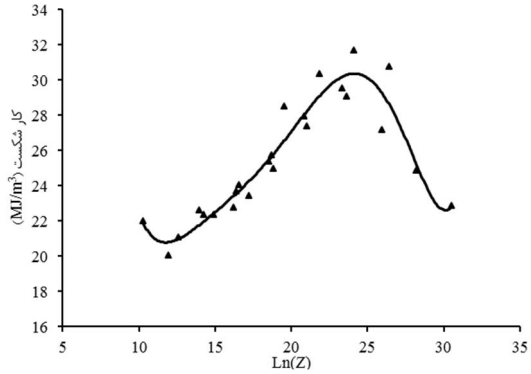
$$\bar{\sigma}=\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon},\dot{\bar{\varepsilon}},T) \tag{6}$$

معیار فرودنتال برای استفاده در دمای بالا می‌تواند به صورت معادله (7) نوشته شود.

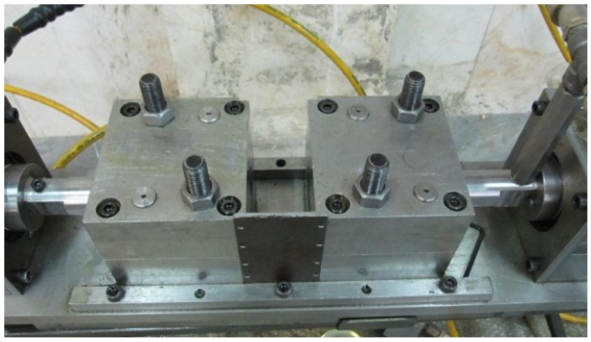
$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon},\dot{\bar{\varepsilon}},T)d\bar{\varepsilon}=W_f(\dot{\bar{\varepsilon}},T) \tag{7}$$



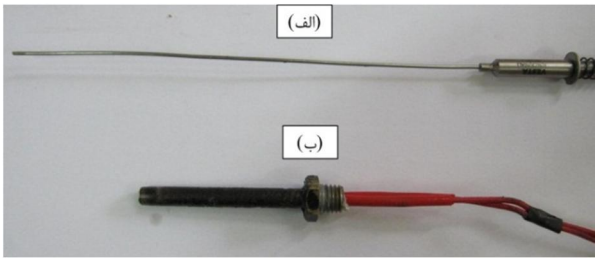
شکل 6 نمودار ارتباط کرنش شکست و ln(Z)



شکل 7 نمودار ارتباط کار شکست و ln(Z)



شکل 8 دستگاه بالج آزاد گرم لوله



شکل 9 (الف) المنت کارتریجی قرار گرفته بر روی سر یکی از سنبه‌ها (ب) ترموکوپل اندازه‌گیری دما

که تابع $W_f(\dot{\bar{\varepsilon}},T)$ از آزمایش‌های کشش در دماها و نرخ کرنش‌های متفاوت بدست آمده است. معادله 7 می‌تواند بوسیله تابع $W_f(\dot{\bar{\varepsilon}},T)$ نرمال شود (معادله 8).

$$F=\frac{\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon},\dot{\bar{\varepsilon}},T)d\bar{\varepsilon}}{W_f(\dot{\bar{\varepsilon}},T)}=1 \tag{8}$$

زمانی که مقدار F به یک برسد، بر طبق معیار فرودنتال اصلاح شده شروع شکست پیش‌بینی می‌شود. معادله 8 برای حالتی که نرخ کرنش ثابت ($\dot{\bar{\varepsilon}}^*$) و دما ثابت ($T^*$) باشد و در آن کرنش شکست برابر $\bar{\varepsilon}_f^*$ است، صادق است و به این ترتیب تابع $W_f(\dot{\bar{\varepsilon}}^*,T^*)$ می‌تواند وارد انتگرال شود (معادله 9).

$$F=\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}\frac{\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon},\dot{\bar{\varepsilon}}^*,T^*)d\bar{\varepsilon}}{W_f(\dot{\bar{\varepsilon}}^*,T^*)}=1 \tag{9}$$

در آزمایش کشش دما و نرخ کرنش در طول تغییر شکل ثابت باقی می‌ماند اما در یک فرآیند شکل‌دهی به طور معمول دما و نرخ کرنش در همه نقاط ثابت نیست و تحت تأثیر شرایط فرآیندی تغییر می‌کند. به همین دلیل می‌توان یک فرآیند شکل‌دهی را مجموعه‌ای از تغییر شکل‌های کوچک در نظر گرفت که در هر کدام از آن‌ها دما و نرخ کرنش ثابت است. پس می‌توان معادله 9 را مطابق معادله 10 به صورت مجموعه از n جزهای شکل‌دهی نوشت.

$$F=\int_0^{\bar{\varepsilon}_1}\frac{\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon},\dot{\bar{\varepsilon}}^*,T^*)d\bar{\varepsilon}}{W_f(\dot{\bar{\varepsilon}}^*,T^*)}+\int_{\bar{\varepsilon}_1}^{\bar{\varepsilon}_2}\frac{\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon},\dot{\bar{\varepsilon}}^*,T^*)d\bar{\varepsilon}}{W_f(\dot{\bar{\varepsilon}}^*,T^*)}+\ldots+\int_{\bar{\varepsilon}_{n-1}}^{\bar{\varepsilon}^*_f}\frac{\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon},\dot{\bar{\varepsilon}}^*,T^*)d\bar{\varepsilon}}{W_f(\dot{\bar{\varepsilon}}^*,T^*)}=1 \tag{10}$$

سپس اگر فرض شود که در هر جز شکل‌دهی نرخ کرنش و دما تغییر کند معادله 11 حاصل می‌شود.

$$F=\int_0^{\bar{\varepsilon}_1}\frac{\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon},\dot{\bar{\varepsilon}},T)d\bar{\varepsilon}}{W_f(\dot{\bar{\varepsilon}}_1,T_1)}+\int_{\bar{\varepsilon}_1}^{\bar{\varepsilon}_2}\frac{\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon},\dot{\bar{\varepsilon}},T)d\bar{\varepsilon}}{W_f(\dot{\bar{\varepsilon}}_2,T_2)}+\ldots+\int_{\bar{\varepsilon}_{n-1}}^{\bar{\varepsilon}^*_f}\frac{\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon},\dot{\bar{\varepsilon}},T)d\bar{\varepsilon}}{W_f(\dot{\bar{\varepsilon}}_n,T_n)}=1 \tag{11}$$

با داشتن منحنی تنش– کرنش در یک نقطه از ماده، معادله 12 را به عنوان معیار فرودنتال اصلاح شده می‌توان به صورت عمومی و برای حالتی که دما و نرخ کرنش در فرآیند ثابت نیست مورد استفاده قرار داد:

$$F=\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}\frac{\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon},\dot{\bar{\varepsilon}},T)d\bar{\varepsilon}}{W_f(\dot{\bar{\varepsilon}},T)}=1 \tag{12}$$

معیار کرنش پلاستیک معادل ($\bar{\varepsilon}_P$) زمانی که مقدار $\bar{\varepsilon}_P$ به مقدار بحرانی C_2 برسد، شکست را پیش‌بینی می‌کند (معادله 13).

$$\bar{\varepsilon}_P=C_2 \tag{13}$$

مقدار بحرانی C_2 برابر کرنش شکست در آزمایش کشش تک‌محوری می‌باشد. با استفاده از تابع کرنش شکست برحسب پارامتر زنر– هولومن معیار کرنش پلاستیک معادل اصلاح شده برای استفاده در دمای بالا به صورت معادله 14 نوشته می‌شود.

$$F=\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}\frac{d\bar{\varepsilon}}{\varepsilon_f(\dot{\bar{\varepsilon}},T)}=\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}\frac{d\bar{\varepsilon}}{\varepsilon_f(Z)}=1 \tag{14}$$

در معیار کوکرافت و لاتهام حداکثر تنش کششی جایگزین تنش مؤثر در معیار فرودنتال شده است و برطبق معادله 15 شکست را پیش‌بینی می‌کند.

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}\sigma^*d\bar{\varepsilon}=C_3 \tag{15}$$

که σ^* حداکثر تنش کششی اصلی و C_3 مقدار بحرانی معیار می‌باشند.

از آنجا که در آزمایش کشش تک‌محوری حداکثر تنش کششی برابر با تنش مؤثر می‌باشد، معیار کوکرافت– لاتهام اصلاح شده را نیز می‌توان برای استفاده در دمای بالا بر طبق معادله 16 بازنویسی کرد:

$$F=\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}\frac{\sigma^*(\bar{\varepsilon},\dot{\bar{\varepsilon}},T)d\bar{\varepsilon}}{W_f(\dot{\bar{\varepsilon}},T)}=1 \tag{16}$$

معیار کوکرافت- لاتهام نرمال شده که توسط اُه و همکارانش [15] پیشنهاد شده به صورت معادله 17 بیان می‌شود. در مورد این معیار نیز از آنجا که در کشش تک‌محوری $\bar{\sigma}=\sigma^*$ می‌باشد، معادله 17 به صورت معادله 18 ساده می‌شود.

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}\frac{\sigma^*}{\bar{\sigma}}d\bar{\varepsilon}=C_4 \tag{17}$$

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}d\bar{\varepsilon}=\bar{\varepsilon}_f \tag{18}$$

سپس با توجه به اینکه کرنش شکست تابعی از دما و نرخ کرنش می‌باشد، معیار کوکرافت– لاتهام نرمال اصلاح شده برای استفاده در دمای بالا مطابق معادله 19 بدست می‌آید.

$$F=\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}\frac{\left(\frac{\sigma^*}{\bar{\sigma}}\right)}{\varepsilon_f(\dot{\bar{\varepsilon}},T)}d\bar{\varepsilon}=\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}\frac{\left(\frac{\sigma^*}{\bar{\sigma}}\right)}{\varepsilon_f(Z)}d\bar{\varepsilon}=1 \tag{19}$$

معیارهای آیادا، بروزو و رایس و تریسی بترتیب با روابط 20، 21 و 22 بیان می‌شوند:

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}d\bar{\varepsilon}=C_5 \tag{20}$$

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}\frac{2\sigma^*}{3(\sigma^*-\sigma_m)}d\bar{\varepsilon}=C_6 \tag{21}$$

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}\exp\left(1.5\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}\right)d\bar{\varepsilon}=C_7 \tag{22}$$

C_5، C_6 و C_7 مقادیر بحرانی این معیارها می‌باشند. این سه معیار را نیز می‌توان برای استفاده در دمای بالا بازنویسی کرد. در آزمایش کشش تک‌محوری، تنش میانگین σ_m برابر یک سوم تنش مؤثر می‌باشد (معادله‌ی 23).

$$\sigma_m = \frac{1}{3}\bar{\sigma} \tag{23}$$

معادلات اصلاح شده این سه معیار آیادا، بروزو و رایس و تریسی برای استفاده در دمای بالا بر حسب پارامتر زنر– هولومن به‌ترتیب با معادلات 24، 25 و 26 بیان می‌شوند:

$$F = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{3\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}}{\varepsilon_f(\dot{\bar{\varepsilon}},T)} d\bar{\varepsilon} = 1 \tag{24}$$

$$F = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{2\sigma^*}{3(\sigma^* - \sigma_m)\times\varepsilon_f(\dot{\bar{\varepsilon}},T)} d\bar{\varepsilon} = 1 \tag{25}$$

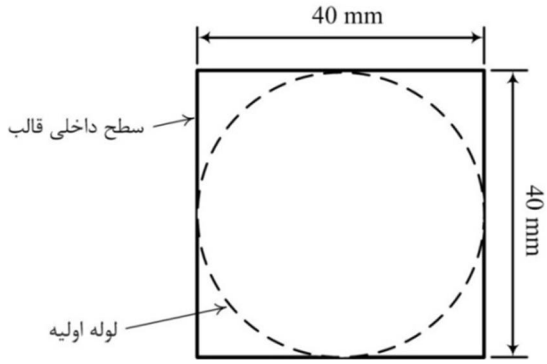
$$F = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{\exp(1.5\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}})}{1.6487\times\varepsilon_f(\dot{\bar{\varepsilon}},T)} d\bar{\varepsilon} = 1 \tag{26}$$

4- شبیه‌سازی اجزای محدود بالج آزاد در دمای بالا

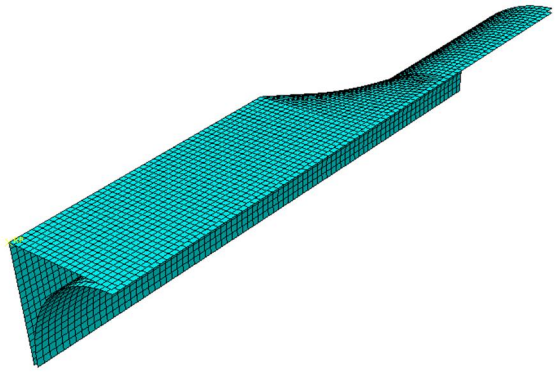
به منظور به‌کارگیری معیارهای شکست نرم اصلاح شده در دمای بالا برای پیش‌بینی ترکیدگی لوله، فرآیند هیدروفرمینگ گرم لوله یک قطعه مربعی در نرم‌افزار آباکوس شبیه‌سازی شد. ابعاد سطح مقطع قالب و لوله اولیه در شکل 10 نشان داده شده است. ضخامت اولیه لوله برابر 1/5 میلی‌متر بوده است. به علت تقارن موجود، فقط یک‌هشتم قالب و لوله مدل شده است.

خواص مکانیکی ماده بدست آمده از آزمایش‌های کشش وارد نرم‌افزار شده و برای استفاده از معیارهای شکست یک زیربرنامه نوشته شد. دمای لوله در طول شبیه‌سازی ثابت در نظر گرفته شده و از فشار یکنواخت سطحی به جای فشار روغن استفاده شد. تغذیه محوری نیز با اعمال جابجایی به دو لبه انتهایی لوله انجام گرفت. در شبیه‌سازی قالب‌ها به عنوان سطوح صلب و لوله بعنوان جسم انعطاف‌پذیر تعریف شد. شبکه‌بندی لوله با المان‌های پوسته‌ای S4RT برای تحلیل کوپل حرارتی- مکانیکی تعریف شد به‌طوری که 1056 گره روی لوله قرار گرفت. مدل شبیه‌سازی در شکل 11 مشاهده می‌شود.

طول بالج آزاد بین قالب‌ها 60 میلی‌متر و شعاع گوشه قالب‌ها 10 میلی‌متر می‌باشد. دمای لوله در حین انجام فرآیند ثابت فرض شده و ضریب انبساط حرارتی لوله $220\ \frac{W}{m.K}$ تعریف شده است[22]. منحنی‌های



شکل 10 هندسه و ابعاد سطح مقطع قالب



شکل 11 مدل شبیه‌سازی

بارگذاری شامل تغییرات فشار داخلی به تغذیه محوری اعمال شده بر روی لوله در شبیه‌سازی در شکل 12 نشان داده شده است. در همه منحنی‌های بارگذاری فشار نهایی 15 MPa در نظر گفته شده ولی تغذیه محوری از صفر تا 12mm تغییر کرده است. زمان کل انجام فرآیند برای همه منحنی‌های بارگذاری 30 ثانیه می‌باشد. ضریب اصطکاک بین سطح خارجی لوله و قالب براساس مدل کولومب برابر 0/1 در نظر گرفته شده است. منحنی‌های بارگذری مختلف بر روی لوله اعمال شده و شکل‌دهی تا پیش‌بینی ترکیدگی توسط معیارهای شکست نرم ادامه می‌یابد. سپس در لحظه پیش‌بینی ترکیدگی شعاع گوشه شکل گرفته روی قطعه به عنوان حد شکل‌دهی اندازه‌گیری شده است.

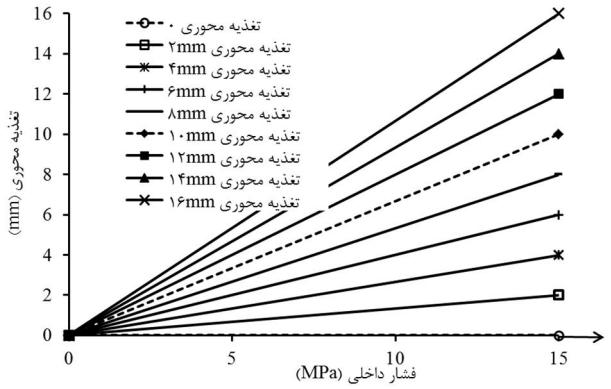
5- نتایج و بحث

5-1- بررسی صحت نتایج عددی

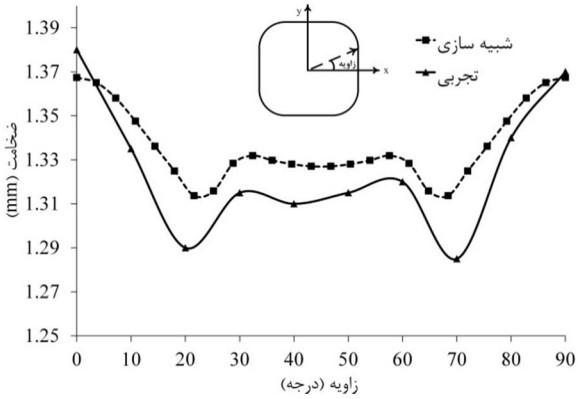
به منظور اطمینان از نتایج عددی توزیع ضخامت محصول مربعی در راستای محیطی لوله نیز با نتایج تجربی مورد مقایسه قرار گرفته است. توزیع ضخامت با برش محصول در وسط به‌دست آمده است. در حالت مقایسه شده دما 300 درجه بوده و فشار داخلی حداکثر 15 مگاپاسکال و تغذیه محوری صفر بوده است. توزیع ضخامت در یک چهارم سطح مقطع مربعی در حالت تجربی و شبیه‌سازی در شکل 13 مورد مقایسه قرار گرفته است که تطابق خوبی بین آن ها مشاهده می‌شود.

5-2- پیش‌بینی محل ترکیدگی

با استفاده از معیارهای اصلاح شده در دمای بالا زمان و محل ترکیدگی لوله‌ها پیش‌بینی شد. ابتدا محل رخ دادن ترکیدگی مورد بررسی قرار گرفت. محل



شکل 12 منحنی‌های بارگذاری

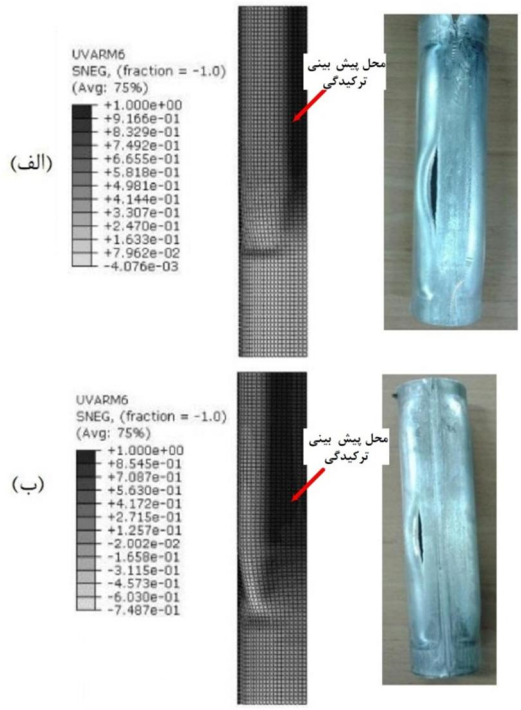


شکل 13مقایسه توزیع ضخامت قطعه در شبیه‌سازی با نتیجه تجربی

رخ دادن ترکیدگی معمولا در ناحیه انتقال می‌باشد. ناحیه انتقال محلی است که تماس لوله با دیواره قالب شروع می‌شود. در همه موارد بیشترین نازک‌شدگی نیز در این ناحیه رخ می‌دهد زیرا در محلی که لوله با دیواره قالب در تماس می‌باشد، اصطکاک اجازه تغییر شکل و نازک شدن را به لوله نمی‌دهد و از طرف دیگر نواحی دورتر از محل تماس تغییر شکل کمی دارند و باعث کشیدگی در ناحیه انتقال می‌گردند. معیارهای شکست محل رخ دادن ترکیدگی را به خوبی پیش‌بینی کرده‌اند. در دو نمونه از قطعات تولید شده با دو تغذیه محوری صفر و 12 میلی‌متری در دمای بالا با نتایج شبیه‌سازی معیار شکست آیادای اصلاح شده مورد مقایسه قرار گرفته‌اند(شکل 14). همان‌طور که مشاهده می‌شود محل ترکیدگی در هر دو حالت مشابه می‌باشد. البته با افزایش تغذیه محوری و به دنبال آن کاهش شعاع شکل گرفته محل ترکیدگی به گوشه قالب نزدیک‌تر خواهد شد.

3-5- پیش‌بینی شعاع شکل گرفته

با اعمال منحنی‌های بارگذاری بر روی لوله و توسط معیارهای اصلاح شده در

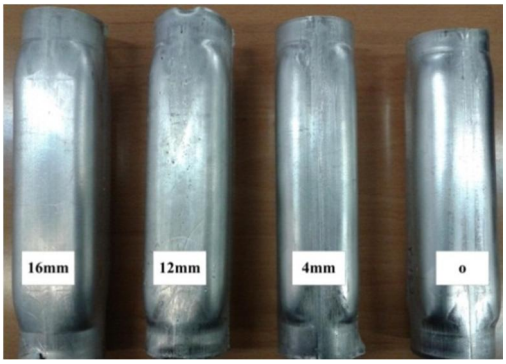


شکل 14 مقایسه محل ترکیدگی لوله با پیش‌بینی معیار شکست آیادای اصلاح شده الف) تغذیه محوری صفر ب) تغذیه محوری 12mm

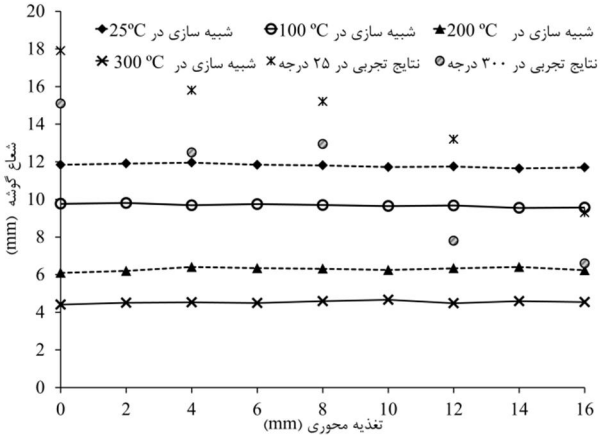
دماهای مختلف شعاع گوشه شکل گرفته شده در شبیه‌سازی به دست آمده و با نتایج تجربی مورد مقایسه قرار گرفت. مقایسه نتایج تجربی و شبیه‌سازی فقط در دمای محیط و 300 °C صورت گرفته است تا مشخص شود کدام معیار به بهترین وجه ترکیدگی را پیش‌بینی می‌کند.

نمونه‌های بدست آمده تحت تغذیه‌های محوری مختلف تحت دمای 300 درجه سانتی‌گراد در شکل 15 نشان داده شده است.شعاع گوشه پیش‌بینی شده توسط سه معیار اصلاح شده کرنش پلاستیک، فرودنتال و کوکرافت-لاتهام به ترتیب در شکل‌های 16، 17 و 18 نشان داده شده است. پیش‌بینی معیار کرنش پلاستیک اصلاح شده دردمای محیط حداقل 10% و حداکثر 34% با نتایج تجربی تفاوت داشته است اما در دمای 300 درجه این اختلاف به 31% و70% می‌رسد. برای معیار فرودنتال اصلاح شده نیز اختلاف در دمای محیط حداقل 15% و حداکثر 35% و در دمای 30 درجه حداقل 34% و حداکثر 66 % بوده است. برای معیار کوکرافت-لاتهام در دمای محیط این اختلاف به حداقل 16% و حداکثر 34% رسیده و در دمای 300 درجه حداقل 25% و حداکثر 62% است. همان‌طور که در شکل 16 مشاهده می‌شود، معیار کرنش پلاستیک در هر دما تقریبا برای همه تغذیه‌های محوری یک مقدار شعاع را پیش‌بینی کرده است. معیار کرنش پلاستیک اصلاح شده از کرنش در همه راستاها تأثیر می‌پذیرد. در تغذیه‌های کم کرنش طولی مقدار کمی دارد اما با بالا رفتن فشار نازک‌شدگی به سرعت زیاد شده و در واقع کرنش ضخامتی افزایش می‌یابد. در تغذیه‌های محوری زیاد نازک‌شدگی کمتر بوده و کرنش ضخامتی کاهش می‌یابد اما در اثر تغذیه کرنش طولی بیشتر است. پس در هر دو حالت یعنی تغذیه محوری کم یا زیاد تقریبا در یک کرنش محیطی مقدار کرنش پلاستیک معادل به حد بحرانی می‌رسد. در واقع برای تغذیه‌های محوری زیاد قبل از اینکه نازک‌شدگی رخ دهد، شکست پیش‌بینی شده است.

از طرف دیگر تنش مؤثر از کرنش معادل پیروی می‌کند یعنی با افزایش کرنش پلاستیک تنش نیز مطابق منحنی تنش– کرنش ماده که وارد نرم‌افزار شده است، بالا می‌رود. در نتیجه معیار فرودنتال اصلاح شده که از منحنی تنش- کرنش مؤثر در هر نقطه برای پیش‌بینی شکست استفاده می‌کند، رفتاری مانند معیار اصلاح شده کرنش پلاستیک معادل خواهد داشت و در همه تغذیه‌های محوری تقریبا مقدار یکسانی برای شعاع گوشه خواهد داشت. همان‌طور که در شکل 18 مشاهده می‌شود با افزایش تغذیه محوری معیار کوکرافت- لاتهام شعاع گوشه کمتری را پیش‌بینی کرده است. در مورد پیش‌بینی هر سه معیار اصلاح شده کرنش پلاستیک، فرودنتال و کوکرافت-لاتهام با افزایش دما شکل‌پذیری ماده بهتر شده و شعاع گوشه شکل گرفته کاهش یافته است اما پیش‌بینی هیچ‌کدام از این سه معیار با نتایج تجربی تطابق ندارد.



شکل 15 تأثیر تغذیه محوری بر شعاع گوشه قطعه



شکل 16 شعاع گوشه پیش‌بینی توسط معیار کرنش پلاستیک اصلاح شده تحت دماهای مختلف

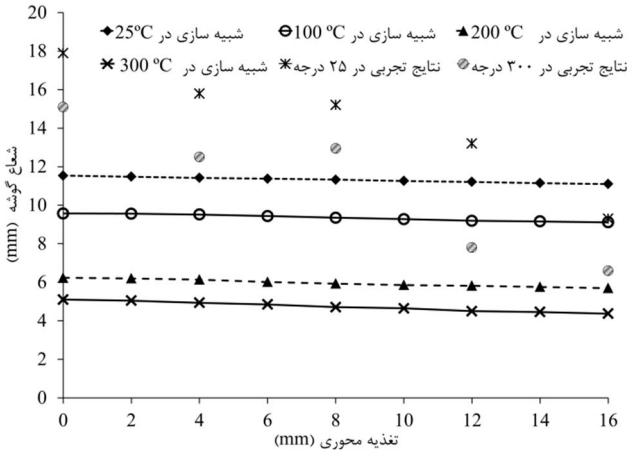
شعاع گوشه پیش‌بینی شده به‌وسیله معیار کوکرافت- لاتهام نرمال اصلاح شده در شکل 19 نشان داده شده است. پیش‌بینی این معیار نیز با نتایج تجربی اختلاف زیادی دارد اما طبق پیش‌بینی این معیار با افزایش تغذیه محوری شعاع گوشه شکل گرفته قبل از ترکیدگی کاهش یافته است. برای این معیار حداقل اختلاف بین نتایج تجربی و پیش‌بینی در دمای محیط 12% و حداکثر 23/5% و در دمای 300 درجه حداقل 27% و حداکثر 62% می‌باشد. شعاع گوشه پیش‌بینی شده توسط معیار آیادای اصلاح شده تحت تغذیه‌های محوری و دماهای متفاوت در شکل 20 نشان داده شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود با افزایش دما شکل‌پذیری لوله بیشتر شده و شعاع شکل گرفته کمتر می‌شود. تأثیر تغذیه محوری بر شعاع گوشه پیش‌بینی شده برای همه دماها مشابه می‌باشد و با افزایش تغذیه محوری شعاع گوشه کوچکتری قبل از ترکیدگی شکل خواهد گرفت.

طبق پیش‌بینی معیار آیادای اصلاح شده مقدار شعاع شکل گرفته شده در تغذیه محوری 16mm نسبت به حالت بدون تغذیه محوری حدود 70% کاهش داشته است. اختلاف بین پیش‌بینی معیار آیادای اصلاح شده و نتایج تجربی کمتر بوده و در دمای محیط حداقل 3% و حداکثر 10% بوده است در حالی که در دمای 300 درجه این اختلاف حداقل به 5% و حداکثر 12% می‌رسد.

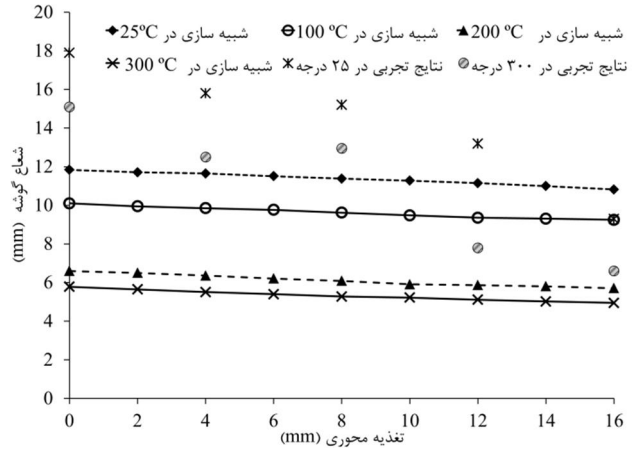
براساس پیش‌بینی معیار آیادای اصلاح شده در دمای 300 درجه سانتی‌گراد بدون تغذیه محوری شعاع گوشه 13/65mm شکل گرفته است در حالی که در دمای 200 درجه سانتیگراد برای به‌دست آوردن همین شعاع گوشه باید بیشتر از 4mm تغذیه محوری اعمال کرد که این مقدار تغذیه محوری مورد نیاز در دمای 100 درجه سانتی‌گراد و دمای محیط به 6mm می‌رسد.

شکل 21 و شکل 22 به ترتیب شعاع‌های گوشه پیش‌بینی شده توسط دو معیار بروزو و رایس اصلاح شده را نمایش می‌دهند. بر اساس پیش‌بینی معیار آیادای اصلاح شده در دمای 300 درجه سانتیگراد با افزایش تغذیه محوری از صفر به 16mm شعاع گوشه حدود 56% کاهش داشته است اما این مقدار برای دو معیار بروزو و رایس اصلاح شده 36% و 39% بوده است. برای معیار بروزو اصلاح شده حداقل و حداکثر اختلاف با نتایج تجربی در دمای محیط 3% و 20% بوده و در دمای 300 درجه به ترتیب 4% و 28% می‌باشد. برای معیار رایس اصلاح شده اختلاف در دای محیط حداقل 9% و حداکثر 10% است و در دمای 300 درجه حداقل 12% و حداکثر 23% می‌باشد.

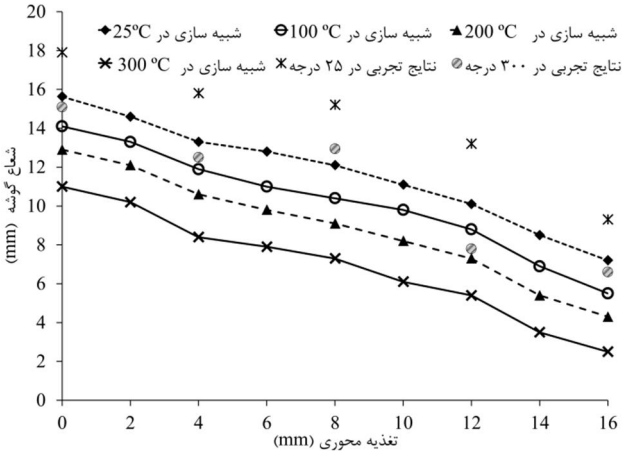
مقایسه پیش‌بینی معیارهای شکست با نتایج تجربی نشان می‌دهد که معیار آیادای اصلاح شده بهترین پیش‌بینی را داشته است. معیار آیادای اصلاح شده در دمای محیط خطای حداکثری 10% و در دمای 300 درجه سانتی‌گراد خطای حداکثری 12% داشته است. معیار بروزو اصلاح شده تقریبا برای همه حالت‌ها پیش‌بینی پایین‌تری از نتایج تجربی داشته است و پیش‌بینی معیار رایس اصلاح شده در تغذیه‌های محوری بالا به نتایج تجربی نزدیک شده است.



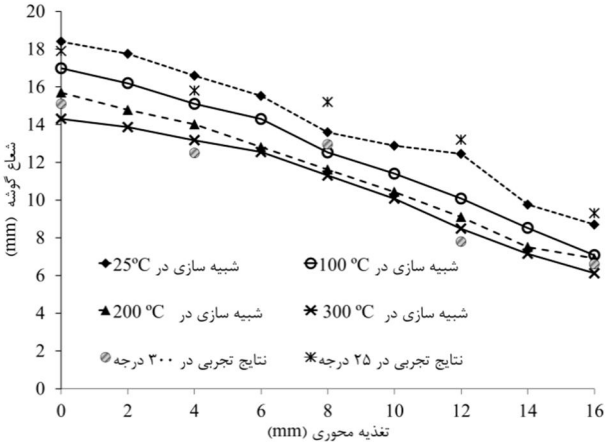
شکل 17 شعاع گوشه پیش‌بینی توسط معیار فرودنتال اصلاح شده تحت دماهای مختلف



شکل 18 شعاع گوشه پیش‌بینی توسط معیار کوکرافت- لاتهام اصلاح شده تحت دماهای مختلف



شکل 19 شعاع گوشه پیش‌بینی توسط معیار کوکرافت- لاتهام نرمال اصلاح شده تحت دماهای مختلف



شکل 20 شعاع گوشه پیش‌بینی توسط معیار آیادای اصلاح شده تحت دماهای مختلف

5-4- تأثیر دما بر روی توزیع ضخامت قطعه مربعی

همان‌طور که در شکل 20 و بر طبق پیش‌بینی معیار آیادای اصلاح شده مشاهده می‌شود در دمای 300 درجه سانتیگراد بدون تغذیه محوری شعاع گوشه 13/65mm شکل گرفته است اما برای دماهای دیگر و شکل گرفتن همین شعاع تغذیه محوری لازم می‌باشد. توزیع ضخامت یک‌چهارم سطح مقطع قطعه در دماهای مختلف در شکل 23 در وسط قطعه نشان داده شده است. برای هر دما حداقل تغذیه محوری مورد نیاز، استفاده شده است که برای دماهای محیط (25)، 100، 200 و 300 درجه سانتی‌گراد به ترتیب صفر، 2، 4 و 6 میلی‌متر بوده است.

برای شعاع گوشه 13/65mm در دمای محیط به دلیل اینکه تغذیه محوری زیادی استفاده شده است، نازک‌شدگی کمی در حدود 2% مشاهده می‌شود. با افزایش دمای فرآیند برای شکل‌گیری شعاع گوشه مورد نظر تغذیه محوری کمتری مورد نیاز است اما ضخامت قطعه کاهش یافته و در واقع نازک‌شدگی بیشتر شده است. این موضوع برای همه شعاع‌ها صادق است. در حالی که افزایش دما باعث بیشتر شدن شکل‌پذیری ماده شده، اما از آن‌جا که برای شکل‌گیری شعاع مورد نظر تغذیه محوری کمتری استفاده شده است، کرنش در راستای محیطی بیشتر شده و نازک‌شدگی افزایش می‌یابد. شکل 24 توزیع ضخامت را برای شعاع گوشه 7/23mm نشان می‌دهد. برای به‌دست آوردن این شعاع در دمای محیط 16mm تغذیه محوری مورد نیاز است اما در دماهای 100، 200 و 300 درجه سانتی‌گراد به ترتیب 12mm، 12mm و 10mm تغذیه محوری اعمال شده است. در این حالت نیز با افزایش دما نازک‌شدگی افزایش یافته است به‌طوری که در دمای محیط نازک‌شدگی تقریبا صفر است. این موضوع به دلیل زیاد بودن تغذیه محوری و فشرده شدن ماده در وسط قطعه می‌باشد.

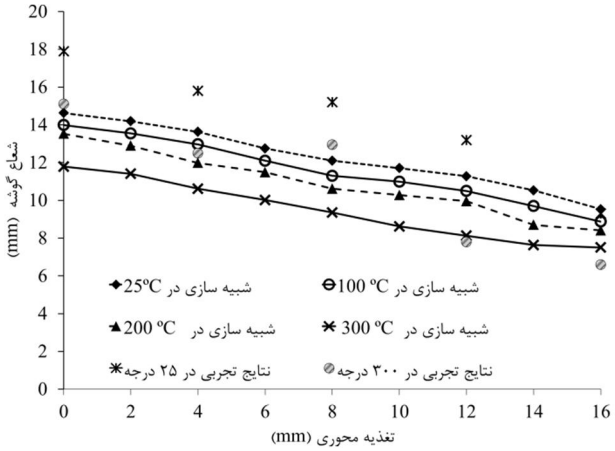
حداکثر نازک‌شدگی در همه حالت‌ها در محلی رخ می‌دهد که لوله تماس خود را با دیواره قالب از دست می‌دهد. در واقع در این مکان شکل سطح مقطع از حالت تخت به حالت گرد تبدیل می‌شود و چون در قسمت تخت اصطکاک بین سطح لوله و دیواره قالب از تغییر شکل جلوگیری می‌کند، محل مذکور تحت کشش زیادی قرار می‌گیرد و در نتیجه نازک‌تر خواهد شد. البته اگر ترکیدگی رخ ندهد این مکان با شکل‌گیری شعاع‌های کوچکتر به طرف گوشه قالب حرکت خواهد کرد. در هر دما برای شکل‌گیری یک شعاع مشخص می‌توان از تغذیه‌های محوری متفاوت استفاده کرد. شکل 25 تأثیر استفاده از تغذیه‌های محوری متفاوت را بر روی توزیع ضخامت برای شکل‌گیری شعاع گوشه 13/65 در دمای 300 درجه سانتی‌گراد نمایش می‌دهد. با افزایش تغذیه محوری نازک‌شدگی دیرتر رخ داده و استحکام قطعه نهایی بیشتر خواهد شد. در نتیجه با افزایش دمای فرآیند می‌توان شکل‌پذیری ماده را بیشتر کرد اما این لزوما منجر به افزایش استحکام قطعه نخواهد شد.

6- نتیجه‌گیری

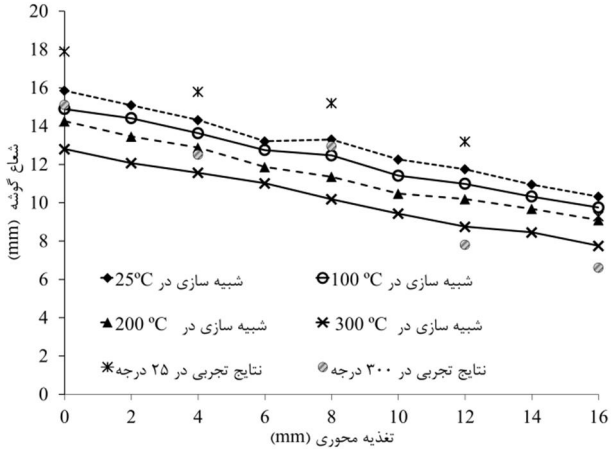
در این مقاله معیارهای شکست نرم برای پیش‌بینی ترکیدگی در دمای بالا و با در نظر گرفتن نرخ کرنش اصلاح شدند. برای به کارگیری معیارهای اصلاح فرآیند هیدروفرمینگ گرم لوله‌های آلومینیومی شبیه‌سازی شده و نتایج زیر به‌دست آمد:

1- مقادیر شعاع پیش‌بینی شده بوسیله معیار آیادای اصلاح شده بهترین تطابق را با نتایج تجربی نشان می‌دهد و در دمای محیط حداکثر خطای 10% و در دمای 300 درجه حداکثر خطای 23% داشته است. به‌همین علت می‌توان از معیار آیادای اصلاح شده برای پیش‌بینی ترکیدگی لوله‌های آلومینیومی در دمای بالا استفاده کرد.

2- بیش‌ترین نازک‌شدگی در ناحیه انتقال رخ می‌دهد که لوله تماس خود را با قالب از دست می‌دهد در نهایت در همین ناحیه ترکیدگی رخ می‌دهد.

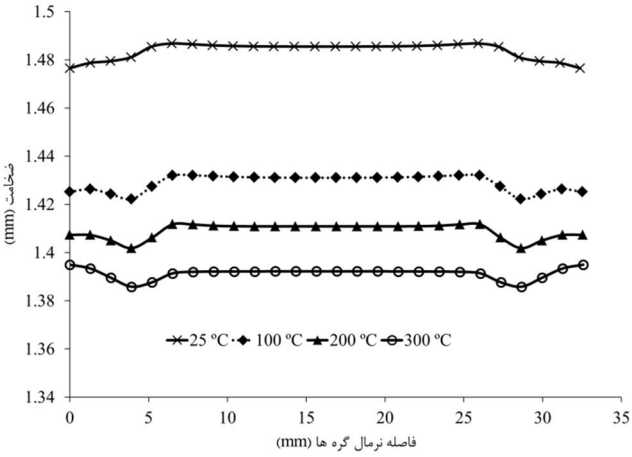


شکل 21 شعاع گوشه پیش‌بینی توسط معیار بروزو اصلاح شده تحت دماهای مختلف

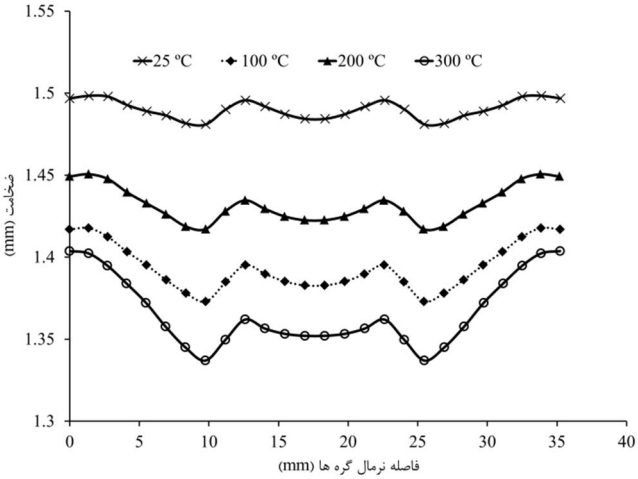


شکل 22 شعاع گوشه پیش‌بینی توسط معیار رایس اصلاح شده تحت دماهای مختلف

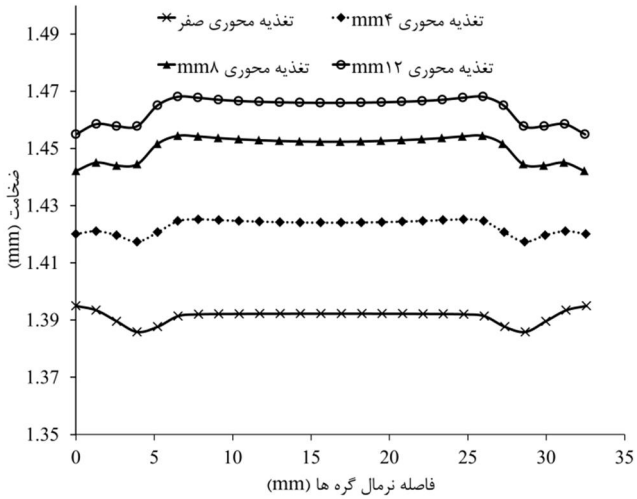
3- با افزایش دما برای یک شعاع مشخص، ضخامت قطعه کمتر شده و نازک‌شدگی افزایش یافته است.



شکل 23 توزیع ضخامت در یک‌چهارم سطح مقطع قطعه مربعی در شعاع گوشه 13/65mm



شکل 24 توزیع ضخامت در یک‌چهارم سطح مقطع قطعه مربعی در شعاع گوشه 7/23mm



شکل 25 توزیع ضخامت در یک‌چهارم سطح مقطع قطعه مربعی در شعاع گوشه 13/65mm تحت تغذیه محوری متفاوت

7- فهرست علائم

$\bar{\sigma}$	تنش معادل (MPa)
σ^*	بزرگترین تنش کششی اصلی
$\bar{\varepsilon}$	کرنش معادل
ε_f	کرنش شکست
$\dot{\bar{\varepsilon}}$	نرخ کرنش معادل
T	دما (K)
Z	پارامتر زنر-هولومن
W_f	کار شکست
Q	انرژی فعال‌سازی
R	ثابت گازها
σ_m	تنش میانگین
K	ضریب استحکام (MPa)
n	توان کارسختی
m	ضریب حساسیت به نرخ کرنش
$C_i (i=1-7)$	ثوابت معیارهای شکست نرم

8- مراجع

[1] L. Lang, Z. Wang, D. Kang, S. Yuan, S.-H. Zhang, J. Danckert, K. B. Nielsen, Hydroforming highlights: sheet hydroforming and tube hydroforming, *Journal of Materials Processing Technology,* Vol. 151, No. 1, pp. 165-177, 2004.

[2] M. Ahmetoglu, K. Sutter, X. Li, T. Altan, Tube hydroforming: current research, applications and need for training, *Journal of Materials Processing Technology,* Vol. 98, No. 2, pp. 224-231, 2000.

[3] M. Ahmetoglu, T. Altan, Tube hydroforming: state-of-the-art and future trends, *Journal of Materials Processing Technology,* Vol. 98, No. 1, pp. 25-33, 2000.

[4] A. Alaswad, K. Benyounis, A. Olabi, Tube hydroforming process: A reference guide, *Materials & Design,* Vol. 33, pp. 328-339, 2012.

[5] M. Keigler, H. Bauer, D. Harrison, A. K. M. De Silva, Enhancing the formability of aluminium components via temperature controlled hydroforming, *Journal of Materials Processing Technology,* Vol. 167, No. 2–3, pp. 363-370, 2005.

[6] D. Li, A. K. Ghosh, Biaxial warm forming behavior of aluminum sheet alloys, *Journal of Materials Processing Technology,* Vol. 145, No. 3, pp. 281-293, 2004.

[7] B. J. Kim, C. J. Van Tyne, M. Y. Lee, Y. H. Moon, Finite element analysis and experimental confirmation of warm hydroforming process for aluminum alloy, *Journal of Materials Processing Technology,* Vol. 187–188, No. 0, pp. 296-299, 2007.

[8] H. K. Yi, E. J. Pavlina, C. J. Van Tyne, Y. H. Moon, Application of a combined heating system for the warm hydroforming of lightweight alloy tubes, *Journal of Materials Processing Technology,* Vol. 203, No. 1–3, pp. 532-536, 2008.

[9] Z. He, S. Yuan, G. Liu, J. Wu, W. Cha, Formability testing of AZ31B magnesium alloy tube at elevated temperature, *Journal of Materials Processing Technology,* Vol. 210, No. 6–7, pp. 877-884, 2010.

[10] S. Yuan, J. Qi, Z. He, An experimental investigation into the formability of hydroforming 5A02 Al-tubes at elevated temperature, *Journal of Materials Processing Technology,* Vol. 177, No. 1–3, pp. 680-683, 2006.

[11] S. Hashemi, H. Moslemi Naeini, G. Liaghat, R. Azizi Tafti, F. Rahmani, Numerical and Experimental Investigation of Temperature Effect on Thickness Distribution in Warm Hydroforming of Aluminum Tubes, *Journal of Materials Engineering and Performance,* Vol. 22, No. 1, pp. 57-63, 2013/01/01, 2013. English

[12] H. M. N. S.M.H. Seyedkashi, G.H. Liaghat, M. Mosavi Mashadi, Y. H. Moon, Numerical and experimental study on the effects of expansion ratio, corner fillets and strain rate in warm hydroforming of aluminum tubes, *Modares Mechanical Enginneering,* Vol. 12, No. 5, pp. 122-131, 2012 (in persian).

[13] A. Freudenthal, The inelastic behavior of solids, *Wiley, New York,* 1950.

[14] M. Cockcroft, D. Latham, Ductility and the workability of metals, *J Inst Metals,* Vol. 96, No. 1, pp. 33-39, 1968.

[15] S. Oh, C. Chen, S. Kobayashi, Ductile Fracture in Axisymmetric Extrusion and Drawing—Part 2: Workability in Extrusion and Drawing, *Journal of Engineering for Industry,* Vol. 101, pp. 36, 1979.

[16] P. Brozzo, B. Deluca, R. Rendina, A new method for the prediction of formability limits in metal sheets, in Proc. 7th biennal Conf. IDDR, 1972.

[17] M. Ayada, T. Higashino, K. Mori, Central bursting in extrusion of inhomogeneous materials, *Advanced Technology of Plasticity 1987.,* Vol. 1, pp. 553-558, 1987.
[18] J. R. Rice, D. M. Tracey, On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids,* Vol. 17, No. 3, pp. 201-217, 1969.
[19] W. Kim, H. Kim, W. Kim, S. Han, Temperature and strain rate effect incorporated failure criteria for sheet forming of magnesium alloys, *Materials Science and Engineering: A,* Vol. 488, No. 1, pp. 468-474, 2008.
[20] X.-m. ZHANG, W.-d. ZENG, Y. SHU, Y.-g. ZHOU, Y.-q. ZHAO, H. WU, H.-q. YU, Fracture criterion for predicting surface cracking of Ti40 alloy in hot forming processes, *Transactions of Nonferrous Metals Society of China,* Vol. 19, No. 2, pp. 267-271, 2009.
[21] H. J. Frost, M. F. Ashby, Deformation mechanism maps: the plasticity and creep of metals and ceramics, 1982.
[22] A. S. Handbook, Aluminum and aluminum alloys, *ASM International,* pp. 117, 1993.