

Investigating the Bursting Pressure of the Autofrettaged and Interferenced Double-layered Cylinder with a Crack on the Inner Surface, Based on the J-Integral

ARTICLE INFO

Article Type

Original Research

Authors

Khodayari M S¹
Seifi R^{1*}

How to cite this article

Khodayari M S, Seifi R. Investigating the Bursting Pressure of the Autofrettaged and Interferenced Double-layered Cylinder with a Crack on the Inner Surface, Based on the J-Integral. Modares Mechanical Engineering. 2023;23(03): 223-234.

¹ Mechanical Engineering Department, Engineering Faculty, Bu-Ali Sina University, Hamedan, Iran.

*Correspondence

Address: Mechanical Engineering Department, Engineering Faculty, Bu-Ali Sina University, Shahid Ahmadi Roshan Street, Hamedan, Iran.
rseifi@basu.ac.ir

Article History

Received: December 06, 2022

Accepted: January 17, 2023

ePublished: April 25, 2023

ABSTRACT

Thick-walled cylindrical vessels are specially used in oil, chemical, nuclear and military industries in order to withstand internal pressure. The presence of the compressive residual stress in the walls increases the bursting pressure and fatigue life. Autofrettage processes and radial interference in multilayer cylinders are among the conventional methods of creating residual stresses in the pressure vessels. In order to achieve higher strength and fatigue life, the combination of these processes is also considered. J integral method is a suitable criterion for evaluating the crack parameters in elastic and elastoplastic strain fields. In this research, distribution of the J integral along the semi-elliptical crack front on the inner surface of the interferenced two-layered cylinder with closed end has been studied. Inner layer was autofrettaged. Burst pressure was determined based on the fracture toughness criterion (JIC). Also, the effects of the autofrettage percent, radial interference; depth, angle and aspect ratio of the crack on the J integral and burst pressure variations have been investigated. The inner and outer layers of the cylinder were made of 7075-T6 aluminum alloy. The periodic nonlinear hardening behavior of this alloy has been predicted using Chaboche model. The validity of the results and their accuracy were examined.

Keywords J Integral, Burst Pressure, Finite Elements Method, Semi-Elliptical Crack, Autofrettage, Radial Interference

CITATION LINKS

1- Residual stresses in autofrettaged vessel made of functionally graded material 2- Autofrettage of high-pressure components made of 3- Bursting pressure of autofrettaged cylinders with inclined external cracks 4- Effect of length in rotational autofrettage of ...5- Implementation and validation of true material constitutive model for... 6- Swage autofrettage FEA incorporating a user function to model actual Bauschinger effect 7- Autofrettage of nonlinear strain-hardening cylinders using... 8- Investigation of pressure gradient effect on 9- Evaluation of fatigue crack growth due to bending on 10- J-integral and CMOD for external inclined cracks on autofrettaged cylinders 11- Stress intensity factors for semi-elliptical internal surface cracks in autofrettaged thick-walled cylinders 12- Swage and hydraulic autofrettage impact on 13- Swage and hydraulic autofrettage impact on partII 14- Finite element analysis of optimized compound cylinder 15- Residual stress in shrink fits 16- A semi-analytic method for elastic/plastic shrink-fit analysis and design 17- Residual stress analyses of re-autofrettaged thick-walled tubes 18- Maximizing working pressure of autofrettaged...19- An alternative design method for the double-layer combined die using autofrettage theory 20- Optimum autofrettage and shrink-fit combination in multi-layer cylinders 21- Design optimization of compound cylinders subjected to autofrettage and shrink-fitting processes 22- Fatigue analysis of thermal shrink-fit autofrettage in pressure cylinder using finite element analysis.23- A. Optimisation of compound pressure cylinders. Journal of achievements in Materials and Manufacturing Engineering.24- Elastic-plastic stresses in shrink fit with a solid shaft.25- J-integral evaluation for cases involving non-proportional stressing.26- Fracture mechanics analysis of a crack in a residual stress field.27- Validation of the contour integral J function in ABAQUS...28- Probabilistic simulation of fatigue damage and life scatter of metallic components.29- On shrink fit analysis and design

بررسی فشار ترکیدگی استوانه دولایه‌ی متداخل اتوفرتاژ شده با وجود ترک در سطح داخلی، بر اساس انتگرال I

محمد سجاد خدایاری^۱ رحمن سیفی^{۱*}

۱ گروه مکانیک، دانشکده فنی مهندسی، دانشگاه بوعلی سینا، همدان

چکیده

مخازن استوانه‌ای جدار ضخیم در صنایع نفت، شیمیایی، هسته‌ای و نظامی به منظور تحمل فشارهای داخلی کاربرد ویژه‌ای دارند. وجود تنش پسماند فشاری در جداره‌ی مخازن جدار ضخیم موجب افزایش فشار ترکیدگی و عمر خستگی آن می‌گردد. فرآیندهای اتوفرتاژ و تداخل شعاعی در استوانه‌ی چندلایه از روش‌های مرسوم ایجاد تنش پسماند در جداره‌ی مخازن می‌باشند. به منظور دستیابی به استحکام و عمر خستگی بالاتر، از ترکیب این دو فرآیند نیز استفاده می‌شود. انتگرال I معیار مناسبی جهت ارزیابی رشد ترک در میدان‌های کرنش الاستیک و الاستوپلاستیک می‌باشد. در این پژوهش با استفاده از روش اجزای محدود، توزیع انتگرال I در طول پیشانی ترک نیم بیضی در سطح داخلی استوانه‌ی دولایه‌ی متداخل که انتهای آن بسته بوده و لایه داخلی آن اتوفرتاژ گردیده، محاسبه و سپس فشار ترکیدگی بر مبنای معیار چقرمگی شکست ماده، I_{IC} تعیین شده است. همچنین تأثیر پارامترهای مقدار اتوفرتاژ، عمق، زاویه و شکل ترک بر توزیع انتگرال I و فشار ترکیدگی بررسی گردیده است. لایه‌های داخلی و خارجی استوانه‌ی دو لایه از جنس آلایژ آلومینیوم ۷۰۷۵ گرید ۲۶ در نظر گرفته شده است. رفتار سخت‌شوندگی غیر خطی دوره‌ای این آلایژ با استفاده از مدل چابوجه، پیش بینی گردیده است. اعتبار پژوهش بررسی و دقت بالای نتایج، اثبات گردید.

کلید واژگان: انتگرال I، فشار ترکیدگی، روش اجزای محدود، ترک نیم بیضی،

اتوفرتاژ، تداخل شعاعی

تاریخ دریافت: ۱۴۰۱/۰۹/۱۵

تاریخ پذیرش: ۱۴۰۱/۱۰/۲۷

* نویسنده مسئول: rseifi@basu.ac.ir

۱- مقدمه

با توجه به اینکه بخشهای مهمی از فرآیندها در صنایع گوناگون به مخازن جدار ضخیم اختصاص دارد، توجه به فاکتور ایمنی این مخازن بسیار ضروری و پر اهمیت است. زیرا در صورت بروز شکست ممکن است موجب خسارات فراوان مالی و جانی گردد. ایجاد تنش پسماند فشاری در جداره مخازن، روشی بر مبنای رویکرد طراحی الاستوپلاستیک است که به منظور افزایش فشار ترکیدگی و عمر خستگی بکار می‌رود. تنش پسماند فشاری با تعدیل تنش کششی ناشی از فشار کاری در جداره‌ی مخزن، موجب افزایش استحکام و کاهش احتمال ایجاد و رشد ترک می‌شود [1,2]. تنش پسماند در جداره‌ی مخازن با استفاده از فرآیندهایی همانند اتوفرتاژ، وایرویندینگ (Wire Winding)، شات پینینگ (Shot Peening) و تشکیل استوانه‌ی چند لایه‌ی متداخل ایجاد می‌گردد. اتوفرتاژ فرآیندی است که ابتدا مخزن تحت فشار داخلی کافی قرار می‌گیرد به طوری که موجب تغییر شکل پلاستیک (Plastic) در ناحیه‌ی داخلی جداره‌ی مخزن به میزان درصد اتوفرتاژ مورد نظر

می‌گردد. سپس فشار داخلی حذف می‌شود. ناحیه پلاستیک داخلی تمایل به حفظ تغییر شکل ایجاد شده را دارد، در حالی که ناحیه الاستیک خارجی درصدد بازگشت به وضعیت اولیه است. بنابراین در ناحیه پلاستیک داخلی تنش پسماند فشاری و در ناحیه الاستیک خارجی تنش پسماند کششی ایجاد می‌شود. برخلاف تنش پسماند فشاری که موجب افزایش استحکام و عمر ماده در نواحی داخلی می‌شود، تنش پسماند کششی در نواحی خارجی منجر به کاهش استحکام و عمر ماده می‌گردد [3]. فرآیند اتوفرتاژ بر اساس عامل ایجاد کننده‌ی تنش فشاری در سطح داخلی، به دسته‌های هیدرولیکی، مکانیکی، انفجاری، چرخشی و دمایی طبقه‌بندی می‌گردد [4].

محاسبه تنش پسماند ناشی از فرآیند اتوفرتاژ و تأثیر آن بر عمر خستگی و گسترش ترک، از موضوعات جذاب جهت پژوهش محققان بوده است. هیو و همکاران با استفاده از روش اجزای محدود، توزیع تنش پسماند فرآیند اتوفرتاژ را در استوانه از جنس ماده با رفتار سخت‌شوندگی خطی و غیرخطی محاسبه کردند [5,6]. مولایی و همکاران با استفاده از روابط تحلیلی بر مبنای معیار ترسکا (Tresca)، توزیع تنش پسماند را در جداره‌ی استوانه‌ی اتوفرتاژ شده، بدست آوردند [7]. قاجار و سعیدی با استفاده از توابع وزنی دو بعدی، ضریب شدت تنش را در پیشانی ترک نیم بیضی محوری در سطح داخلی استوانه‌ی اتوفرتاژ شده تحت فشار داخلی غیر یکنواخت، محاسبه نمودند [8]. سیفی و همکاران با روش‌های تجربی و اجزای محدود، به بررسی تأثیر مقدار اتوفرتاژ و هندسه ترک بر انتگرال I در پیشانی ترک خارجی استوانه اتوفرتاژ شده و فشار ترکیدگی آن پرداختند و اثرات نامطلوب اتوفرتاژ بر رشد و گسترش ترک خارجی را اثبات نمودند [9,10]. لین و اسمیت تأثیر مقدار اتوفرتاژ و هندسه ترک بر ضریب شدت تنش در پیشانی ترک نیم بیضی محوری در سطح داخلی استوانه اتوفرتاژ شده را به روش اجزای محدود با فرض معیار تسلیم ترسکا و مدل مادی الاستیک-پلاستیک کامل بررسی کردند [11]. پرل و سالی با استفاده از روش اجزای محدود، ضریب شدت تنش را در پیشانی ترک نیم بیضی در سطح داخلی استوانه‌ی اتوفرتاژ شده، محاسبه نمودند و عمر خستگی را بر اساس رابطه‌ی پاریس بدست آوردند [12,13].

استفاده از استوانه‌ی چندلایه‌ی متداخل، یکی دیگر از روش‌های ایجاد تنش پسماند در جداره مخازن است. در این روش لایه‌ی داخلی که قطر خارجی آن بیشتر از قطر داخلی لایه‌ی خارجی است، در لایه‌ی خارجی به صورت پرس و یا با ایجاد اختلاف دما، جا زده می‌شود. مقدار فشار تماسی بین لایه‌ها به جنس، مقدار تداخل شعاعی و محل قرارگیری لایه‌ها بستگی دارد [14]. گامر و لانسر با استفاده از روابط تحلیلی بر مبنای معیار تسلیم ترسکا، تنش پسماند را در یک استوانه‌ی دولایه‌ی متداخل از جنس ماده با رفتار سخت‌شوندگی خطی بررسی نمودند. نتایج نشان داد که با کاهش ضخامت لایه‌ی خارجی، تنش پسماند کاهش می‌یابد [15]. سرجیو

$$\sigma_r^A = \sigma_Y \left(1 - \frac{r_m^2}{r^2} \right) \left\{ \frac{r_p^2}{2r_m^2} + \left(\frac{r_i}{r_m - r_i} \right) \left[\ln \frac{r_i}{r_p} - \frac{r_m^2 - r_p^2}{2r_m^2} \right] \right\}$$

$$\sigma_\theta^A = \sigma_Y \left(1 + \frac{r_m^2}{r^2} \right) \left\{ \frac{r_p^2}{2r_m^2} + \left(\frac{r_i}{r_m - r_i} \right) \left[\ln \frac{r_i}{r_p} - \frac{r_m^2 - r_p^2}{2r_m^2} \right] \right\} \quad (۲)$$

که در این روابط σ_r^A ، σ_θ^A و σ_Y به ترتیب تنش پسماند محیطی و شعاعی ناشی از فرآیند اتوفرتاژ و تنش تسلیم ماده می‌باشد. همچنین r_i شعاع داخلی، r_m شعاع خارجی و r_p شعاع ناحیه پلاستیک است. مولفه‌های تنش پسماند ناشی از فرآیند اتوفرتاژ در ماده با رفتار سخت‌شوندگی خطی نیز در روابط (۳-۵) آورده شده است [18].

$$(r_i \leq r \leq r_p)$$

$$\sigma_r^A = -\frac{\sigma_Y}{2} \left[1 - \frac{r_p^2}{r^2} + 2(1 - \eta) \ln \frac{r_p}{r} + \eta \left(\frac{r_p^2}{r^2} - 1 \right) \right]$$

$$\sigma_\theta^A = \frac{\sigma_Y}{2} \left[1 + \frac{r_p^2}{r^2} - 2(1 - \eta) \ln \frac{r_p}{r} + \eta \left(\frac{r_p^2}{r^2} - 1 \right) \right] \quad (۳)$$

$$(r_p \leq r \leq r_m)$$

$$\sigma_r^A = \frac{\sigma_Y}{2} \left[\frac{r_p^2}{r^2} - \frac{r_p^2}{r_m^2} \right]$$

$$\sigma_\theta^A = \frac{\sigma_Y}{2} \left[\frac{r_p^2}{r^2} + \frac{r_p^2}{r_m^2} \right] \quad (۴)$$

$$\eta = \frac{2H}{2H + \sqrt{3} \left(\frac{E}{1 - \nu^2} \right)} \cong \frac{H}{E} \quad (۵)$$

H و ν در رابطه (۵) به ترتیب شیب منحنی تنش-کرنش در ناحیه سخت‌شوندگی خطی پلاستیک و ضریب پواسون ماده است.

روابط تحلیلی تنش پسماند در استوانه دولایه‌ای متداخل:

تنش پسماند در لایه‌ی داخلی و خارجی استوانه‌ی دولایه‌ی دارای تداخل شعاعی با فرض ایجاد تغییر شکل‌های الاستیک مطابق روابط (۶-۸) می‌باشد [22].

$$r_a \leq r \leq r_b$$

$$\sigma_r^{Sh} = -P_{sh} \frac{r_b^2}{(r_b^2 - r_a^2)} \left(1 - \left(\frac{r_a}{r} \right)^2 \right)$$

$$\sigma_\theta^{Sh} = -P_{sh} \frac{r_b^2}{(r_b^2 - r_a^2)} \left(1 + \left(\frac{r_a}{r} \right)^2 \right) \quad (۶)$$

$$r_b \leq r \leq r_c$$

$$\sigma_r^{Sh} = P_{sh} \frac{r_b^2}{(r_c^2 - r_b^2)} \left(1 - \left(\frac{r_c}{r} \right)^2 \right)$$

$$\sigma_\theta^{Sh} = P_{sh} \frac{r_b^2}{(r_c^2 - r_b^2)} \left(1 + \left(\frac{r_c}{r} \right)^2 \right) \quad (۷)$$

$$\left(\frac{\delta}{r_b} \right)$$

$$P_{sh} = \frac{1}{E} \left\{ \left(\frac{r_c^2 + r_b^2}{r_c^2 - r_b^2} \right) + \left(\frac{r_b^2 + r_a^2}{r_b^2 - r_a^2} \right) \right\} \quad (۸)$$

σ_r^{Sh} ، σ_θ^{Sh} ، δ و E به ترتیب تنش تماسی بین لایه‌ها، تنش محیطی و شعاعی ناشی از فرآیند تداخل، مقدار تداخل و مدول الاستیسیته ماده است. r_a شعاع داخلی لایه‌ی داخلی، r_b شعاع خارجی لایه‌ی داخلی و r_c شعاع خارجی لایه خارجی است. تنش ناشی از فرآیند تداخل شعاعی می‌تواند موجب تسلیم ماده در لایه‌های داخلی و خارجی شود. توزیع تنش در فرآیند تداخل شعاعی با فرض ایجاد کرنش الاستوپلاستیک و در نظر گرفتن

و النبا با استفاده از روش نیمه تحلیلی بر مبنای فرض تنش برشی مینیمم در لایه‌ها در حالت بهینه، ابعاد بهینه لایه‌ها را در استوانه‌ی چندلایه محاسبه نمودند [16].

به منظور افزایش فشار ترکیبگی و عمر مخازن، تعدادی از محققان ترکیب‌های مختلفی از روش‌های ایجاد تنش پسماند را بررسی کردند. فرهی و همکاران تاثیر اتوفرتاژ دوباره را بر توزیع تنش پسماند بررسی کردند و نشان دادند که فرآیند اتوفرتاژ بدون عملیات حرارتی فقط در درصد‌های بالا موجب افزایش تنش پسماند فشاری می‌گردد و در درصد‌های پایین موثر نمی‌باشد [17]. سیفی با بکارگیری روابط تحلیلی، تاثیر مقدار و محل تداخل شعاعی و مقدار اتوفرتاژ را بر فشار ترکیبگی استوانه‌ی سه‌لایه‌ی اتوفرتاژ شده با رفتار سخت‌شوندگی خطی، بررسی نمود. نتایج نشان داد که در شرایط بهینه، فشار ترکیبگی تا دو برابر حالت تک-لایه‌ی بدون اتوفرتاژ، افزایش می‌یابد [18]. هیو و همکاران با استفاده از روابط لامه در شرایط تنش صفحه‌ای بر مبنای معیار تسلیم فون میسز (Von Mises)، ترکیب فرآیندهای اتوفرتاژ و تداخل شعاعی را بررسی کردند [19]. جاهد و همکاران به منظور افزایش تنش پسماند با استفاده از روش سیمپلکس، ابعاد بهینه‌ی لایه‌های یک استوانه‌ی سه‌لایه‌ی متداخل اتوفرتاژ شده را محاسبه نمودند [20]. عبدالسلام و صداقتی در راستای افزایش عمر خستگی با استفاده از الگوریتم ژنتیک و برنامه درجه دوم متوالی به بهینه-یابی پارامترهای ابعاد، مقدار اتوفرتاژ هر لایه و مقدار تداخل در استوانه‌ی دولایه‌ی متداخل اتوفرتاژ شده پرداختند [21].

با توجه به جستجوهای انجام شده، تاثیر ترکیب فرآیندهای اتوفرتاژ و تداخل شعاعی بر فشار ترکیبگی استوانه با ترک داخلی قبلاً بررسی نشده است. در این پژوهش، فشار ترکیبگی استوانه‌ی دولایه‌ی متداخل که لایه‌ی داخلی آن قبلاً اتوفرتاژ شده است و دارای ترک نیم بیضی در سطح داخلی است، بر اساس انتگرال I محاسبه گردیده است. تاثیر پارامترهای هندسه‌ی ترک، مقدار اتوفرتاژ و تداخل شعاعی بررسی گردیده است. استوانه‌ها از آلیاژ آلومینیوم ۷۰۷۵ گرید T۶ ساخته شده و رفتار سخت‌شوندگی غیر خطی دوره‌ای آن با استفاده از مدل چابوچه تخمین زده شده است.

۲- روابط تحلیلی تنش پسماند ناشی از فرآیند اتوفرتاژ

فرآیند اتوفرتاژ موجب ایجاد تنشهای پسماند فشاری در نواحی داخلی و تنش پسماند کششی در نواحی خارجی جداره مخازن می‌گردد. در روابط (۱-۲)، مولفه‌های تنش پسماند ناشی از فرآیند اتوفرتاژ در استوانه از جنس ماده با رفتار الاستیک-پلاستیک کامل با فرض معیار تسلیم ترسکا، ارائه شده است [18].

$$(r_i \leq r \leq r_p)$$

$$\sigma_r^A = \sigma_Y \left\{ \frac{r_i}{r_m - r_i} \left(1 - \frac{r_m^2}{r^2} \right) \left[\ln \frac{r_i}{r_p} - \frac{r_m - r_p}{2r_m^2} \right] + \left[\ln \frac{r}{r_p} - \frac{r_m^2 - r_p^2}{2r_m^2} \right] \right\}$$

$$\sigma_\theta^A = \sigma_Y \left\{ \frac{r_i}{r_m - r_i} \left(1 + \frac{r_m^2}{r^2} \right) \left[\ln \frac{r_i}{r_p} - \frac{r_m - r_p}{2r_m^2} \right] + \left[\ln \frac{r}{r_p} + \frac{r_m^2 - r_p^2}{2r_m^2} \right] \right\} \quad (۱)$$

$$(r_p \leq r \leq r_m)$$

در رابطه‌ی بالا، p کرنش پلاستیک معادل است و طبق رابطه‌ی (۱۵) محاسبه می‌گردد.

$$p = \sqrt{\frac{2}{3} \varepsilon^p} \quad (15)$$

گسترش اندازه سطح تسلیم نیز در رابطه‌ی (۱۶) ارائه گردیده است [28].

$$Y = \sigma_Y + Q(1 - e^{-bp}) \quad (16)$$

Q و b ضرایب ثابت می‌باشند. با استفاده از روش‌های عددی و برازش مدل چابوچه بر نتایج آزمایش کشش و فشار، ضرایب چابوچه محاسبه می‌گردد. خواص مکانیکی و ضرایب چابوچه آلیاژ آلومینیوم ۷۰۷۵ گرید T۶ در جدول ۱ ارائه شده است [28]. مدل چابوچه در نرم‌افزار آباکوس با استفاده از مدل پلاستیک ترکیبی سینماتیک-ایزوتروپیک (Kinematic-Isotropic) و افزایش سطح تسلیم دوره‌ای (Cyclic Hardening) اعمال شده است.

جدول ۱) خواص مکانیکی و ضرایب چابوچه آلیاژ آلومینیوم ۷۰۷۵ گرید T۶ [28]

b	Q (MPa)	γ_2	C_2 (MPa)	γ_1	C_1 (MPa)	ν	E (MPa)	σ_Y (MPa)
۳۰	۱۴۰	۱۸۰	۹۰۰۰	۳۵۰۰	۱۷۵۰۰۰	۰/۳۴	۷۰۹۴۰	۴۲۰

۵- جزئیات شبیه سازی

در این تحقیق توزیع انتگرال I در پیشانی ترک نیم بیضی واقع در سطح داخلی استوانه‌ی دولایه دارای تداخل شعاعی که لایه داخلی آن اتوفرتاژ شده و تحت فشار داخلی است، با استفاده از روش اجزاء محدود بدست آمده است. سپس بر اساس معیار J_{IC} ، فشار ترکیبگی استوانه محاسبه شده است. فشار ترکیبگی برابر مقدار فشاری فرض شده است که موجب می‌شود انتگرال I در نقطه‌ای از پیشانی ترک به مقدار چقرمگی شکست ماده، J_{IC} برسد. مقدار J_{IC} آلیاژ آلومینیوم ۷۰۷۵ گرید T۶ برابر $10042/8$ ژول بر مترمربع است [10]. شبیه‌سازی عددی در این تحقیق شامل چهار مرحله می‌باشد که با استفاده از نرم‌افزار آباکوس انجام گرفته است. در مراحل اول و دوم، فرآیند بارگذاری و باربرداری اتوفرتاژ لایه‌ی داخلی شبیه‌سازی شده است. شبیه‌سازی فرآیند تداخل شعاعی و اعمال فشار کاری نیز به ترتیب در مراحل سوم و چهارم انجام گرفته است. فشار کاری به صورت فشار یکنواخت در سطح داخلی استوانه و سطوح ترک اعمال گردیده است. همچنین استوانه خارجی به صورت غلاف دو سر باز که استوانه داخلی را در بر گرفته، منظور شده است. در مراحل شبیه‌سازی فرآیندهای اتوفرتاژ و تداخل شعاعی، دهانه ترک با استفاده از المانهای متصل کننده بسته شده است. استوانه‌ی دولایه توسط المان‌های ۲۰ گره‌ای مکعبی و نواحی اطراف پیشانی ترک توسط المان‌های هرمی ۶ گره‌ای، المان بندی شده‌اند که در شکل ۱ ارائه گردیده است. جهت افزایش دقت نتایج، تراکم المان در نواحی نزدیک به پیشانی ترک، افزایش یافته است.

معیارهای تسلیم و رفتارهای سخت‌شوندگی مختلف مواد، توسط تعدادی از پژوهشگران بررسی شده است [23,24].

۳- محاسبه انتگرال I با وجود میدان تنش پسماند

انتگرال I به عنوان یک ابزار قدرتمند جهت پیش بینی شکست در تحلیل‌های الاستیک و الاستوپلاستیک به کار می‌رود. فرم کلی دو بعدی انتگرال I به صورت رابطه‌ی (۹) می‌باشد [10].

$$J = \int_{\Gamma} w dx_2 - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x_1} ds \quad (9)$$

w و T_i در رابطه‌ی (۹) چگالی انرژی کرنشی و بردار تنش‌اند و در روابط (۱۰-۱۱) تعریف شده‌اند.

$$w = \int \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (10)$$

$$T_i = \sigma_{ij} n_j \quad (11)$$

در این رابطه n_j بردار عمود بر خم بسته‌ی انتگرال‌گیری در اطراف پیشانی ترک است. انتگرال I یک کمیت مستقل از مسیر انتگرال-گیری است مگر در مواردی که کرنش‌های غیرمکانیکی و تنش پسماند موجود باشد. تاثیر کرنش‌های غیرمکانیکی و تنش پسماند را می‌توان در انتگرال I با اضافه نمودن ترم‌هایی اصلاح نمود به گونه‌ای که مستقل بودن انتگرال I از مسیر انتگرال‌گیری حفظ شود [25,26]. بدون احتساب اثرات دمایی، فرم اصلاح شده انتگرال I در رابطه‌ی (۱۲) ارائه شده است [10].

$$J_{mod} = \int_A \left(\sigma_{ij} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_1} \frac{\partial q}{\partial x_i} + \frac{\partial \varepsilon_{ij}^p}{\partial x_1} q \right) - (w - w^0) \frac{\partial q}{\partial x_1} \right) dA \quad (12)$$

در رابطه‌ی (۱۲)، q یک تابع پیوسته است که در ناحیه پیشانی ترک برابر یک و در مرز منحنی Γ ، صفر می‌باشد. ε_{ij}^p ، w و w^0 به ترتیب کرنش اولیه، چگالی انرژی کرنشی کل و انرژی اتلافی ناشی از تغییر شکل پلاستیک اولیه است. در نرم‌افزار آباکوس اثرات تنش پسماند و غیر مکانیکی به صورت کرنش اولیه در نظر گرفته شده و بدین صورت انتگرال I اصلاح شده، محاسبه می‌گردد [27].

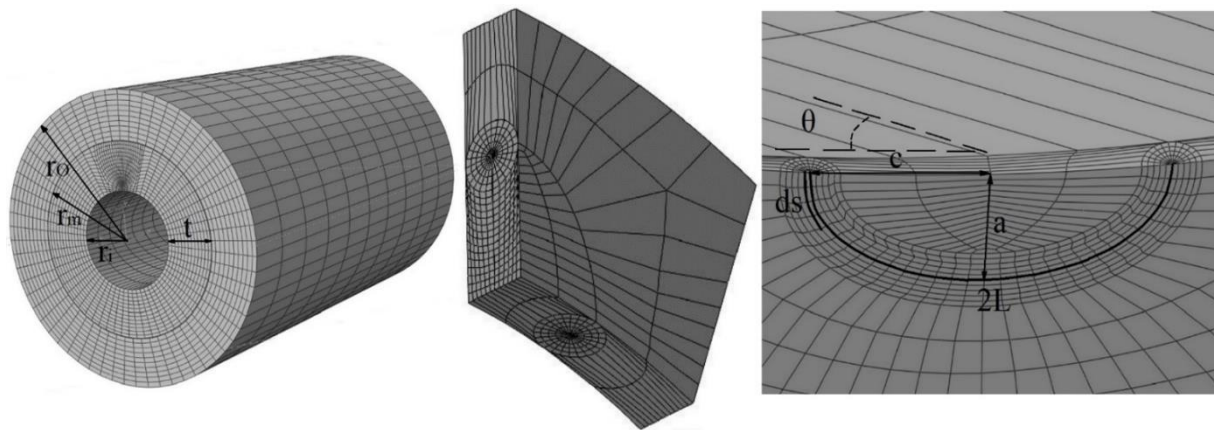
۴- مدل چابوچه

در این پژوهش جنس لایه‌های داخلی و خارجی از آلیاژ آلومینیوم ۷۰۷۵ گرید T۶ در نظر گرفته شده است. رفتار سخت‌شوندگی غیر-خطی دوره‌ای این آلیاژ با استفاده از مدل چابوچه پیش‌بینی گردیده است. فرم عمومی معیار تسلیم فون میسز در رابطه (۱۳) ارائه شده است.

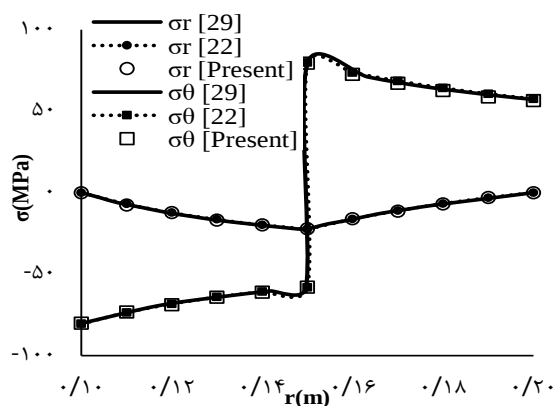
$$f = \sqrt{\frac{3}{2}} (S - X) : (S - X) - Y \quad (13)$$

در رابطه (۱۳)، f سطح تسلیم، S تانسور تنش انحرافی، X مرکز سطح تسلیم در فضای انحرافی و Y اندازه سطح تسلیم است. قانون سخت‌شوندگی چابوچه نیز به صورت رابطه‌ی (۱۴) می‌باشد [28].

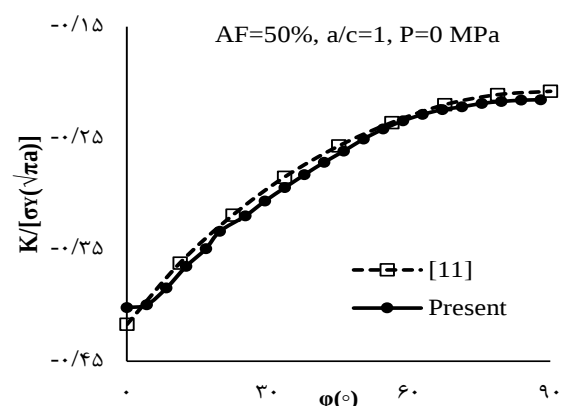
$$\dot{X}_i = \frac{2}{3} G_i \varepsilon^p - \gamma_i X_i \dot{p} \quad (14)$$



شکل ۱) المان بندی استوانه‌ی دو لایه، ناحیه اطراف ترک و تعریف پارامترهای هندسی



(ب)



(الف)

شکل ۲) بررسی اعتبار پژوهش الف) ضریب شدت تنش ترک در سطح داخلی استوانه اتوفرتاژ شده ب) مولفه‌های تنش پسماند ناشی از فرآیند تداخل شعاعی ۰/۱ میلی‌متر

۶- صحت سنجی

جهت سنجش اعتبار پژوهش لازم است که نتایج بدست آمده با مراجع دیگر مقایسه گردد. با توجه به عدم وجود مرجعی که فشار ترکیدگی استوانه‌ی دولایه‌ی متداخل اتوفرتاژ شده‌ی دارای ترک داخلی را بررسی کرده باشد، نتایج حاصل از شبیه‌سازی هریک از فرآیندهای اتوفرتاژ و تداخل شعاعی به صورت جداگانه با مراجع موجود مقایسه شده است. در اولین تحلیل انجام شده جهت اعتبار سنجی، مقدار ضریب شدت تنش بی بعد در طول پیشانی ترک نیم بیضی محوری در سطح داخلی استوانه‌ی اتوفرتاژ شده محاسبه و با مرجع [11] مقایسه گردیده است. در این شبیه‌سازی خواص ماده، ابعاد لایه‌ها و ترک و مقدار اتوفرتاژ مطابق مرجع [11] می‌باشد. مقدار r_o/r_i برابر ۲، a/c برابر ۱، a/t برابر ۰/۲ و $AF\%$ برابر ۵۰٪ منظور شده است. مقایسه نتایج این تحلیل با مرجع [11] در شکل (۲-الف) ارائه شده است. در این شکل، ϕ زاویه‌ی مکان نقاط روی پیشانی ترک است. برای نمونه، ϕ برابر با صفر، بیانگر نقاطی از پیشانی ترک است که روی سطح داخلی استوانه قرار دارند. در تحلیل دیگر، فرآیند تداخل شعاعی استوانه‌ی دولایه شبیه‌سازی

r_i شعاع داخلی و r_o شعاع خارجی استوانه‌ی دولایه به ترتیب برابر ۱۰ و ۳۰ میلی‌متر و ضخامت لایه داخلی ۱۰ میلی‌متر می‌باشد. a عمق ترک، c عرض دهانه ترک نیم بیضی، $2L$ محیط پیشانی ترک و s متغیر محیطی پیشانی ترک است. جهت بررسی تاثیر پارامترهای مختلف بر انتگرال I و فشار ترکیدگی، شبیه‌سازی‌های قابل توجهی با اختصاص مقادیر مختلف انجام شده است. مقدار تداخل شعاعی، δ برابر ۰/۱۴۵ و ۰/۲ میلی‌متر، پارامتر نسبت عمق ترک به ضخامت لایه درونی، a/t برابر ۰/۲ (عمق ترک ۲ میلی‌متر) و ۰/۵ (عمق ترک ۵ میلی‌متر)، پارامتر نسبت عمق به عرض دهانه ترک، a/c برابر ۰/۷۵ (نیم‌بیضی)، ۱ (نیم‌دایره) و ۱/۳۳ (نیم‌بیضی معکوس)، زاویه قرارگیری ترک نسبت به محور استوانه، θ برابر ۰، ۳۰، ۶۰ و ۹۰ درجه و مقدار اتوفرتاژ لایه داخلی $AF\%$ برابر ۵۰ و ۱۰۰ درصد منظور شده است. مقادیر اختصاص یافته به این پارامترها به گونه‌ی انتخاب شده‌اند که بتوان روند تاثیر بر نتایج را بهتر و واضح‌تر مشخص نمود.

(θ برابر ۹۰ درجه) به ازای s/L برابر ۱ (عمیق ترین نقطه پیشانی ترک) در همه حالات انتگرال I بیشترین مقدار را دارد و لذا این نقطه، موقعیت بحرانی پیشانی ترک خواهد بود. در ترکهای محوری (θ برابر صفر درجه) به واسطه فشاری بودن تنشهای محیطی، مقدار انتگرال بسیار کم است. در بیشتر شرایط، حتی با وجود فشار داخلی روی سطوح ترک، مقادیر آن منفی است و می‌توان گفت که ترک بسته باقی می‌ماند. به طور کلی، با افزایش زاویه قرارگیری ترک، مقدار انتگرال I افزایش یافته و در ترک محیطی به بیشترین مقدار می‌رسد. در حالی که در حالت بدون تنش پسماند، ترک محوری به واسطه بزرگ بودن تنش محیطی، ترک بحرانی به حساب می‌آید.

مشاهده می‌شود که افزایش $AF\%$ از ۵۰ به ۱۰۰ درصد در نمونه‌های یکسان موجب کاهش انتگرال I گردیده است. علت آن ایجاد تنش پسماند فشاری بیشتر در نواحی داخلی جداره است. در ترک با نسبت a/c برابر ۱/۳۳، محل بیشینه‌ی انتگرال I در نقطه‌ی سطحی پیشانی ترک می‌باشد. در حالی که در ترک با نسبت a/c برابر ۰/۷۵، این محل عمیقترین نقطه‌ی پیشانی ترک خواهد بود. با افزایش θ از صفر به ۳۰ و ۶۰ درجه، انتگرال I افزایش می‌یابد. افزایش زاویه ترک موجب می‌گردد که اثر مؤلفه محیطی تنش پسماند کاهش و مولفه‌ی محوری ناشی از فشار کاری افزایش یابد که نتیجه آن افزایش انتگرال I است. این روند در θ برابر ۹۰ درجه در کلیه نقاط پیشانی ترک برقرار نمی‌باشد. این تغییر روند به دلیل تغییر میدان تنش در اطراف پیشانی ترک می‌باشد.

در شکل ۵ تغییرات انتگرال I در طول پیشانی ترک عمیقتر با مقدار a/t برابر ۰/۵، در حالات مختلف ارائه شده است. با مقایسه حالات متناظر در شکل‌های ۴ و ۵ می‌توان نتیجه گرفت که افزایش پارامتر a/t (عمق ترک) موجب افزایش انتگرال I در همه نقاط پیشانی ترک شده است. با افزایش عمق ترک موقعیت شعاعی نقاط پیشانی ترک افزایش می‌یابد که در این نقاط تنش پسماند فشاری ناشی از فرآیند اتوفرتاژ کاهش داشته و باعث افزایش انتگرال I شده است. همچنین در ترک عمیقتر، سطح تحت فشار ترک افزایش یافته و سهم بیشتری نسبت به ترک کم عمقتر در افزایش انتگرال I خواهد داشت. در این حالت، افزایش زاویه قرارگیری ترک، θ موجب افزایش انتگرال I در طول پیشانی ترک شده است. برخلاف شکل ۴ که در زاویه ۹۰ درجه در برخی نقاط پیشانی ترک این روند برقرار نبود، در ترک با a/t برابر ۰/۵، این روند در کلیه زوایا برقرار است. در ترک با نسبت a/c برابر ۱/۳۳ و ۰/۷۵، محل ایجاد بیشینه انتگرال I به ترتیب در سطحی‌ترین و عمیقترین نقاط پیشانی ترک است. همانند شکل ۴ در این شکل نیز مشاهده می‌گردد که افزایش $AF\%$ از ۵۰ به ۱۰۰ درصد در نمونه‌های یکسان، موجب کاهش انتگرال I شده است.

گردید و تنش پسماند ناشی از این فرآیند در لایه بیرونی و داخلی با مرجع ^[29] و روابط تحلیلی (۸-۶) ^[22]، مورد مقایسه قرار گرفت. خواص ماده و نیز ابعاد شعاع داخلی، میانی و خارجی استوانه دولایه و مقدار تداخل شعاعی به ترتیب برابر ۰/۱، ۰/۱۵، ۰/۲ متر و ۰/۱ میلی‌متر، مطابق مرجع ^[29] در نظر گرفته شد. مقایسه نتایج این تحلیل با مراجع ^[22,29] در شکل (۲-ب) نشان داده شده است. همانطور که دیده می‌شود، نتایج پژوهش حاضر تطابق قابل قبول و مناسبی با مراجع بررسی شده دارد.

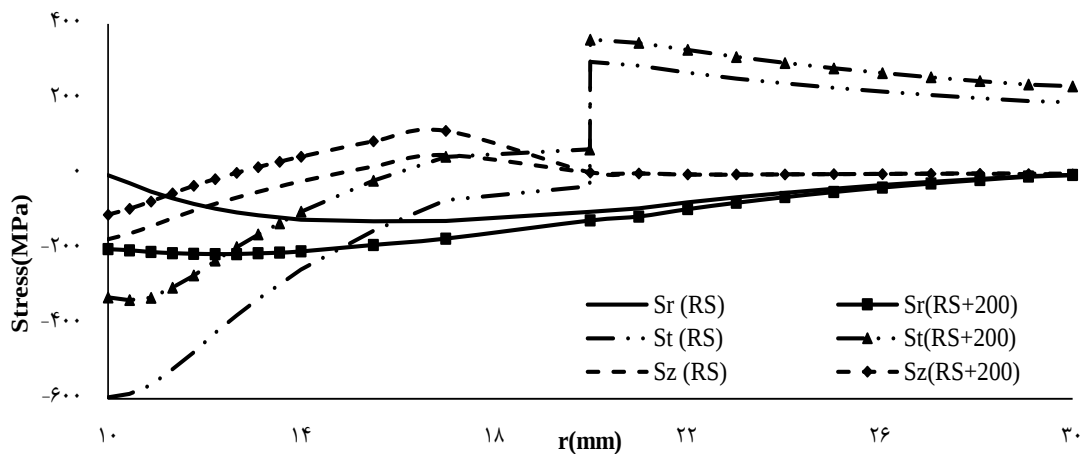
۷- بحث و بررسی نتایج

۷-۱- تغییرات انتگرال I

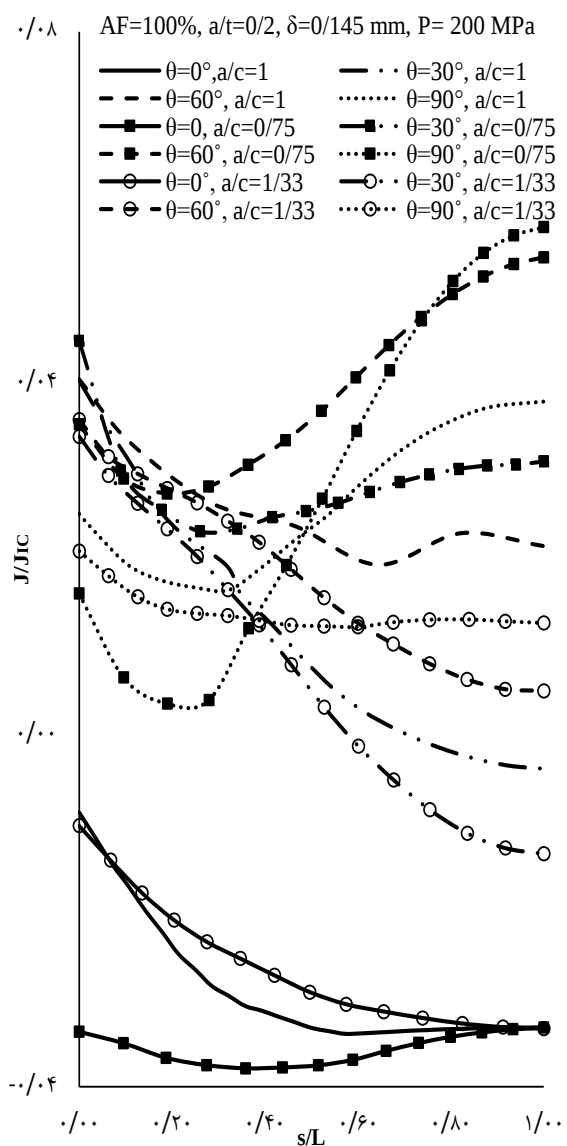
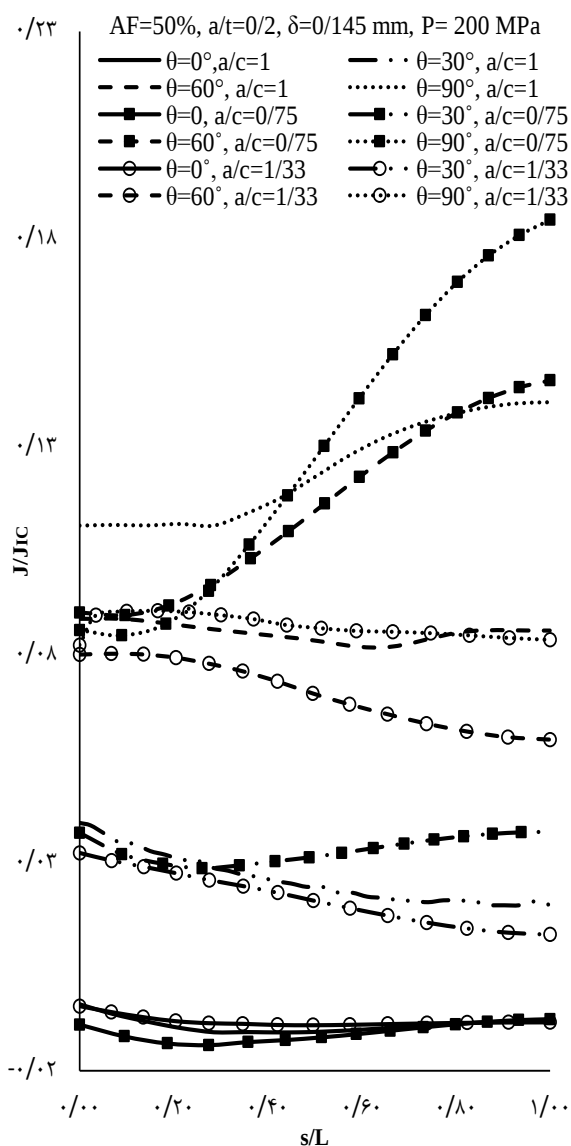
توزیع انتگرال I در طول پیشانی ترک سطحی داخلی با در نظر گرفتن مقادیر مختلف برای پارامترهای a/t ، a/c ، $AF\%$ و θ بررسی شده است. در این بررسی، چگونگی تغییرات تنشهای پسماند و اعمالی در جداره هر دو استوانه در راستای محوری، محیطی و شعاعی ضروری است. توزیع تنش‌های پسماند و نیز اثر آنها بر تنشهای ناشی از فشار داخلی ۲۰۰ مگاپاسکال به ازای تداخل شعاعی ۰/۱۴۵ میلی‌متر و اتوفرتاژ ۱۰٪ در شکل ۳ آورده شده است. همانگونه که ملاحظه می‌شود، اثر همزمان تداخل و اتوفرتاژ باعث شده است که تنشهای شعاعی و محیطی در کل ضخامت لایه داخلی و تنش طولی هم در قسمت بیشتری از آن به صورت فشاری باشند. هرچند که تنش محیطی در لایه بیرونی به صورت کامل کششی است که از عیوب روش اتوفرتاژ می‌باشد. با وجود تنش پسماند، اعمال فشار داخلی به اندازه ۲۰۰ مگاپاسکال تغییرات مهمی در توزیع تنش نهایی ایجاد نکرده و تنشهای محیطی، شعاعی و طولی در قسمت عمده‌ای از لایه داخلی به صورت فشاری باقی مانده‌اند. تنشهای فشاری موجود می‌توانند باعث کاهش انتگرال I در پیشانی ترک و افزایش فشار ترکیدگی در استوانه ترکدار شوند.

نکته قابل توجه دیگر در شکل ۳ آن است که مقدار فشار تماسی در بین دو لایه که اندازه آن برابر اندازه تنش شعاعی در فصل مشترک دولایه است، نسبت به حالت بدون تداخل افزایش یافته است. با وجود تداخل، فشار تماسی در شکل ۳ حدود ۱۰۰ مگاپاسکال و بدون آن حدود ۷۳ مگاپاسکال است.

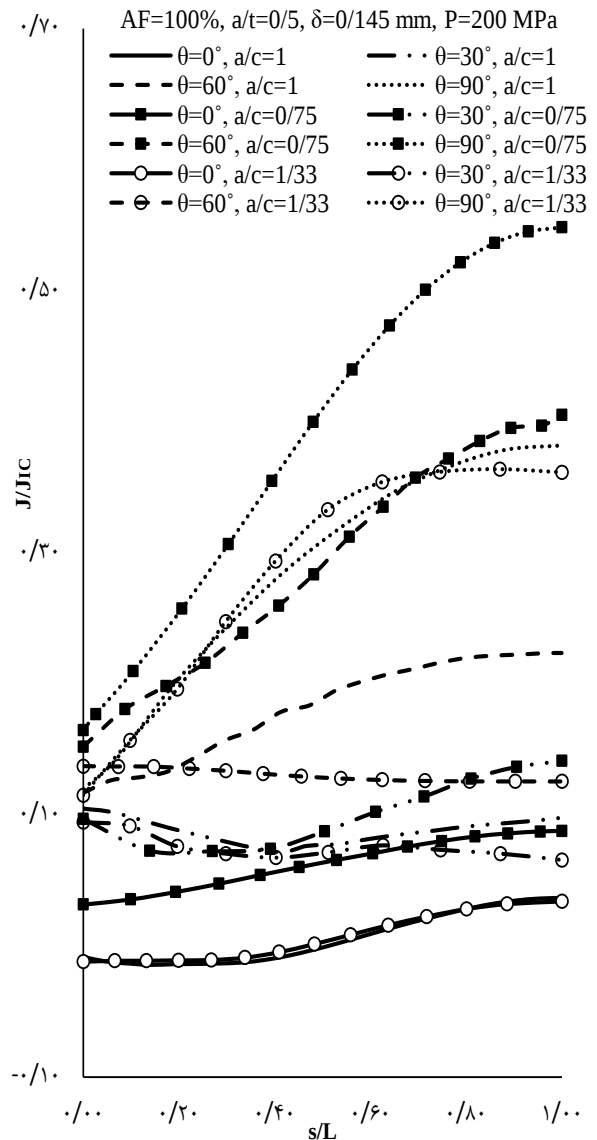
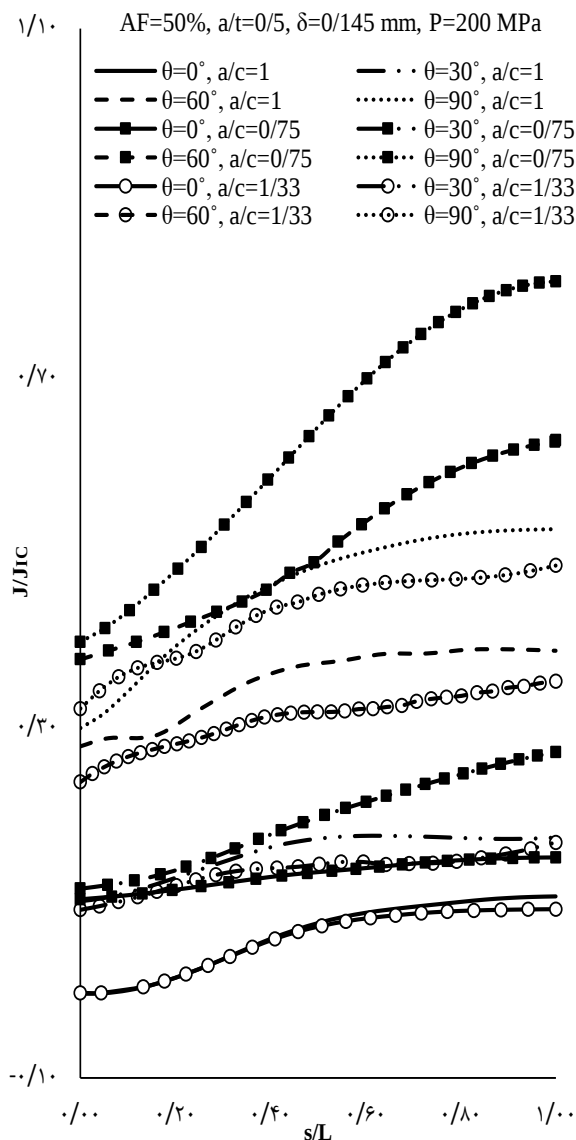
در شکل ۴ تغییرات انتگرال I به ازای مقادیر a/t برابر ۰/۲، فشار داخلی ۲۰۰ مگاپاسکال و تداخل شعاعی ۰/۱۴۵ میلی‌متر ارائه شده است. دیده می‌شود که به ازای اتوفرتاژ ۵۰٪ و اثر همزمان تداخل در ایجاد تنشهای پسماند فشاری با وجود فشار داخلی ۲۰۰ مگاپاسکال، مقادیر انتگرال در مقایسه با مقدار بحرانی کوچک هستند. به عنوان نمونه در ترک نیم‌دایره‌ای، مقدار این انتگرال کمتر از ۰/۱۵ مقدار چقرمگی شکست ماده، I_{IC} است. با توجه به اینکه تنش طولی در قسمت بیرونی لایه داخلی کششی است و فشار داخلی بر سطوح ترک نیز اعمال می‌شود، در ترک محیطی



شکل ۳ تغییرات تنش‌های پسماند (RS) و اثر آن‌ها بر تنش‌های ناشی از فشار داخلی ۲۰۰ مگاپاسکال



شکل ۴ انتگرال J در پیشانی ترک با عمق ۲ میلیمتر (a/t برابر ۰/۲)



شکل ۵) انتگرال J در پیشانی ترک داخلی با عمق ۵ میلیمتر (a/t برابر ۰/۵)

مدل شده است که موجب افزایش مقدار اتلاف انرژی پلاستیک شده است.

مقادیر فشار ترکیدگی در استوانه ترکدار به ازای حالت‌های مختلف ترک و میزان اتوفرتاژ برای تداخل δ برابر ۰/۱۴۵ میلیمتر، به صورت بی‌بعد شده (P_{Br}/P_S) در جدول ۳ و برای تداخل δ برابر ۰/۲ میلیمتر در جدول ۴ آورده شده است. P_S فشار ترکیدگی استوانه‌ای تک‌لایه‌ای دارای ترک نیم‌دایره‌ای داخلی محوری است. شعاع داخلی و خارجی این استوانه‌ای تک‌لایه همانند استوانه دولایه به

جدول ۲) اتلاف انرژی ناشی از تغییر شکل پلاستیک در استوانه دولایه‌ای متداخل با تداخل شعاعی ۰/۱۴۵ میلیمتر و دارای ترک داخلی محوری، تحت فشار داخلی ۲۰۰ مگاپاسکال

AF%		۵۰%		۱۰۰%	
a/t		۰/۲	۰/۵	۰/۲	۰/۵
اتلاف انرژی ناشی از تغییر شکل پلاستیک (ژول)		۷۴	۱۹۶/۱۵	۱۹۷/۶۵	

با افزایش فشار داخلی، مقادیر انتگرال J در نقاط مختلف پیشانی ترک به صورت غیرخطی افزایش می‌یابد. مقدار فشار داخلی که باعث ایجاد انتگرال J در نقاطی از پیشانی ترک به میزان چقرمگی شکست ماده (J_{IC}) شود، به عنوان فشار ترکیدگی استوانه در نظر گرفته شده است. به عنوان نمونه، تغییرات انتگرال J بیشینه در پیشانی ترک بر حسب تغییرات فشار داخلی در شکل ۶ آورده شده است. ملاحظه می‌شود که مقادیر انتگرال در فشارهای نزدیک به فشار ترکیدگی، تغییرات قابل ملاحظه‌ای دارند که نشان از رسیدن شرایط قطعه به حالت ناپایدار و از هم پاشیدگی دارد.

اتلاف انرژی ناشی از تغییر شکل پلاستیک در استوانه دارای ترک نیم‌دایره‌ای با عمق ۲ و ۵ میلیمتر، در شرایط اتوفرتاژ ۵۰ و ۱۰۰ درصد و تداخل ۰/۱۴۵ میلیمتر، در فشار کاری ۲۰۰ مگاپاسکال در جدول ۲ گزارش شده است. همانطور که در جدول ۲ دیده می‌شود، افزایش مقدار اتوفرتاژ و عمق ترک سبب ایجاد ناحیه پلاستیک در

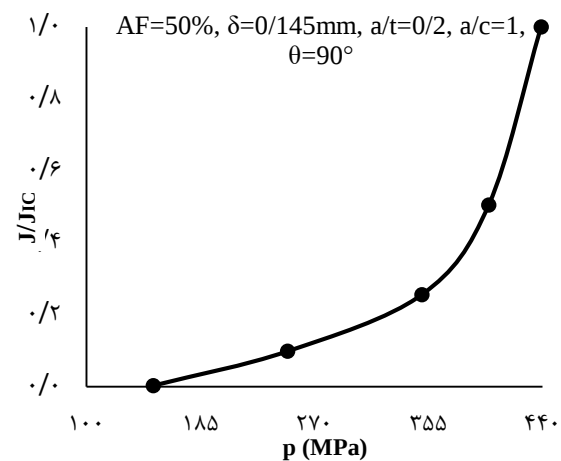
در ادامه به نتایج حاصل از بررسی جدول‌های ۲ و ۳ پرداخته شده است.

مشاهده می‌شود که در شرایط یکسان، نمونه با نسبت a/c برابر ۰/۷۵، کمترین و a/c برابر ۱/۳۳ بیشترین مقدار فشار ترکیدگی را دارد. فشار ترکیدگی نمونه با نسبت a/c برابر ۰/۷۵ حدود ۲ تا ۲۰ درصد کمتر از استوانه نمونه با نسبت a/c برابر ۱/۳۳ است. دلیل این حالت آن است که در حالت بدون اتوفرتاژ بیشینه‌ی انتگرال I در ترک نیم بیضی در عمیقترین و در ترک نیم بیضی معکوس در سطحی‌ترین نقاط پیشانی ترک ایجاد می‌گردد. همچنین مقدار تنش پسماند فشاری ناشی از فرآیند اتوفرتاژ با فاصله شعاعی رابطه معکوس دارد. بنابراین پس از انجام فرآیند اتوفرتاژ و تداخل شعاعی، در محل بیشینه انتگرال I در ترک نیم بیضی معکوس، تنش پسماند فشاری بیشتری وجود دارد که موجب کاهش انتگرال I و افزایش فشار ترکیدگی می‌شود. در ترک دایره‌ای محل بحرانی در نقطه میانی پیشانی ترک است و دارای فشار ترکیدگی میانه است. افزایش δ از ۰/۱۴۵ به ۰/۲ میلی‌متر موجب افزایش کمتر از ۲ درصدی فشار ترکیدگی گردیده است. افزایش مقدار δ سبب می‌گردد که تنش پسماند فشاری در لایه‌ی داخلی تا حدودی افزایش یابد که منجر به کاهش انتگرال I و افزایش فشار ترکیدگی محدود در استوانه شده است. افزایش $AF\%$ از ۵۰ به ۱۰۰ درصد موجب افزایش ۶-۱۳ درصدی فشار ترکیدگی گردیده است.

افزایش اتوفرتاژ باعث ایجاد تنش پسماند فشاری بیشتر در لایه‌ی داخلی و کاهش انتگرال I می‌شود و لذا فشار ترکیدگی استوانه افزایش می‌یابد. افزایش مقدار a/t از ۰/۲ به ۰/۵ موجب کاهش حدود ۲۳ درصدی فشار ترکیدگی شده است. علت آن است که با افزایش فاصله‌ی شعاعی نقاط پیشانی ترک، میزان تنش پسماند فشاری ناشی از فرآیند اتوفرتاژ کاهش می‌یابد و منجر به افزایش انتگرال I و کاهش فشار ترکیدگی می‌شود.

در نمونه‌ها با نسبت a/c برابر ۱/۳۳، با افزایش θ ، فشار ترکیدگی افزایش یافته است. با این حال، در نمونه‌هایی با نسبت a/c برابر ۰/۷۵، در θ برابر ۰، ۳۰ و ۶۰ درجه، افزایش θ موجب افزایش فشار ترکیدگی شده است ولی در θ برابر ۹۰ درجه، فشار ترکیدگی کاهش یافته است. کاهش فشار ترکیدگی در θ برابر ۹۰ درجه با توجه به میدان تنش عمود بر صفحه ترک در اطراف نقاط پیشانی ترک که در شکل ۷، نشان داده شده است توجیه می‌گردد. همانطور که در شکل دیده می‌شود در نمونه با a/c برابر یک، با افزایش θ از ۶۰ به ۹۰ درجه، تنش در نقاط اطراف پیشانی ترک افزایش یافته است که موجب افزایش انتگرال I و کاهش فشار ترکیدگی شده است.

در نمونه با نسبت a/c برابر ۰/۷۵، فشار ترکیدگی در θ برابر ۰ و ۳۰ درجه دارای روند صعودی است. ولی این روند در θ برابر ۶۰ و ۹۰ درجه نزولی می‌گردد. تنش در راستای نرمال صفحه ترک در نقاط اطراف پیشانی ترک نیم بیضی نیز در شکل ۷ ارائه شده است. در این شکل دیده می‌شود که با افزایش زاویه از ۳۰ به ۶۰ و ۹۰ درجه،



شکل ۶ تغییرات انتگرال I در پیشانی ترک داخلی در فشارهای مختلف کاری

ترتیب برابر ۱۰ و ۳۰ میلی‌متر در نظر گرفته شده است. ترک داخلی به شکل نیم‌دایره با شعاع ۲ میلی‌متر و جنس استوانه نیز از آلایژ آلومینیوم ۷۰۷۵ گرید T6 فرض شده است. با انجام شبیه سازی، فشار ترکیدگی این استوانه‌ی تک‌لایه برابر ۸۰ مگاپاسکال به دست آمد. از جدول ۲ ملاحظه می‌شود که برای استوانه دوجداره با همین شرایط، نسبت فشار ترکیدگی ماکزیمم، حدود ۶/۳۳ برابر (۵۰۶ مگاپاسکال) شده است.

جدول ۳ فشار ترکیدگی استوانه دولایه‌ی اتوفرتاژ شده دارای ترک داخلی با تداخل شعاعی ۰/۱۴۵ میلی‌متر

a/t		$\cdot/۲$			$\cdot/۵$		
a/c		$۱/۳۳$	۱	$\cdot/۷۵$	$۱/۳۳$	۱	$\cdot/۷۵$
AF %	θ	P_{Br}/P_S					
۵۰%	$\cdot^{\circ}$	$۵/۵۶$	$۵/۵۱$	$۵/۴۱$	$۴/۲۵$	$۴/۲۳$	$۴/۱۵$
	۳۰°	$۵/۶۶$	$۵/۵۸$	$۵/۵۱$	$۴/۳۵$	$۴/۲۹$	$۴/۲۵$
	۶۰°	$۵/۷۸$	$۵/۶۰$	$۵/۰۳$	$۴/۴۹$	$۴/۳۴$	$۳/۸۵$
	۹۰°	$۵/۸۸$	$۵/۴۵$	$۴/۹۳$	$۴/۵۰$	$۴/۲۰$	$۳/۷۵$
	$\cdot^{\circ}$	$۶/۰۹$	$۶/۱۰$	$۵/۸۴$	$۴/۶۹$	$۴/۶۴$	$۴/۴۹$
۱۰۰%	۳۰°	$۶/۳۳$	$۶/۱۵$	$۵/۹۵$	$۴/۸۵$	$۴/۷۳$	$۴/۵۵$
	۶۰°	$۶/۴۵$	$۶/۳۳$	$۵/۷۸$	$۴/۹۵$	$۴/۹۰$	$۴/۴۵$
	۹۰°	$۶/۶۵$	$۶/۱۵$	$۵/۵۹$	$۵/۱۰$	$۴/۷۰$	$۴/۲۵$

جدول ۴ فشار ترکیدگی استوانه دولایه‌ی اتوفرتاژ شده دارای ترک داخلی با تداخل شعاعی ۰/۲ میلی‌متر

a/t		$\cdot/۲$			$\cdot/۵$		
a/c		$۱/۳۳$	۱	$\cdot/۷۵$	$۱/۳۳$	۱	$\cdot/۷۵$
AF%	θ	P_{Br}/P_S					
۵۰%	$\cdot^{\circ}$	$۵/۶۴$	$۵/۶۰$	$۵/۵۰$	$۴/۳۳$	$۴/۲۹$	$۴/۲۰$
	۳۰°	$۵/۷۴$	$۵/۶۵$	$۵/۵۸$	$۴/۴۰$	$۴/۳۴$	$۴/۳۰$
	۶۰°	$۵/۸۴$	$۵/۶۵$	$۵/۱۰$	$۴/۵۴$	$۴/۳۹$	$۳/۹۳$
	۹۰°	$۵/۹۴$	$۵/۵۰$	$۴/۹۹$	$۴/۵۵$	$۴/۲۵$	$۳/۸۰$
	$\cdot^{\circ}$	$۶/۱۵$	$۶/۰۸$	$۵/۸۸$	$۴/۷۳$	$۴/۶۸$	$۴/۵۵$
۱۰۰%	۳۰°	$۶/۳۸$	$۶/۲۰$	$۵/۹۸$	$۴/۹۰$	$۴/۷۵$	$۴/۵۹$
	۶۰°	$۶/۵۰$	$۶/۳۵$	$۵/۸۰$	$۴/۹۹$	$۴/۹۴$	$۴/۵۰$
	۹۰°	$۶/۷۰$	$۶/۱۹$	$۵/۶۳$	$۵/۱۳$	$۴/۷۵$	$۴/۳۰$

تنش نرمال در نقاط اطراف پیشانی ترک نیز افزایش یافته و موجب کاهش فشار ترکیبگی شده است.

- در شرایط یکسان، افزایش پارامتر a/c موجب افزایش فشار ترکیبگی استوانه شده است.
- افزایش پارامتر a/t موجب افزایش انتگرال I در پیشانی ترک و کاهش تقریباً ۲۳ درصد فشار ترکیبگی استوانه شده است.
- نمونه دارای ترک محوری دارای کمترین فشار ترکیبگی است.
- در ترک با نسبت a/c برابر ۱/۳۳، افزایش θ موجب افزایش فشار ترکیبگی شده است.
- در ترک با نسبت a/c برابر ۱/۳۳، در θ برابر ۰، ۳۰ و ۶۰ درجه، افزایش θ موجب افزایش فشار ترکیبگی شده است ولی در θ برابر ۹۰ درجه فشار ترکیبگی کاهش یافته است.
- در نمونه با نسبت a/c برابر ۱، در زوایای θ برابر ۰ و ۳۰ درجه، افزایش θ موجب افزایش فشار ترکیبگی شده است ولی در θ برابر ۶۰ و ۹۰ درجه فشار ترکیبگی کاهش یافته است.

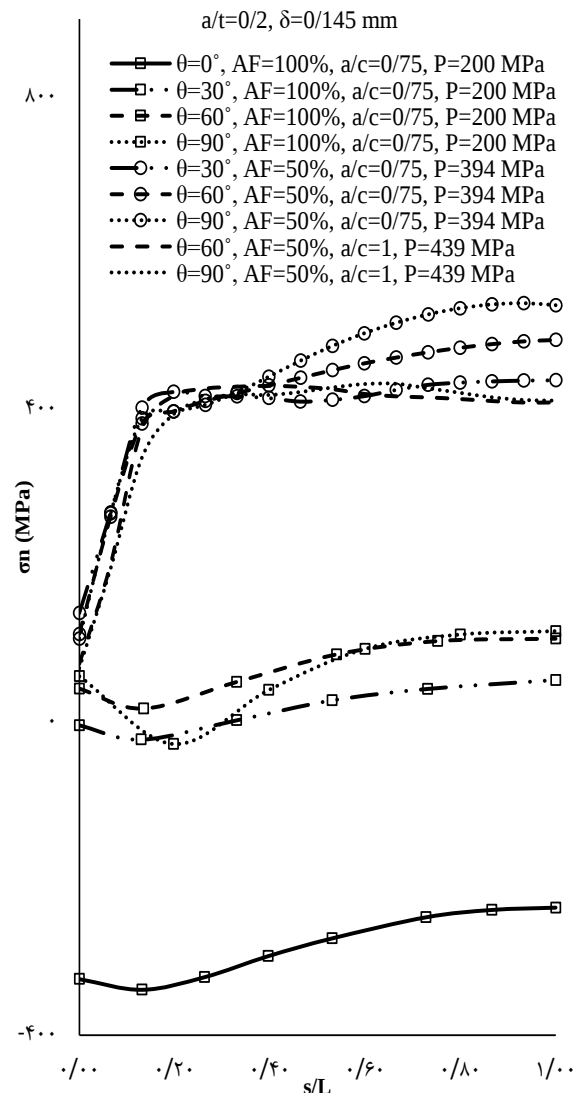
تأییدیه اخلاقی: محتویات علمی این مقاله حاصل پژوهش نویسندگان بوده و صحت نتایج آن نیز بر عهده ایشان است.

تعارض منافع: مقاله حاضر با هیچ شخص یا سازمانی تعارض منافع ندارد.

منابع مالی: تمامی منابع مالی این پژوهش توسط نویسندگان تأمین شده است.

فهرست علائم

نشانه	توضیح
σ_r^A	تنش پسماند شعاعی ناشی از اتوفرتاژ
σ_θ^A	تنش پسماند محیطی ناشی از اتوفرتاژ
σ_r^{Sh}	تنش پسماند شعاعی ناشی از تداخل شعاعی
σ_θ^{Sh}	تنش پسماند محیطی ناشی از تداخل شعاعی
σ_y	تنش تسلیم
σ_{ij}	تانسور تنش
ε_{ij}	تانسور کرنش
ε^p	کرنش پلاستیک
p	کرنش پلاستیک معادل
r_a	شعاع داخلی لایه‌ی داخلی
r_b	شعاع خارجی لایه‌ی داخلی
r_c	شعاع خارجی لایه‌ی خارجی
r_i	شعاع داخلی استوانه اتوفرتاژ شده
r_m	شعاع خارجی استوانه اتوفرتاژ شده
r_p	شعاع ناحیه پلاستیک
δ	مقدار تداخل شعاعی
t	ضخامت لایه داخلی
θ	زویه قرارگیری ترک نسبت به محور استوانه
a	عمق ترک
c	عرض دهانه ترک
s	متغیر محیطی پیشانی ترک



شکل ۷) تنش نرمال در صفحه‌ی ترک در فاصله ۰/۲ میلیمتر از پیشانی ترک

۸- نتیجه گیری

در این پژوهش با استفاده از روش اجزای محدود به بررسی فشار ترکیبگی استوانه‌ی دولایه‌ی متداخل با وجود ترک سطحی در سطح داخلی که انتهای آن بسته است و لایه‌ی داخلی آن اتوفرتاژ شده، بر اساس انتگرال I ، پرداخته شد. تاثیر پارامترهای مختلف مانند هندسه ترک، مقدار اتوفرتاژ و تداخل شعاعی بر انتگرال I و فشار ترکیبگی بررسی گردید. اهم نتایج این پژوهش عبارتند از:

- افزایش $AF\%$ موجب کاهش انتگرال I در پیشانی ترک داخلی و افزایش ۶-۱۳ درصدی فشار ترکیبگی استوانه می-گردد.
- افزایش تداخل از ۰/۱۴۵ به ۰/۲ میلیمتر موجب افزایش کمتر از ۲ درصدی فشار ترکیبگی گردیده است.

- 7- Molaie M, Darijani H, Bahreman M, Hosseini SM. Autofrettage of nonlinear strain-hardening cylinders using the proposed analytical solution for stresses. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2018;141:450-60.
- 8- Ghajar R, Saeidi Googarchin H. Investigation of pressure gradient effect on stress intensity factor variations in autofrettaged cracked thick-walled tubes using two dimensional weight function method. *Modares Mechanical Engineering*. 2014;14(8):137-45.
- 9- Seifi R, Hakimi H. Evaluation of fatigue crack growth due to bending on the autofrettaged cylinders with external crack. *Modares Mechanical Engineering*. 2017;16(11):35-44.
- 10- Seifi R, Mahmoudi AH, Babalhavaeji M. J-integral and CMOD for external inclined cracks on autofrettaged cylinders. *International journal of fracture*. 2011;169:199-212.
- 11- Lin XB, Smith RA. Stress intensity factors for semi-elliptical internal surface cracks in autofrettaged thick-walled cylinders. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*. 1997;32(5):351-63.
- 12- Perl M, Saley T. Swage and hydraulic autofrettage impact on fracture endurance and fatigue life of an internally cracked smooth gun barrel Part I-The effect of overstraining. *Engineering Fracture Mechanics*. 2017;182:372-85.
- 13- Perl M, Saley T. Swage and hydraulic autofrettage impact on fracture endurance and fatigue life of an internally cracked smooth gun barrel Part II-The combined effect of pressure and overstraining. *Engineering Fracture Mechanics*. 2017;182:386-99.
- 14- Patil SA. Finite element analysis of optimized compound cylinder. *Journal of mechanical engineering research*. 2013;5(5):90-6.
- 15- Gamer U, Lance RH. Residual stress in shrink fits. *International Journal of Mechanical Sciences*. 1983; 25(7):465-70.
- 16- Alexandrov S, Lyamina E, Jeng YR. A semi-analytic method for elastic/plastic shrink-fit analysis and design. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*. 2015;50(4):243-51.
- 17- Farrahi GH, Voyiadjis GZ, Hoseini SH, Hosseinian E. Residual stress analyses of re-autofrettaged thick-walled tubes. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 2012 ;98:57-64.
- 18- Seifi R. Maximizing working pressure of autofrettaged three layer compound cylinders with considering Bauschinger effect and reverse yielding. *Meccanica*. 2018;53(10):2485-501.
- 19- Hu C, Yang F, Zhao Z, Zeng F. An alternative design method for the double-layer combined die using autofrettage theory. *Mechanical Sciences*. 2017;8(2):267-76.
- 20- Jahed H, Farshi B, Karimi M. Optimum autofrettage and shrink-fit combination in multi-layer cylinders. 2006; 128 (2): 196:200.
- 21- Abdelsalam OR, Sedaghati R. Design optimization of compound cylinders subjected to autofrettage and shrink-fitting processes. *Journal of Pressure Vessel Technology*. 2013;135(2): 021209.
- 22- Mohan A, Jaisingh J. Fatigue analysis of thermal shrink-fit autofrettage in pressure cylinder using finite

محیط پیشانی ترک	2L
درصد اتوفرتاژ	AF%
فشار کاری	P
فشار ترکیدگی	P _{Br}
فشار ترکیدگی استوانه تک‌لایه	P _s
فشار بین لایه‌ها در استوانه‌ی دولایه‌ی متداخل	P _{Sh}
مدول الاستیسیته	E
شیب منحنی تنش-کرنش در ناحیه سخت‌شوندگی خطی	H
ضریب پواسون	ν
ضریب نمایشی تابع گسترش سطح تسلیم	Q
ضریب تابع گسترش سطح تسلیم	b
ضرایب چابوچه	C _i
ضرایب نمایشی رابطه چابوچه	γ _i
اندازه سطح تسلیم	Y
تانسور مرکز تسلیم در فضای انحرافی	X
تانسور تنش انحرافی	S
سطح تسلیم	f
بردار تنش	T _i
بردار نرمال سطح	n _j
بردار جابجایی	u _i
بردار تغییر مکان	x _i
تابع پیوسته	q
چگالی انرژی	w
انرژی اتلافی ناشی از تغییر شکل پلاستیک اولیه	w ⁰
انتگرال بحرانی (چقرمگی شکست)	J _{IC}

منابع

- 1- Jahromi BH, Farrahi GH, Maleki M, Nayeb-Hashemi H, Vaziri A. Residual stresses in autofrettaged vessel made of functionally graded material. *Engineering Structures*. 2009;31(12):2930-5.
- 2- Fällgren C, Beier T, Vormwald M, Kleemann A. Autofrettage of high-pressure components made of ultra-high-strength-steel. *Procedia Structural Integrity*. 2022;37:948-55.
- 3- Seifi R, Babalhavaeji M. Bursting pressure of autofrettaged cylinders with inclined external cracks. *International journal of pressure vessels and piping*. 2012;89:112-9.
- 4- Shufen R, Dixit US. Effect of length in rotational autofrettage of long cylinders with free ends. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*. 2022;236(6):2981-94.
- 5- Hu Z, Parker AP. Implementation and validation of true material constitutive model for accurate modeling of thick-walled cylinder swage autofrettage. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 2021;191:104378.
- 6- Hu Z, Gibson MC, Parker AP. Swage autofrettage FEA incorporating a user function to model actual Bauschinger effect. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 2021;191:104372.

- element analysis. Journal of Materials Research and Technology. 2020 ;9(4):8606-17.
- 23- Majzoobi GH, Ghomi A. Optimisation of compound pressure cylinders. Journal of achievements in Materials and Manufacturing Engineering. 2006;15(1-2):135-45.
- 24- Mouâa A, Laghzale NE, Bouzid AH. Elastic-plastic stresses in shrink fit with a solid shaft. InMATEC Web of Conferences 2019 (Vol. 286, p. 02001). EDP Sciences.
- 25- Lei Y. J-integral evaluation for cases involving non-proportional stressing. Engineering Fracture Mechanics. 2005;72(4):577-96.
- 26- Lei Y, O'dowd NP, Webster GA. Fracture mechanics analysis of a crack in a residual stress field. International Journal of Fracture. 2000;106(3):195-216.
- 27- Lei Y. Validation of the contour integral J function in ABAQUS v6. 11-v6. 14 for cases involving residual stresses. Technical Report. 2016, DOI: 10.13140/RG.2.1.2196.0568.
- 28- Naderi M, Hoseini SH, Khonsari MM. Probabilistic simulation of fatigue damage and life scatter of metallic components. International Journal of Plasticity. 2013; 43:101-15.
- 29- Pedersen P. On shrink fit analysis and design. Computational Mechanics. 2006;37:121-30.