مجله مهندسی مکانیک مدرس، آذر 1396، دوره 17، شماره 9، ص‌ص 214-224

ماهنامه علمی پژوهشی

مهندسی مکانیک مدرس

mme.modares.ac.ir

مطالعه عددی رشد ترک دینامیک در لوله‌های فولادی در اثر بارگذاری تراک داخلی

حسین نیاسری[1]، غلامحسین لیاقت[2*]

1- دانشجوی دکتری، مهندسی هوافضا، دانشگاه تربیت مدرس، تهران

2- استاد، مهندسی مکانیک، دانشگاه تربیت مدرس، تهران

* تهران، صندوق پستی 143- 14115، ghlia530@modares.ac.ir

اطلاعات مقاله

مقاله پژوهشی کامل

دریافت: 01 تیر 1396

پذیرش: 30 مرداد 1396

ارائه در سایت: 17 شهریور 1396

کلید واژگان:

رشد ترک

روش المان محدود

المان چسبنده

بار متحرک داخلی

چکیده

در این مقاله به مطالعه عددی تغییر شکل و رشد ترک در لوله فولادی در اثر فشار متحرک داخلی پرداخته شده است. یک روش نظام‌مند برای تعیین پارامترهای مدل عددی مسئله شکست ناشی از تراک ارائه شده است. شبیه‌سازی بر روی لوله‌های فولادی گاز انجام شده است که برای ایجاد پارگی محدود در جداره لوله، از فتیله انفجاری با جنس پتن با سرعت سوزش تراک بالای 7000 متر بر ثانیه استفاده شده است. دو مدل المان محدود یکی برای محاسبه فشار داخلی و دیگری برای شبیه‌سازی رشد ترک ایجاد گردیدند. مدل اول بر پایه ساختار شبکه اویلرین برای محاسبه پارامترهای فشار متحرک اعمال‌شده بر روی جداره لوله ایجاد شده است. مدل دوم بر پایه شبکه لاگرانژین و با روش‌های المان چسبنده و حذف المان برای شبیه‌سازی رشد ترک ایجاد گردید. این مدل برای شبیه‌سازی رفتار تغییر شکل و پارگی لوله از پارامترهای فشار متحرک داخلی، پارامترهای الاستو پلاستیک فولاد در حالت وابسته به نرخ بارگذاری و پارامترهای شکست دینامیک مربوط به المان‌های چسبنده، استفاده کرد. در مرحله بعد نتایج مدل المان محدود با مدل تحلیل راستی آزمایی گردید. مدل المان محدود توانست میزان رشد طولی ترک را با خطای کمتر از 7 درصد و محل توقف ترک را با خطای کمتر از 10 درصد نسبت به آزمایش پیش‌بینی کند.

Numerical investigation of dynamic crack growth in steel pipes under internal detonation loading

Hosein Niasari[1], Gholamhossein Liaghat[2*]

1- Department of Aerospace Engineering, Tarbiat Modares University, Tehran, Iran
2- Department of Mechanical Engineering, Tarbiat Modares University, Tehran, Iran
* P.O.B. 14115-143, Tehran, Iran, ghlia530@modares.ac.ir

ARTICLE INFORMATION

Original Research Paper
Received 22 June 2017
Accepted 21 August 2017
Available Online 08 September 2017

Keywords:
Crack Growth
Finite Element Method
Cohesive Element
Internal Moving Pressure

ABSTRACT

This paper reports numerical simulation of deformation and crack growth in steel pipes under internal moving pressure. A systematic method was developed for the determination of the detonation driven fracture problem parameters. The simulations were performed on steel gas pipes. Explosive PETN cords with detonation speed more than 7000 meters per second were used for creating a confined fracture on the pipe shells. Two finite element models were created for calculation of internal moving pressure parameters and simulation of crack growth. The first model was an Eulerian finite element model that was created for calculation of moving pressure parameters that were applied to tube shell. The second model was a Lagrangian finite element model that was created for ductile crack growth simulation with cohesive elements and element deletion methods. The model used the moving pressure parameters, elastoplastic rate dependent and dynamic cohesive element fracture parameters for simulation of deformation and crack growth. In the next step, the results of finite element model were verified using analytical models. The finite element model predicted the axial crack growth length with less than 7 percent error and crack arrest point with less than 10 percent error from experimental results.

1- مقدمه

با توجه به کاربردهای وسیعی که بررسی عددی تغییر فرم و پارگی لوله جدار نازک تحت فشار متحرک داخلی در حوزه صنعتی و دفاعی دارد، سالهاست که مورد توجه محققین قرار گرفته است. بررسی اندرکنش موج فشاری متحرک داخل لوله با سازه لوله‌ای که با نرخ کرنش بالا در حال ارتعاش، پلاستیک شدن و ترک خوردن است، و همزمان با آن گازهای محترق از داخل محدوده ترک خارج می‌شوند، نیاز به ایجاد یک مدل عددی غیرخطی با بارگذاری و شرایط مرزی متغیر با مکان و زمان دارد که یکی از پیچیده‌ترین مسائل امروز مکانیک جامدات را ایجاد می‌کند. . از مثال‌های کاربردی بررسی این پدیده، می‌توان به رشد ترک در جداره لوله موتور تراک ضربه‌ای[1]، انفجار بدنه تحت فشار هواپیما، مخازن تحت فشار، و انفجار خطوط انتقال گاز اشاره کرد.

بسته به میزان تنش ایجاد شده در جداره مخزن در اثر فشار متحرک داخلی و تنش حد نهایی جداره لوله، حالت‌های مختلف پاسخ جداره ایجاد می‌گردد که می‌توان آن را به سه بخش تقسیم نمود [1]. در حالت اول که حالت فشار کم نامیده می‌شود، تنش‌های ایجاد شده در جداره توسط فشار متحرک داخلی کمتر از تنش تسلیم جداره بوده و فقط باعث ایجاد امواج خمشی نوسانی در جداره می‌گردد. مثال مربوط به این حالت موتورهای تراک

[1] Pulse detonation engine

Please cite this article using:

برای ارجاع به این مقاله از عبارت ذیل استفاده نمایید:

H. Niasari, Gh. Liaghat, Numerical investigation of dynamic crack growth in steel pipes under internal detonation loading, *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 17, No. 9, pp. 214-224, 2017 (in Persian)

ضربه‌ای می‌باشد که جداره آن‌ها در اثر این امواج سازه‌ای دچار خستگی می‌گردد [2].

در حالت دوم با فشار متوسط، تنش‌های ایجاد شده در جداره توسط فشار متحرک داخلی در حدود تنش نهایی جداره می‌باشد. در این حالت در جداره جوانه‌زنی و رشد محدود ترک اتفاق می‌افتد. در حالت سوم تنش‌های ایجاد شده در جداره توسط فشار متحرک داخلی چندین برابر تنش نهایی جداره می‌باشد. در این حالت تعداد زیادی ترک در جداره لوله جوانه‌زده و از به هم پیوستن آن‌ها جداره تکه‌تکه می‌گردد. محققانی مانند گوتو در [3] و سوتو در [4] با استفاده از نرم‌افزارهای عددی اوتوداین و داینا به مدل‌سازی این حالت پرداخته‌اند. تمرکز اصلی در این بررسی بر روی حالت دوم بارگذاری با فشار متوسط و رشد ترک محدود می‌باشد که با توجه به کاربرد بسیار در بررسی واماندگی و انفجار مخازن تحت فشار، از اهمیت بالایی برخوردار است.

عمده مطالعات عددی صورت گرفته بر روی شکست ناشی از تراک بر روی نتایج آزمایش چاو [5] می‌باشد که بر روی لوله‌های آلومینیومی پر شده با مخلوط گازی قابل‌احتراق انجام گرفته است. در این آزمایش‌ها آن‌ها به مطالعه رفتار شکست لوله به ازای مخلوط‌های متفاوت سوخت و طول‌های متفاوت شکاف ایجاد شده بر روی لوله‌ها پرداخته‌اند. آن‌ها سرعت رشد ترک، فشار داخل لوله و کرنش‌های ایجاد شده در جداره بر اثر فشار متحرک داخلی را اندازه‌گیری کرده‌اند. به‌علاوه مطالعات تجربی بر روی شکست لوله‌های فولادی به‌وسیله بار متحرک ایجاد شده توسط سوزش کورد انفجاری توسط میرزایی [6] انجام گرفته است. آن‌ها با استفاده از کوردهای انفجاری مختلف و شکاف‌های متفاوت ایجاد شده بر روی جداره لوله فولادی به بررسی تجربی و تئوری پارگی و تغییر فرم لوله پرداخته‌اند.

محققین برای شبیه‌سازی عددی مسئله فوق از دو روش غیرکوپل و کوپل سیال سازه استفاده می‌کنند. در روش غیرکوپل آن‌ها فشار گذرنده از جدار داخلی لوله را با تابع تیلور زلدویچ تخمین زده و بر روی مدل المان محدود سازه به‌صورت متغیر با مکان و زمان اعمال می‌کنند. که با توجه به تغییر مکان‌های کوچک جداره قبل از رشد ترک، این فرض درست می‌باشد. اما در واقع با شروع به باز شدن ترک و خروج گازها از داخل ترک، دیگر فرض غیرکوپل صحیح نمی‌باشد. در این حالت فشار باقی‌مانده از محصولات احتراق داخل لوله که یکی از عوامل مهم جلوبرنده ترک می‌باشد، تابعی از میزان باز شدن ترک و سرعت خروج گازها خواهد بود. بنابراین فشار داخل در محدوده ترک بایستی متناسب با باز شدن سطح ترک تغییر کند که درروش غیرکوپل توسط محققین لحاظ نگردیده است. این روش نسبت به روش کوپل بسیار سریع بوده و می‌توان به‌سادگی بر روی پارامترهای مسئله آنالیز حساسیت نمود.

میرزایی [7-10]، سونگ [11]، بکر [12]، گاتو [13]، لیو [14] جزو محققینی هستند که به این روش به شبیه‌سازی مسئله پرداخته‌اند. در نتایج آن‌ها عدم تطابق‌هایی نظیر سرعت بالاتر رشد ترک، بادکردگی بیشتر در نواحی رشد ترک، رشد در مسیر غیرمنطبق با نتایج آزمایش دیده می‌شود. لازم به ذکر است در نتایج آن‌ها به‌طور دقیق علت این عدم تطابق‌ها و این‌که هرکدام از خطاها از کجا و کدامین فرض مدل‌سازی ناشی شده‌اند بحثی نشده است. سیراک [15]، وانگ [16]، میرزایی [6]، دو [17] از روش کوپل سیال سازه برای شبیه‌سازی استفاده کردند. آن‌ها با کوپل کردن یک مدل سیالاتی با یک مدل سازه‌ای، توانستند اندرکنش گازهای داخل لوله هنگام سوختن گازها و بعد از خروج گازها از داخل ترک را شبیه‌سازی کنند. آن‌ها از روش‌های المان چسبنده و حذف المان برای مدل‌سازی رشد ترک استفاده کردند. اکثر این محققین نیز سرعت رشد ترک را چندین برابر سرعت واقعی رشد ترک محاسبه کردند که نشان می‌دهد علاوه بر اثرات اندرکنش سازه سیال که توسط این محققین لحاظ گردیده است، پارامترهای تأثیرگذار دیگری نیز وجود دارد.

بررسی کارهای انجام شده در این زمینه نشان می‌دهد که هنوز محققین درک کاملی از میزان اهمیت پارامترهای تأثیرگذار در شبیه‌سازی عددی مسئله ندارند. این مسئله سبب گردیده است که در نتایج آن‌ها خطاهایی ایجاد گردد. در این مقاله سعی شده است که این پارامترهای مهم با مدل‌سازی عددی مسئله بررسی گردد. شیوه‌ای جدید برای انتخاب پارامترهای شکست دینامیک و بارگذاری متحرک اصلاح شده با توجه به اثرات اندرکنش سازه و سیال ارائه می‌گردد و توانمندی آن در شبیه‌سازی عددی مسئله نشان داده خواهد شد. مدل عددی غیرکوپل ارائه شده در این تحقیق، با لحاظ کردن اثرات اندرکنش سازه سیال و مدل‌سازی ترک به روش المان چسبنده می‌تواند به‌خوبی سرعت رشد ترک، میزان بادکردگی محل رشد ترک و محل توقف ترک را مطابق نتایج آزمایش تجربی پیش‌بینی کند.

2- شرح آزمایش

شبیه‌سازی‌ها بر پایه آزمون های میرزایی [6] انجام گرفتند. در این آزمایش‌ها میرزایی به‌وسیله کورد انفجاری با جنس پتن به بررسی رفتار پارگی لوله تحت فشار متحرک داخلی پرداخته است. فتیله‌ها از جنس پتن با چگالی 8 و 16 گرم بر متر می‌باشند که به‌صورت ستونی در مرکز لوله جایگذاری شده‌اند. چیدمان داخلی سامانه مربوط به آزمایش طوری طراحی گردیده است که فشار ناشی از سوزش فتیله انفجاری از یک سمت لوله به‌صورت متحرک بر روی جداره آن اعمال گردد. سامانه طراحی‌شده شامل فتیله انفجاری در نظر گرفته شده در مرکز لوله و آغازگر تراک را در "شکل 1" می‌توان ملاحظه نمود. با شروع سوزش فتیله از سمت چپ لوله توسط آغازگر، گازهای داغ حاصل از سوزش آن به‌صورت متحرک از چپ به راست به جداره لوله اعمال می‌گردد.

تعداد پنج آزمایش بر روی لوله‌های فولادی با ابعاد هندسی یکسان ارائه شده در جدول 1 انجام گرفته است. نتایج این پنج آزمایش به همراه مشخصات فتیله‌ها، شرایط اولیه جداره و شرایط نهایی آن در جدول 2 قابل مشاهده است. میرزایی ابتدا با استفاده از سوزش یک فتیله 8 گرم بر متر فشار

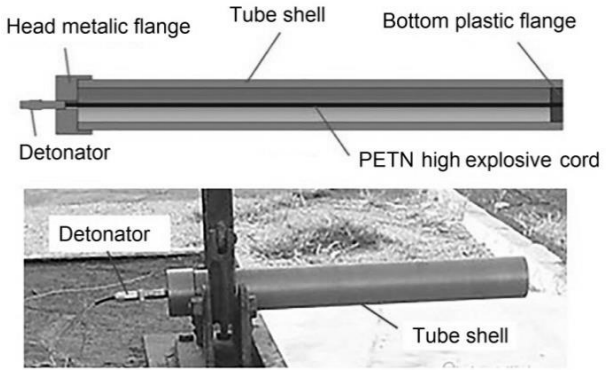

Fig. 1 Experimental setup for generating internal moving pressure in steel pipe with explosive cord and detonator [6]

شکل 1 سامانه آزمایش برای ایجاد فشار متحرک داخلی در لوله فولادی به همراه فتیله انفجاری و آغازگر ترا

جدول 1 ابعاد لوله‌های فولادی [6]

Table 1 Steel pipe dimensions [6]

طول (mm)	قطر خارجی (mm)	ضخامت (mm)
500	21.6	2.65

جدول 2 شرایط اولیه و نتایج به‌دست آمده از آزمایش نمونه‌ها [6]

Table 2 Initial condition and test results of specimens [6]

شماره آزمایش	چگالی فتیله (kg/m)	تعداد شیار	طول شیار (mm)	نتیجه
1	8	-	-	بدون تغییر
2	8	2	20-25	بادکردگی محدود
3	8	2	50-70	بادکردگی محدود
4	16	-	-	پارگی و دوشاخه شدن
5	16	1	20	پارگی و دوشاخه شدن

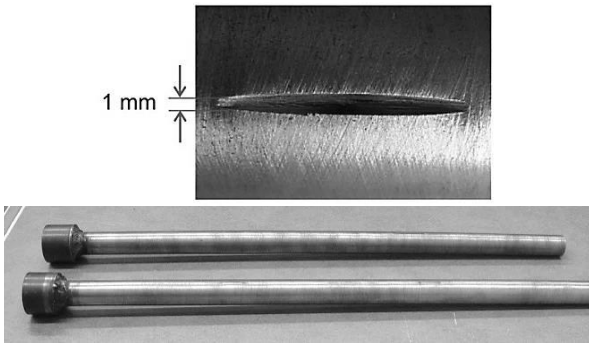

Fig. 2 Steel pipes and geometry of notch [6]

شکل 2 لوله‌های فولادی و هندسه شیار [6]

متحرک را به جداره داخلی لوله اعمال کرد که هیچ‌گونه علائم مربوط به شکست را در جداره مشاهده نکرد. بنابراین برای این‌که بتواند در جداره لوله تمرکز تنش ایجاد کند، در آزمایش دوم دو شیار به طول‌های 20 و 25 میلی‌متر همانند "شکل 4"، به‌وسیله یک فرز باضخامت و عمق 1 میلی‌متر در جداره لوله ایجاد کرد.

3- نتایج آزمایشات

همان‌طور که در "شکل 3" ملاحظه می‌گردد، پس از ایجاد انفجار داخلی، شیارها تبدیل به شکاف راه به در، در جداره شدند. همچنین بادکردگی و رشد ترک بسیار محدود در کنار شکاف ایجاد گردید. بادکردگی محدوده ترک نشان‌دهنده یکی از علائم شکست ناشی از تراک می‌باشد، اما در این آزمایش انرژی کافی برای رشد ترک توسط فشار متحرک داخلی و امواج سازه‌ای فراهم نگردید. بنابراین در آزمایش سوم، طول شیار اولیه به 70 و 50 میلی‌متر افزایش داده شد که نتایج آزمایش آن در "شکل 4" نشان داده شده است. در این آزمایش نیز شیارهای اولیه بعد از تبدیل‌شدن به شکاف راه به در، دچار رشد بسیار محدود و بادکردگی محدوده گشتند. در آزمایش چهارم تصمیم بر استفاده از فتیله با چگالی 16 گرم بر متر بدون شیار اولیه گرفته شد. فشار متحرک ناشی از فتیله 16 گرم در این آزمایش باعث جوانه‌زنی، رشد ترک در مود اول و دوشاخه شدن آن گردید. نتیجه این آزمایش به همراه موقعیت اولیه ترک در "شکل 5" نشان داده‌شده است. در آزمایش پنجم یک شیار با طول 20 میلی‌متر در جداره ایجاد گردید. شیار اولیه بعد از تبدیل شدن به شکاف، مقداری در مود اول رشد کرده و به‌سرعت وارد مود سوم و دوشاخه شدن گردید که نتایج آن در "شکل 6" نشان داده شده است.

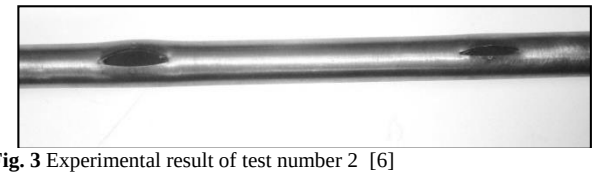

Fig. 3 Experimental result of test number 2 [6]

شکل 3 نتیجه تجربی بدست آمده برای آزمایش نمونه دوم [6]

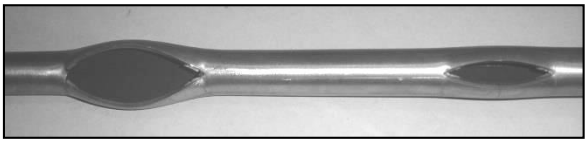

Fig. 4 Experimental results of test number 3 [6]

شکل 4 نتیجه تجربی بدست آمده برای آزمایش نمونه سوم [6]

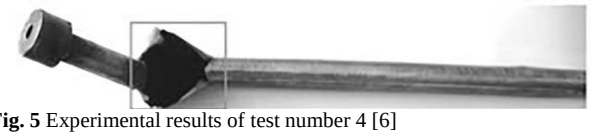

Fig. 5 Experimental results of test number 4 [6]

شکل 5 نتایج آزمایش نمونه چهارم و موقعیت اولیه ترک [6]

Fig. 6 Experimental results of test number 5 [6]

شکل 6 نتایج آزمایش نمونه پنجم [6]

4- بررسی مدل عددی و ارائه نتایج

در مرحله بعدی این پژوهش، شبیه‌سازی عددی چهار نمونه از آزمایش‌ها انجام گردید. دو مدل المان محدود یکی برای محاسبه فشار داخلی و دیگری برای شبیه‌سازی رشد ترک ایجاد گردیدند. مدل اول بر پایه ساختار شبکه اویلرین برای محاسبه نحوه سوزش فتیله و اعمال شدن موج فشاری ناشی از احتراق گازهای داخل لوله ایجاد گردید. با داشتن پارامترهای سوزش پتن و مدل هوای داخل لوله، این مدل توانست منحنی فشار متحرک داخلی اعمال‌شده بر روی جداره را برای حالت‌های 8 و 16 گرم بر متر محاسبه کند. مدل دوم بر پایه شبکه لاگرانژین، دارای المان‌های چسبنده جای گرفته در میان المان‌های جداره لوله برای شبیه‌سازی رشد ترک ایجاد گردید. این مدل با داشتن پارامترهای فشار متحرک داخلی، پارامترهای الاستو پلاستیک فولاد در حالت وابسته به نرخ بارگذاری و پارامترهای شکست دینامیک المان‌های چسبنده، توانست نمونه دوم تا پنجم آزمایش پارگی لوله را شبیه‌سازی کند. نتایج ازنظر بادکردگی و تغییر شکل پلاستیک با نتایج هر چهار نمونه منطبق بود. این مسئله نشان‌دهنده منطبق بودن پارامترهای پلاستیک وابسته به نرخ بارگذاری و فشار اعمالی محاسبه شده با آزمایش است. همچنین نتایج میزان رشد ترک و مکان دوشاخه شدن و متوقف شدن رشد ترک در اثر خروج گازهای داخل لوله نیز با نتایج آزمایش منطبق بود. این مسئله نیز نشان‌دهنده درست انتخاب شدن پارامترهای شکست دینامیک و زمان در نظر گرفته شده برای خروج گازهای داخل لوله دارد. به‌طور مثال در نمونه آزمایش دوم و

سوم، ترک محدود رشد کرد و در نمونه آزمایش چهارم و پنجم ترک بعد از دوشاخه شدن در محل درست متوقف گردید.

برای تعیین درست تمامی پارامترهای مدل عددی با استفاده از نتایج آزمایش و راستی آزمایی نتایج، پنج مرحله شبیه‌سازی عددی انجام شده است. در هر مرحله تعدادی از پارامترها تعیین و راستی آزمایی شدند که به شرح زیر می‌باشند:

1- محاسبه پارامترهای فشار متحرک داخلی اعمال‌شده بر جداره لوله
2- راستی آزمایی حل الاستودینامیک مدل عددی ازنظر فرکانس و دامنه امواج خمشی گذرنده از روی جداره لوله و راستی آزمایی با حل تحلیلی
3- ایجاد مدل الاستوپلاستیک
4- تعیین پارامترهای شکست دینامیک
5- شبیه‌سازی رشد ترک با روش حذف المان و المان چسبنده

4-1- محاسبه پارامترهای فشار متحرک داخلی

در اثر عبور موج تراک ایجاد شده در اثر سوزش فتیله انفجاری، تغییرات شدیدی در دما و فشار ایجاد می‌گردد. این تغییرات در فشار توسط تابع تیلور- زلدوویچ مدل می‌گردد که در رابطه (1) قابل مشاهده است [5].

$$P(t) = (P_1 - P_{\text{atm}}) + \left[(P_3 - P_1) + (P_2 - P_3)e^{-\frac{t}{T}}\right] [1 - \mathrm{H}(x - V_{\text{cj}}t)] \quad (1)$$

در روابط فوق P_1 فشار اولیه، P_2 فشار ماکزیمم، P_3 فشار نهایی، t و x پارامترهای زمان و مکان، T ضریب کاهش نمایی، V_{cj} سرعت پیشانی موج (سرعت چاپمن-ژوکت)، تابع H معرف تابع پله واحد و L نیز طول لوله می‌باشند که منحنی فشار متحرک ایجادشده برحسب زمان توسط این تابع را در "شکل 7" می‌توان ملاحظه نمود. بعد از سوزش فتیله در ابتدا یک شوک فشاری به جداره اعمال می‌گردد و پس از عبور آن، فشار به فشار ثانویه حاصل از محصولات احتراق در داخل لوله کاهش می‌یابد.

پس از آن، ترک در اثر امواج سازه‌ای و فشار باقی‌مانده از محصولات احتراق رشد کرده و بازمی‌گردد. گازهای باقی‌مانده از محصولات احتراق هم‌زمان از داخل ترک به بیرون نشت کرده و باعث کاهش انرژی جلوبرندگی ترک و به طبع آن توقف ترک می‌گردد. در نظر نگرفتن این اثر باعث خطا در تخمین انرژی شکست و سرعت رشد ترک می‌گردد.

بنابراین می‌توان دو ناحیه زمانی را برای محاسبه فشار در نظر گرفت. در قسمت اول که تا قبل از باز شدن ترک می‌باشد، می‌توان از اثرات تغییر شکل جداره بر روی فشار داخل صرف‌نظر کرد. بنابراین می‌توان مسئله را توسط یک مدل المان محدود اویلری با شرط مرزی داخل لوله ثابت حل کرد و فشار شوک اولیه و گازهای ثانویه را محاسبه نمود. در قسمت دوم با باز شدن ترک و خروج گازها فشار تقریباً به‌صورت خطی به "شکل 7" از P_3 به P_1 کاهش می‌یابد. زمان کاهش فشار برای نمونه چهارم از نتایج میرزایی [6] که بر روی آزمایش شماره سه به روش حذف المان و در نظر گرفتن اثرات سازه سیال انجام شده است استخراج گردید. برای بقیه نمونه‌ها این زمان طوری تعیین گردید که ترک در محل مناسب متوقف گردد.

با فرض فوق می‌توان مسئله را به‌صورت غیرکوپل سازه سیال حل کرد. بنابراین دو مدل در نرم‌افزارهای اوتوداین و آباکوس برای محاسبه فشار داخلی ایجاد گردید. در "شکل 8" مدل المان محدود نرم‌افزار آباکوس را می‌توان ملاحظه کرد. المان‌های مرکز لوله با معادله حالت مرجع [18] برای مواد انفجاری در نظر گرفته شدند. این معادله حالت برای تشریح رفتار انفجاری فتیله مورداستفاده قرار می‌گیرد و ارتباط بین فشار، حجم متغیر و انرژی داخلی را بیان می‌کند. در رابطه (2) معادله مربوط به آن قابل مشاهده است.

$$P = A\left(1 - \frac{\omega}{R_1 V'}\right)e^{-R_1 V'} + B\left(1 - \frac{\omega}{R_2 V'}\right)e^{-R_2 V'} + \frac{\omega}{V'}E_0 \quad (2)$$

پارامترهای مربوط به معادله حالت در جدول 3 قابل مشاهده است. با داشتن چگالی پتن، قطر معادل المان‌های پتن در مرکز لوله را می‌توان محاسبه کرد. قطر معادل برای فتیله 8 گرم بر متر به میزان 2.6 میلی‌متر و قطر معادل فتیله 16 گرم بر متر به میزان 3.68 میلی‌متر در نظر گرفته شد. بقیه المان-های داخل لوله با المان هوا و مدل مادی گاز ایده‌آل پر شدند. پارامترهای مربوط به مدل مادی هوا نیز در جدول 3 قابل مشاهده است. المان‌ها از نوع مکعبی هشت گره‌ای با طول حدود 0.4 میلی‌متر در نظر گرفته شدند. برای کاهش حجم محاسبات و با توجه به تقارن مسئله در دو صفحه، یک چهارم لوله مدل گردید. بنابراین شرط مرزی جابجایی صفر در سه جهت مختصات، در سطح خارجی لوله و دو صفحه تقارن آن در نظر گرفته شد. نقطه مرکزی ابتدای لوله به‌عنوان نقطه شروع سوزش در نرم‌افزار مشخص گردید. میزان تغییرات در فشار P_2 محاسبه‌شده به ازای تغییر در اندازه المان‌های مدل بررسی گردید. کاهش طول المان‌ها از 0.4 میلی‌متر به نصف، کمتر از پنج درصد تغییر در پارامتر P_2 ایجاد کرد. که این موضوع همگرایی شبکه در نظر گرفته شده را نشان می‌دهد.

نتایج مربوط به فشار محاسبه شده در جداره داخلی لوله مربوط به دو نرم‌افزار در "شکل 9" نشان داده شده است. منحنی فشار برای سه نقطه 10، 20، و 30 سانتی‌متری از اول لوله ارائه شده است. همان‌طور که انتظار می‌رفت، ابتدا یک موج شوک اولیه ایجاد شده و فشار به یک مقدار ثانویه همگرا می‌گردد. در ادامه این منحنی با رابطه تیلور- زلدوویچ تقریب زده شد و توسط سابروتین در داخل نرم‌افزار آباکوس بر روی جداره داخلی لوله اعمال

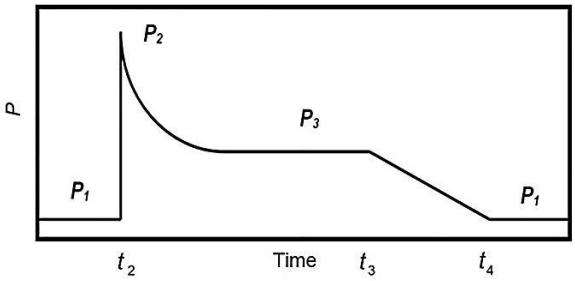

Fig. 7 The pressure time diagram of moving pressure before T_3 and after evacuating of gases until T_4

شکل 7 منحنی فشار متحرک ایجادشده برحسب زمان توسط سوزش فتیله انفجاری شامل قسمت اول تا زمان T_3 و بعد از خروج گازها تا زمان T_4

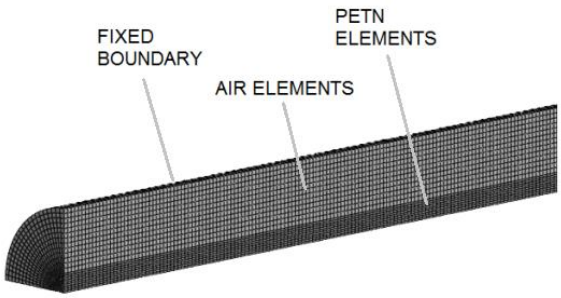

Fig. 8 ABAQUS Eulerian finite element model

شکل 8 مدل المان محدود اویلری در نرم‌افزار آباکوس

جدول 3 پارامترهای مدل مادی مربوط به پتن از مرجع [14] و پارامترهای مدل مادی گاز ایده آل مربوط به هوا

Table 3 The material model parameters for PETN [14] and ideal gas material model parameters

پارامتر	مقدار	واحد
A	6.25	mbar
B	0.233	mbar
R_1	5.25	–
R_2	1.6	–
ω	0.28	–
E_0	570.66	kJ/kg
V	7400	m/s
V'	1	-
ρ_p	1500	kg/m3
R	287	J/kgK
C	717	J/kgK
μ	7e-7	kg/s.m
ρ_a	1.3	kg/m3

گردید. زمان T_3 برابر لحظه باز شدن ترک و شروع خروج گازها می‌باشد که قابل تعیین است. زمان T_4 برابر زمان برداشته شدن اثر فشار ناشی از محصولات احتراق می‌باشد. در دو شبیه‌سازی زمان فوق طوری تعیین گردید که ترک در جای منطبق با آزمایش متوقف گردد .میزان فشار و زمان‌های مختلف منحنی فشار زمان تقریب زده شده به همراه زمان خروج گاز را برای آزمایش‌ها در جدول 4 می‌توان ملاحظه نمود.

4-2- راستی آزمایی حل الاستودینامیک

یک مدل المان محدود از جداره لوله برای محاسبه پاسخ لوله نسبت به بار

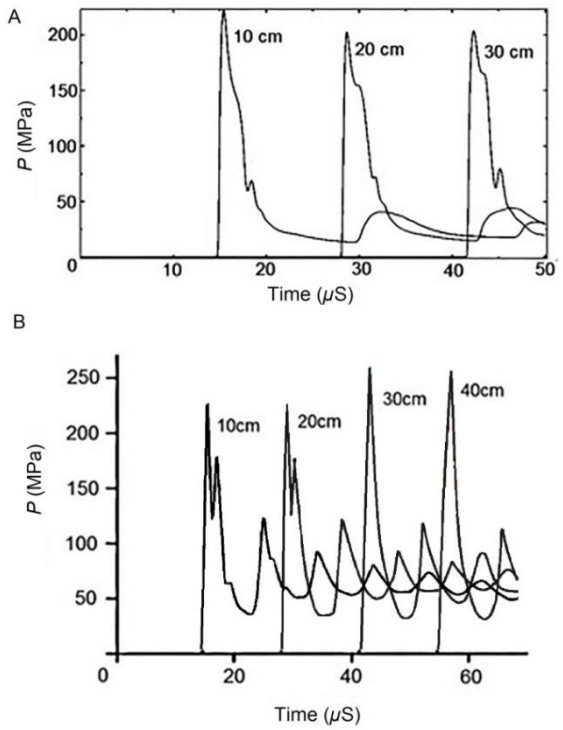

Fig. 9 The calculated pressure diagram from ABAQUS (A) and AUTODYN (B) softwares for 8 grams per meter cord.

شکل 9 نتایج فشار محاسبه‌شده مربوط به دو نرم‌افزار آباکوس (A) و اوتودایین (B) برای فتیله 8 گرم بر متر

جدول 4 پارامترهای فشار زمان تقریب زده شده به همراه اثر خروج گاز برای آزمایش‌ها

Table 4 The approximated pressure time parameters and the effect of evacuating gas for tests.

شماره آزمایش	P_1 (MPa)	P_2 (MPa)	P_3 (MPa)	T(s)	t_3 (μs)	t_4 (μs)
2	0	250	50	$3e^{-6}$	80	130
3	0	250	50	$3e^{-6}$	50	100
4	0	480	80	$3e^{-6}$	80	230
5	0	480	80	$3e^{-6}$	40	115

متحرک داخلی ایجاد گردید که در "شکل 10" نشان داده شده است. این مدل شامل المان‌های صلب هشت گره‌ای مرتبه اول بوده و در دو سر آن شرط مرزی تکیه‌گاه ساده تعریف گردید. فشار داخلی متحرک به‌صورت تابع تیلور- زلدوویچ به جداره داخلی لوله اعمال گردید. پس از بررسی اثر اندازه المان‌ها بر روی پاسخ ارتعاشی جداره، سه المان در ضخامت در نظر گرفته شد. افزایش تعداد المان‌های ضخامت به پنج و هشت المان، حجم محاسبات را بالا برده ولی کمتر از پنج درصد تغییر بر روی پاسخ ارتعاشی لوله ایجاد کرد. بنابراین سه المان در ضخامت در نظر گرفته شد. برای راستی آزمایی نحوه ارتعاشات جداره، پاسخ الاستیک خطی لوله با حل تحلیلی مربوط به مرجع [19] مقایسه گردید. در این حل که کد آن در نرم‌افزار میپل توسط محقق در مرجع [19] توسعه داده شده است، با استفاده از روابط پوسته جدار نازک استوانه‌ای، پاسخ الاستیک سازه نسبت به تابع فشار متحرک تیلور- زلدوویچ محاسبه می‌گردد. مقادیر پارامترهای فشار متحرک و خواص الاستیک جداره لوله در جدول 5 قابل مشاهده است. پاسخ مدل عددی و تحلیلی برای نقطه‌ای در وسط لوله را در "شکل 11" می‌توان ملاحظه نمود. تطابق خوبی از نظر فرکانس و دامنه ارتعاشات بین پاسخ دو مدل دیده می‌شود.

4-3- مدل الاستوپلاستیک

برای در نظر گرفتن اثر پلاستیک شدن جداره لوله به همراه اثرات نرخ کرنش، مدل الاستیک مرحله قبل با یک مدل پلاستیک همسانگرد جایگزین گردید. این مدل برای حالت بارگذاری استاتیک از نتایج مرجع [6] به‌دست آمده بود. برای مدل‌سازی اثر نرخ کرنش بر روی پلاستیسیته ماده از مدل جانسون کوک (رابطه 3) استفاده گردید. مقدار پارامتر c برای فولاد نرم به میزان 0.02 و $\dot{\varepsilon}_0$ به میزان 1 در نظر گرفته شد. منحنی تنش کرنش به‌صورت جدولی در نرم‌افزار پیاده‌سازی گردید که در "شکل 12" ملاحظه می‌گردد.

$$\sigma_y = [A_c + B_c\varepsilon^n].\left[1 + c.\mathrm{Ln}\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\right] \quad (3)$$

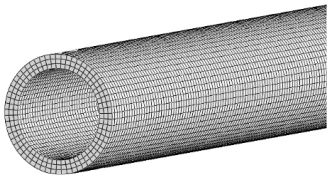

Fig. 10 Finite element model with three elements at thickness

شکل 10 مدل المان محدود لوله با سه المان در ضخامت

جدول 5 پارامترهای فشار زمان و خواص الاستیک لوله فولادی

Table 5 Pressure time parameters and elastic properties of steel pipes.

ρ_{st} (kg/m3)	E (GPa)	ν	T (s)	P_3 (MPa)	P_2 (MPa)	P_1 (MPa)
7800	210	0.3	$3e^{-6}$	0	20	0

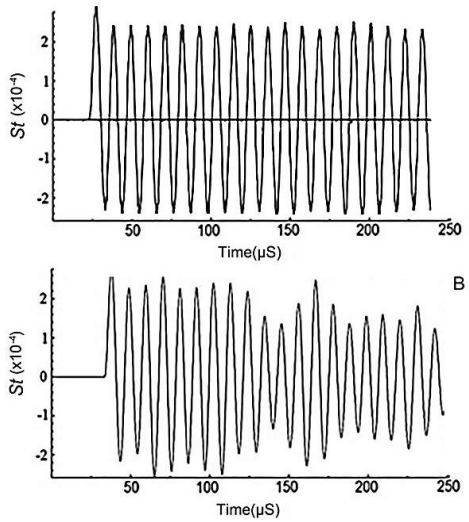

Fig. 11 The calculated fluctuating strain for analytic model (A) and numeric model (B) at the midsection of pipe.

شکل 11 امواج خمشی محاسبه شده در جداره لوله برای مدل تحلیلی (A) و مدل عددی (B) در وسط لوله

منحنی تنش هوپ نوسانی ایجاد شده در جداره در حالت فتیله 16 گرم بر متر در وسط لوله در قسمت بالای "شکل 13" با فشار داخلی 8 مگاپاسکال ارائه شده است. ملاحظه می‌گردد که در اثر عبور موج اول خمشی، جداره وارد ناحیه پلاستیک شده و در اثر عبور امواج بعدی نوسان می‌کند. ملاحظه می‌گردد که نوسانات در ناحیه مثبت بوده و تنش‌های منفی به جداره اعمال نمی‌گردد. بنابراین با توجه به تعداد کم سیکل‌های نوسانی در ناحیه مثبت، مدل همسانگرد در نظر گرفته شده برای مدل‌سازی اثرات پلاستیک کافی خواهد بود. در قسمت پایین "شکل 13" دامنه تنش ایجاد شده در جداره به خاطر فشار داخلی 60 مگاپاسکال نیز نشان داده شده است. ملاحظه می‌گردد به ازای فشار داخلی 80 مگاپاسکال میزان تنش متوسط بیشتر بوده و دامنه ارتعاشات کمتر می‌باشد. در حالت 60 مگاپاسکال میزان تنش متوسط کمتر شده و دامنه ارتعاشات زیاد شده است.

4-4- تعیین پارامترهای شکست دینامیک

برای مدل‌سازی رشد ترک از دو روش حذف المان با معیار کرنش شکست و المان چسبنده با قانون جدایش نمایی استفاده گردید. درروش حذف المان، معیار آسیب کرنش معادل پلاستیک برای المان‌های صلب تعریف گردید. در این روش با رسیدن کرنش معادل پلاستیک به میزان بحرانی خود، المان‌ها

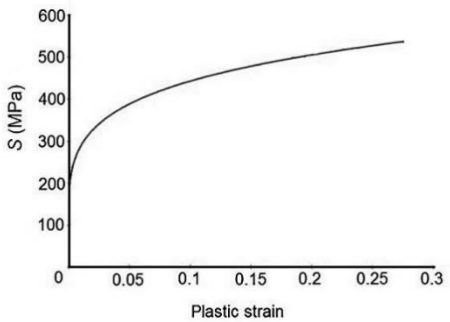

Fig. 12 The stress strain curve of steel 37 for static loading [6]

شکل 12 منحنی تنش کرنش برای فولاد St-37 برای بارگذاری استاتیک [6]

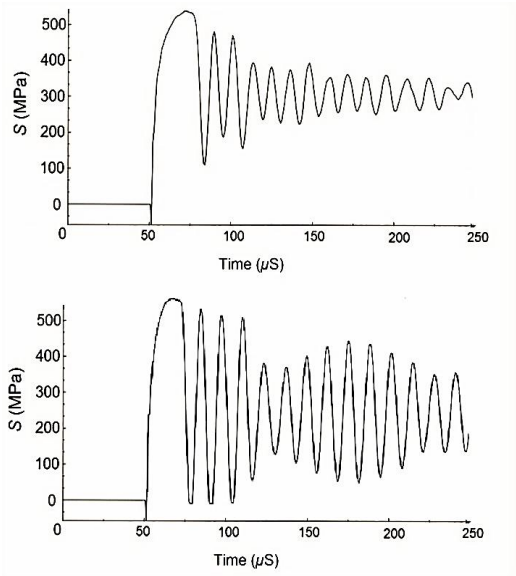

Fig. 13 The calculated hoop stress for 16 grams per meter cord at middle point of tube for different internal pressure (80 MPa up – 60 MPa down)

شکل 13 منحنی تنش هوپ در حالت 16 گرم بر متر در وسط لوله برای دو حالت فشار داخلی (80 مگاپاسکال بالا - 60 مگاپاسکال پایین)

شروع به حذف شدن می‌کنند. در روش المان چسبنده حذف المان‌ها بر اساس قانون کشش- جدایش[1] صورت می‌پذیرد. برای تعریف قانون کشش- جدایش بایستی تنش حدی، انرژی شکست و مدول الاستیک المان چسبنده در نرخ کرنش و حالت سه‌بعدی تنش[2] مسئله تعیین گردد. با توجه به نرخ کرنش بالا و اثرات سه‌بعدی تنش ایجاد شده در نوک ترک ابتدا مروری براثرت این دو پدیده بر روی پارامترهای شکست فولاد انجام گردید. مرجع [20] به بررسی اثر حالت تنش بر روی قانون کشش- جدایش المان چسبنده فولاد و آلومینیوم می‌پردازد و نشان می‌دهد که با افزایش حالت سه‌بعدی تنش همانند حالتی که ترک در جسم وجود دارد، تنش حدی المان چسبنده تا چندین برابر تنش تسلیم افزایش می‌یابد. همچنین سطح زیر نمودار منحنی کاهش یافته و شکل منحنی باریک و نوک‌تیز می‌گردد. مراجع [21] و [22] به بررسی اثر نرخ کرنش بر روی رفتار فولاد می‌پردازند و نشان می‌دهند که در نرخ کرنش‌های بالا، تنش حدی افزایش می‌یابد. اما کرنش شکست رفتار متفاوتی از خود نشان می‌دهد. بدین صورت که ابتدا افزایش یافته و سپس در نرخ کرنش‌های بسیار بالا کاهش می‌یابد. مرجع [22] نشان می‌دهد که میزان کرنش شکست برای فولاد نرم در نرخ کرنش و حالت تنش بالا به عددی در حدود 30 درصد کرنش شکست استاتیک کاهش می‌یابد. بنابراین دو عامل نرخ کرنش و حالت سه‌بعدی تنش باعث بالا رفتن تنش حدی و کاهش کرنش شکست خواهند شد.

در این تحقیق میزان تنش حدی المان چسبنده همانند بقیه مراجع [9-15] برابر 2 برابر تنش تسلیم و میزان کرنش معادل شکست برای روش حذف المان از مرجع [6] برابر 0.13 برای فولاد نرم در نظر گرفته شد که مطابق با مرجع [22] در حدود 30 درصد کرنش شکست حالت استاتیک بدون اثرات نرخ کرنش و حالت تنش می‌باشد.

مرجع [20] همچنین نشان می‌دهد که با افزایش حالت سه‌بعدی تنش، سطح زیر نمودار منحنی کشش جدایش المان چسبنده که معرف انرژی

[1] Traction separation law
[2] Stress triaxiality

شکست آن می‌باشد، کاهش می‌یابد. مرجع [23] نشان می‌دهد انرژی شکست فولادهای چکش‌خوار، رفتار متغیری در نرخ‌های کرنش مختلف از خود نشان می‌دهند که شبیه به رفتار کرنش شکست در نرخ کرنش‌های متفاوت می‌باشد. معمولاً با بالا رفتن نرخ کرنش، تنش تسلیم و کرنش شکست آن‌ها افزایش می‌یابد و درواقع چقرمگی آن‌ها بیشتر می‌گردد. این رفتار معمولاً تا یک نرخ کرنش مشخصی ادامه می‌یابد. بعد از آن نرخ کرنش، فولاد رفتار ترد شونده از خود نشان می‌دهد. در این نرخ کرنش‌ها که معمولاً در حالات انفجاری رخ می‌دهد، انرژی شکست فولاد کاهش پیدا می‌کند.

با توجه به این‌که میزان دقیق انرژی شکست فولاد نرم مذکور در نرخ کرنش و ضریب تنش بالا در گزارش‌ها موجود نبود، یک آنالیز حساسیت بر روی انرژی شکست المان چسبنده انجام گردید. چهار انرژی شکست متفاوت در محدوده انرژی شکست فولادهای نرم در نظر گرفته شد. در جدول 5 این پارامترها برای فولاد نرم آورده شده است. بر طبق توضیحات کمکی نرم‌افزار آباکوس، در حالتی که ضخامت المان چسبنده به سمت صفر رود، مدول الاستیک یک عدد بسیار بزرگ و چگالی المان چسبنده نزدیک به صفر بایستی انتخاب گردد و این دو عدد به شکلی انتخاب می‌گردند که ترک رشد پایدار داشته باشد. همان‌طور که در جدول 5 ملاحظه می‌گردد، برای فولاد مدول المان چسبنده به میزان چند برابر مدول الاستیک فولاد و چگالی آن نزدیک به صفر انتخاب گردید.

4-5- نتایج شبیه‌سازی رشد ترک به روش حذف المان

معیار آسیب کرنش معادل پلاستیک برای تمامی المان‌های صلب مدل المان محدود تعریف گردید. بنابراین المان‌هایی که در طول شبیه‌سازی کرنش پلاستیک معادل آن‌ها به میزان 0.13 برسد، حذف می‌گردند. با توجه به اینکه نتایج این روش بسیار وابسته به شکل و اندازه المان‌ها می‌باشد، با ثابت نگه‌داشتن ابعاد ترک اولیه، سه مدل المان محدود با اندازه المان‌های مختلف بررسی گردید. اندازه این المان‌ها 1، 2 و 4 میلی‌متر در نظر گرفته شدند. در "شکل 14" نتایج مدل المان محدود برای نمونه آزمایش چهارم برای سه اندازه شبکه متفاوت نشان داده شده است. ملاحظه می‌گردد که به ازای حالات مختلف شبکه‌بندی، نتایج متفاوتی ازلحاظ میزان رشد طولی ترک، سرعت رشد ترک و محل دو شاخه شدن آن به‌دست آمده است. این موضوع نشان می‌دهد که روش حذف المان برای شبیه‌سازی مسئله شکست ناشی از تراک داخلی مناسب نمی‌باشد و این موضوع توسط میرزایی در مرجع [6] بررسی نشده است.

4-6- نتایج شبیه‌سازی رشد ترک به روش المان چسبنده

المان‌های چسبنده در مسیر رشد ترک در نمونه آزمایش دوم مطابق "شکل 15" در بین المان‌های صلب جایگذاری گردید. برای مدل‌سازی شیار نمونه دوم و سوم با عمق یک میلی‌متر، المان‌های ردیف اول المان‌های چسبنده حذف گردید. سمت راست لوله به‌عنوان تکیه‌گاه ساده و سمت چپ آن

جدول 6 پارامترهای المان چسبنده برای حالات مختلف انرژی شکست

Table 6 Cohesive element parameters for the different fracture energy.

	ρ_c	σ_c (MPa)	K_n (N/m^3)	G_I (kJ/m2)
1	5	500	7e13	17
2	5	500	18e12	60
3	5	500	7.2e12	120
4	5	500	2.1e12	300

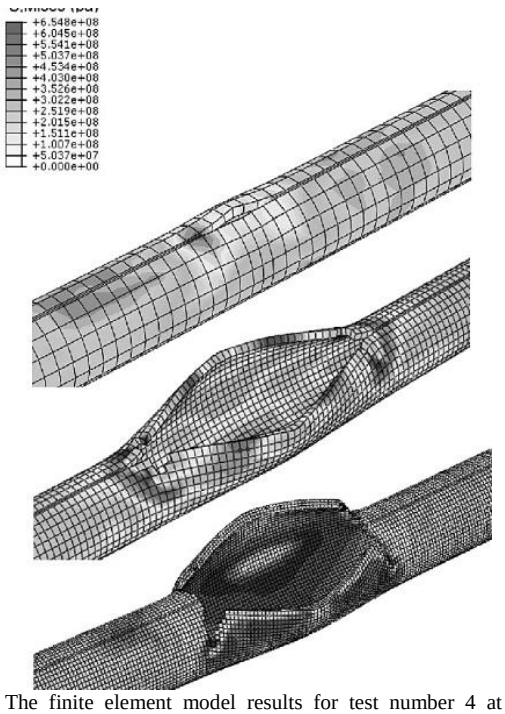

Fig. 14 The finite element model results for test number 4 at 200 microseconds for finite element model with 1, 2 and 4 millimeter long

شکل 14 نتایج مدل المان محدود برای نمونه چهارم در زمان‌های 200 میکروثانیه برای مدل المان محدود با شبکه 1، 2 و 4 میلی‌متر

تکیه‌گاه آزاد در نظر گرفته شده است. برای مدل‌سازی نمونه آزمایش چهارم و پنجم، المان‌های چسبنده در مسیر رشد ترک و محل دوشاخه شدن ترک مطابق "شکل 16 و 17" در بین المان‌های صلب جایگذاری گردید. لازم به ذکر است که فرض قرار دادن المان‌های چسبنده فقط در مسیر رشد ترک باهدف کنترل محل دوشاخه شدن و کاهش حجم محاسبات صورت پذیرفته است. برای برداشتن این قید و بررسی دقیق محل دوشاخگی ترک بایستی از روش المان محدود توسعه‌یافته[1] استفاده نمود که هدف این تحقیق نبوده است.

در "شکل 18" نتایج مدل المان محدود آزمایش شماره چهارم در زمان توقف رشد ترک برای چهار انرژی شکست متفاوت در نظر گرفته‌شده، آورده شده است. نتایج از نظر سرعت رشد و محل توقف ترک برای چهار حالت بوده و ملاحظه می‌گردد که تنها تفاوت در میزان بادکردگی حول ترک و زاویه دهانه ترک می‌باشد. در واقع با افزایش انرژی شکست، زاویه دهانه نوک ترک

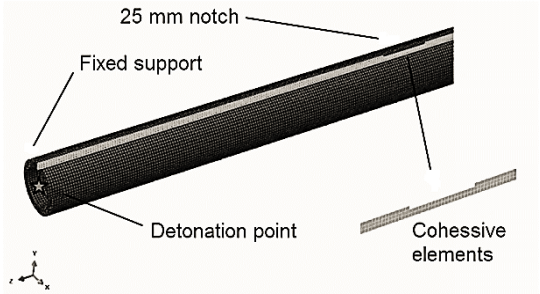

Fig. 15 The finite element model for the test number 2 with cohesive elements and notch

شکل 15 مدل المان محدود نمونه دوم با شیار و المان‌های چسبنده

[1] Extended finite element method

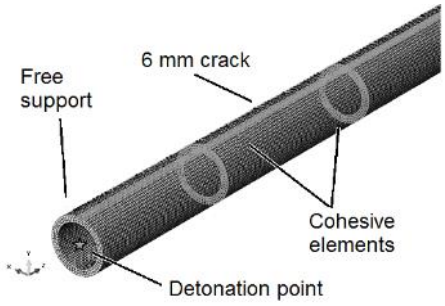

Fig. 16 The finite element model for the test number 4 with cohesive elements and initial crack.

شکل 16 مدل المان محدود نمونه چهارم با ترک اولیه و المان‌های چسبنده

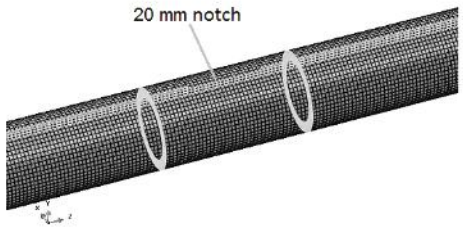

Fig. 17 The finite element model for the first test number 5 with cohesive elements and notch.

شکل 17 مدل المان محدود نمونه پنجم با شیار و المان‌های چسبنده

و میزان بادکردگی ترک افزایش‌یافته است. این موضوع نشان می‌دهد که پارامتر انرژی شکست در مسئله شکست ناشی از تراک، کنترل‌کننده سرعت رشد ترک نبوده و تأثیر مستقیم بر روی میزان بادکردگی حول ترک خواهد داشت. به ازای انرژی شکست‌های بالای 120 نتایج بادکردگی با نتایج آزمایش منطبق می‌شود. بنابراین این عدد، پارامتر انرژی شکست دینامیک در نرخ کرنش و حالت سه‌بعدی تنش مسئله بوده و مبنای بقیه شبیه‌سازی‌ها انتخاب گردید. نرخ کرنش به میزان 14000 کرنش بر ثانیه در حوالی نوک ترک محاسبه گردید که نسبت به نواحی دیگر که نرخ کرنش آن‌ها زیر 500 کرنش بر ثانیه بودند بسیار بزرگ می‌باشد. سرعت متوسط رشد ترک در حدود 200 متر بر ثانیه محاسبه گردید که منطبق با سرعت رشد ترک دینامیک در فولاد می‌باشد. در "شکل‌های 19 تا 21" نتایج مدل المان محدود آزمایش‌های دوم، سوم و پنجم نیز آورده شده است. میزان بادکردگی و تغییر شکل پلاستیک حوالی ترک و محل توقف ترک برای همه نمونه‌ها کاملاً با نتایج آزمایش منطبق بود. این مسئله نشان می‌دهد که پارامترهای فشار داخلی، تغییر شکل پلاستیک وابسته به نرخ بارگذاری و انرژی شکست دینامیک سازگار انتخاب شده‌اند.

5- بررسی نتایج دیگر محققین با توجه به نتایج تحقیق فوق

با توجه به نتایج ارائه شده در بخش عددی و پدیده‌های مؤثر بر مدل‌سازی شکست ناشی از تراک، در این بخش به بررسی دقیق این پدیده‌ها و فرضیات دیگر محققین پرداخته شده است.

5-1- بررسی اثر فشار باقی‌مانده از محصولات احتراق بر روی نحوه رشد ترک

همان‌طور که در بخش مقدمه نیز اشاره شد، ترک توسط امواج خمشی روی جداره و فشار باقی‌مانده از محصولات احتراق رشد می‌کند. بنابراین لحاظ نکردن اثر فشار ثانویه، باعث رشد ترک در حالت تنشی نادرست می‌گردد که اثر آن بر روی تنش‌های جداره در "شکل 13" نشان داده شد. میرزایی [7-9]، سونگ [11]، بکر [12]، گاتو [13]، لیو [14] اثر فشار ثانویه را در شبیه‌سازی‌های خود لحاظ نکردند و تمامی این محققین سرعت زیاد رشد

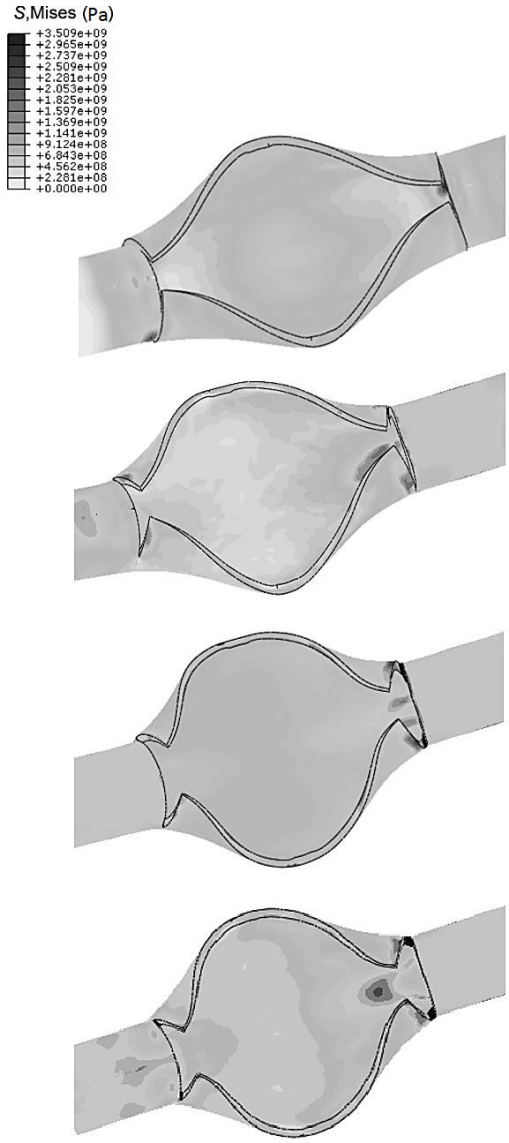

Fig. 18 The finite element model results for test number 4 at crack growth stopping time for the different fracture energy

شکل 18 نتیجه حل مدل المان محدود برای نمونه چهارم در لحظه توقف رشد ترک برای حالات مختلف انرژی شکست

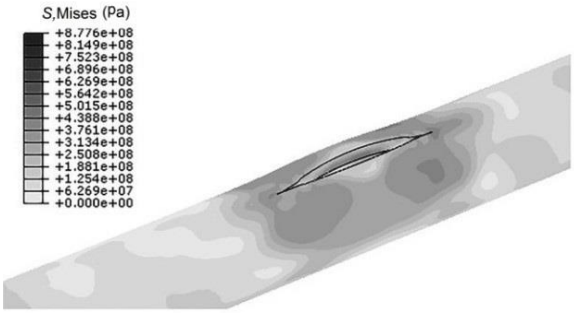

Fig. 19 The finite element model result for test number 2

شکل 19 نتیجه حل مدل المان محدود برای نمونه دوم

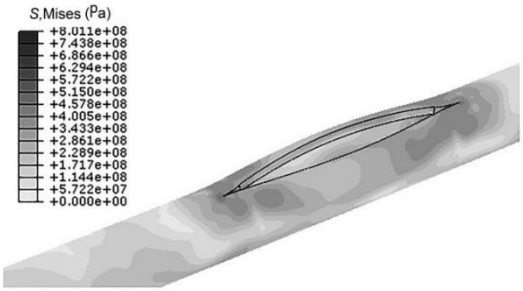

Fig. 20 The finite element model result for test number 3

شکل 20 نتیجه حل مدل المان محدود برای نمونه سوم

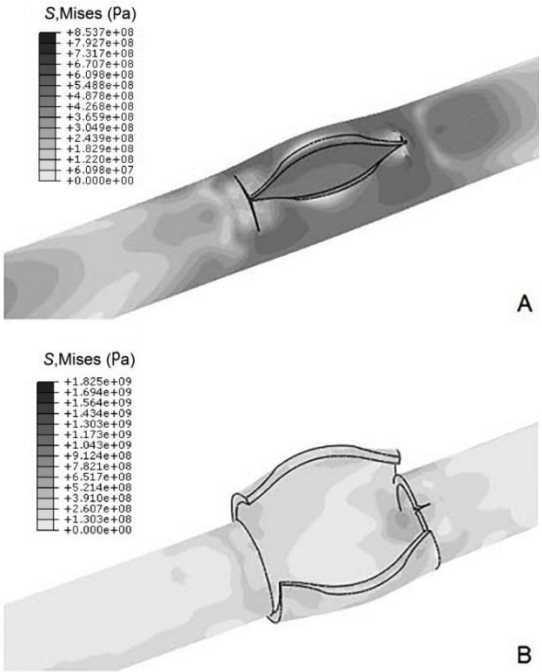

Fig. 21 The finite element model results for test number 5 for 90 micro seconds (A) and 800 micro second (B) at crack growth stopping time

شکل 21 نتیجه حل مدل المان محدود برای نمونه پنجم برای زمان‌های 90 میکروثانیه (A) و 800 میکروثانیه (B) در لحظه توقف رشد ترک

ترک و دوشاخه شدن ترک در محل نادرست را گزارش کرده‌اند. میرزایی [7] به شبیه‌سازی یک مخزن منفجر شده توسط تراک گازی می‌پردازد. در نظر نگرفتن اثر فشار محصولات باعث می‌گردد که او امواج سازه‌ای جداره را با دامنه بزرگ در ناحیه مثبت و منفی محاسبه کند. بنابراین او در نتایج خود به بادکردگی سیکلیک ترک و باز و بسته شدن آن اشاره می‌کند که غیرواقعی می‌باشد. همچنین او مانند دیگر محققین سرعت رشد ترک را چندید برابر حالت واقعی محاسبه می‌کند. برای اصلاح سرعت رشد ترک او انرژی شکست المان چسبنده را در طول رشد افزایش می‌دهد و دلیل آن را رشد خستگی گونه ترک بیان می‌کند. این در حالی است که براساس نتایج این تحقیق لحاظ کردن فشار داخل و تخمین درست انرژی شکست دینامیک، می‌تواند باعث محاسبه درست سرعت رشد ترک بدون نیاز به افزایش انرژی شکست گردد.

5-2- بررسی اثر کاهش فشار باقی‌مانده از محصولات احتراق بر روی سرعت و محل توقف ترک

تأثیر دوم در نظر نگرفتن فشار محصولات در مراحل پایانی رشد ترک دیده می‌شود. همان‌طور که در بخش قبل بیان شد، ترک از اواسط رشد خود در اثر فشار محصولات رشد می‌کند. بنابراین با باز شدن ترک و افت این فشار داخلی، انرژی جلوبرنده ترک از بین رفته و ترک متوقف می‌گردد. بنابراین اگر در مدل‌سازی این اثر از ابتدا دیده نشود، در شبیه‌سازی عامل توقف ترک وجود نخواهد داشت و ترک با سرعت زیاد رشد کرده و محل رشد ترک دچار بادکردگی بیش از اندازه واقعی می‌گردد. بنابراین عامل دومی که محققین را دچار عدم تطابق در نتایج خود کرده است، عامل کاهش فشار داخلی در مراحل پایانی رشد ترک می‌باشد که توسط میرزایی [7-10]، سونگ [11]، بکر [12]، گاتو [13]، لیو [14] در نظر گرفته نشده است. میرزایی [7] رشد خستگی گونه ترک را به‌عنوان عامل کاهش‌دهنده سرعت رشد و متوقف کننده آن بیان می‌کند. درصورتی‌که در نظر گرفتن فشار داخلی از ابتدا و کاهش آن در اواسط شبیه‌سازی باعث رشد ترک و توقف ترک در محل درست می‌گردد. بنابراین اگر هم پدیده بسته شدن ترک خستگی در عمل وجود داشته باشد، اثر آن بسیار کوچک خواهد بود. به‌طوری‌که در نظر نگرفتن آن خطایی در رشد لحاظ نخواهد کرد. سونگ [11] و بکر [12] که به روش غیرکوپل به حل مسئله پرداخته‌اند، صحبتی راجع به زمان توقف ترک ننموده‌اند و به نظر می‌رسد هنگام رسیدن ترک به ناحیه موردنظر، شبیه‌سازی را متوقف کرده و نتایج آن را ارائه کرده‌اند.

5-3- بررسی دلایل رشد غیرمتقارن ترک

نتایج تحقیق فوق نشان می‌دهد که سه عامل برای رشد نامتقارن ترک جلو رونده و عقب رونده وجود دارد. عامل اول سرعت حرکت امواج نسبت به‌سرعت حرکت ترک می‌باشد که میرزایی [1] به بحث درباره آن می‌پردازد. هنگامی‌که این دو سرعت نزدیک به هم باشند، ترک پیشرو و امواج سازه‌ای باهم در یک جهت و ترک عقب رونده و امواج در خلاف جهت هم حرکت می‌کنند. بنابراین مدت زمان همراهی نیرو جلوبرنده با ترک، در ترک جلو رونده بیشتر از ترک عقب رونده است که باعث جلو افتادن ترک پیشرو می‌گردد. اما در صورتی که این دو سرعت باهم تفاوت زیاد داشته باشند، این پدیده کمرنگ خواهد شد. در نتایج میرزایی به علت این‌که پارامترهای شکست در اثر در نظر نگرفتن فشار محصولات درست تعیین نشده‌اند، ترک با سرعت بالایی و نزدیک‌تر به‌سرعت موج تراک حرکت کرده و ترک جلو رونده بیشتر رشد کرده است و این همراهی سرعت به‌اشتباه رخ داده است. در آزمایش‌های انجام شده در تحقیق حاضر، سرعت حرکت موج تراک 7400 متر بر ثانیه است که بسیار بالاتر از سرعت حرکت ترک در فولاد (200 متر بر ثانیه) بوده و این پدیده دیده نمی‌شود.

عامل دوم رشد غیرمتقارن، طول بلند شکاف اولیه می‌باشد. درواقع فشار تراک که از یک سمت لوله شروع به حرکت می‌کند، ابتدا به لبه سمت چپ شکاف می‌رسد. بنابراین شکاف از یک سمت بیشتر بازمی‌گردد. [9،8] طول ترک اولیه را نادرست مدل‌سازی کرده و سرعت رشد را درست پیش‌بینی نمی‌کند.

عامل سوم رشد غیرمتقارن ترک، بارگذاری نامتقارن نوک ترک پیشرو و پسرو در هنگام خروج گازهای داخل می‌باشد. هنگامی که مسیر خروج گازهای داخل لوله برای دو سر ترک یکسان نباشد، فشار مؤثر اعمالی به دو سر ترک در اثر تخلیه نامتقارن گازها از داخل لوله یکسان نخواهد بود. این موضوع به‌صورت کمرنگ در نتایج آزمایش میرزایی [6] که محل بازشدگی ترک نزدیک به سمت چپ لوله می‌باشد دیده می‌شود.

5-4- بررسی اثر نرخ کرنش و حالت سه‌بعدی تنش بر روی رشد ترک

نتایج بخش عددی نشان داد که به ازای انرژی‌های شکست متفاوت می‌توان نتایجی مطابق با نتایج آزمایش به‌دست آورد که ازنظر سرعت و محل توقف ترک با نتایج تجربی منطبق باشند. اما فقط یک پارامتر انرژی شکست میزان بادکردگی را درست پیش‌بینی می‌کند که معرف پارامتر انرژی شکست دینامیک آن مسئله در نرخ کرنش آن خواهد بود. نکته قابل‌توجه ایجاد تنش‌های طولی بسیار بزرگ در اثر بادکردگی ترک نسبت به تنش هوپ می‌باشد که در دو طرف ترک دیده می‌شود. با توجه به اینکه ترک در جهت عمود بر تنش‌های اصلی رشد می‌کند، و در اواسط رشد ترک، تنش طولی و تنش هوپ یکسان به نوک ترک اعمال گردیده است، ترک هرلحظه امکان چرخش و دوشاخه شدن را خواهد داشت. بنابراین نسبت تنش طولی به تنش هوپ در اواسط رشد بزرگ‌تر از یک شده و حالت سه‌بعدی تنش بزرگی در نوک ترک رخ خواهد داد. بررسی نرخ کرنش نشان می‌دهد که در نوک ترک نرخ کرنش حدود 14000 کرنش بر ثانیه رخ داده است که بسیار بالا می‌باشد. اما در نقاط دیگر لبه ترک این عدد در حدود 500 کرنش بر ثانیه و کمتر می‌باشند. بنابراین نقاط مختلف لوله دارای نرخ کرنش‌ها و حالت سه‌بعدی تنش متفاوتی خواند بود که نشان می‌دهد مدل‌سازی درست پدیده جوانه‌زنی و رشد ترک نیاز به استفاده از پارامترهای شکست وابسته به نرخ کرنش و حالت تنش خواهد داشت. این در حالی است که محققین قبلی از پارامترهای استاتیک غیروابسته برای رشد ترک خود استفاده کرده‌اند. به‌طور مثال در نتایج سیراک [15] که به روش کوپل سیال- سازه به شبیه‌سازی نتایج چاو پرداخته است، جوانه‌زنی در لبه‌های ترک دیده می‌شود. به علت متفاوت بودن نرخ کرنش و حالت تنش و به طبع آن تنش حدی المان در لبه‌ها و نوک ترک، و ثابت فرض شدن این پارامتر توسط محقق ، جوانه‌زنی و رشد ترک به‌صورت کنترل نشده در نتایج او همانند "شکل 22" دیده می‌شود.

5-5- روش حذف المان و المان چسبنده

نتایج این تحقیق نشان داد که روش حذف المان به علت وابستگی شدید به شکل و اندازه شبکه نتایج قابل‌قبولی را برای مسئله شکست ناشی از تراک ارائه نمی‌کند. این در حالی است که دیگر محققین این حوزه که از این روش استفاده کرده‌اند، به بحث درباره این موضوع نپرداخته‌اند. روش المان چسبنده با قانون کشش- جدایش نمایی، نتایج قابل قبول از نظر سرعت و چگونگی رشد را ارائه می‌دهد. تنها مشکل این روش قرار دادن المان‌ها در مسیر ترک و عدم اجازه به ترک برای انتخاب مسیر می‌باشد که برای رفع آن بایستی از روش المان محدود گسترش یافته استفاده نمود.

6- نتیجه‌گیری

در این تحقیق بررسی جامعی بر روی پدیده‌های تأثیرگذار بر شبیه‌سازی عددی شکست ناشی از تراک انجام گرفت. در قسمت عددی یک روش نظام‌مند برای بدست آوردن پارامترهای مسئله شکست ناشی از تراک از نتایج

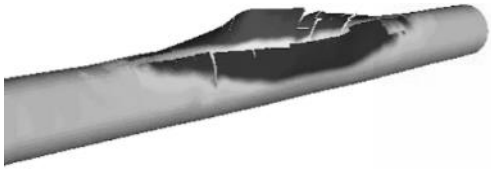

Fig. 22 The finite element model result for cirak [15]

شکل 22 نتیجه حل مدل المان محدود سیراک [15]

جدول 7 میزان خطای بدست آمده از مدل المان محدود، نسبت به نتایج آزمایش

Table 7 The calculated error between the finite element model and test results

شماره آزمایش	خطای میزان رشد ترک طولی (درصد)	خطای محل توقف ترک بعد از دوشاخه شدن (درصد)
2	5	-
3	5	-
4	3	8
5	7	10

تجربی و راستی آزمایی شبیه‌سازی عددی مسئله به روش غیرکوپل سازه سیال ارائه گردید. تمامی پارامترهای دینامیک مدل شامل پارامترهای فشار متحرک قبل از باز شدن ترک، پارامترهای شکست دینامیک و اثر کاهش فشار داخلی در اثر باز شدن ترک از روی نتایج تجربی تعیین گشتند و در هر مرحله راستی آزمایی گشتند. یکسان بودن پارامترهای مذکور و ارائه نتایج منطبق با نتایج تجربی برای چهار نمونه آزمایش نشان داد که روش ارائه شده تکرارپذیر و دقیق می‌باشد. در جدول 7 میزان خطای به‌دست آمده از مدل المان محدود، نسبت به نتایج آزمایش را می‌توان ملاحظه نمود. ملاحظه می‌گردد که مدل با خطای حداکثر 10 درصد توانسته محل توقف ترک را محاسبه کند.

بررسی‌های انجام شده نشان داد که در نظر نگرفتن چهار عامل مهم باعث ایجاد خطا در نتایج دیگر محققین بخصوص در حوزه غیرکوپل سازه سیال گردیده است که به شرح ذیل می‌باشند.

1- عدم در نظر گرفتن اثر فشار ناشی از محصولات احتراق در مدل‌سازی فشار متحرک داخلی

2- کاهش ندادن فشار داخل لوله همزمان با باز شدن ترک

3- تعیین نادرست پارامترهای شکست دینامیک لوله

4- در نظر نگرفتن اثر نرخ کرنش و حالت سه‌بعدی تنش بر روی جوانه‌زنی ترک

7- فهرست علائم

A	ضریب معادله حالت
A_c	ضریب معادله جانسون کوک
a	نصف طول ترک
B	ضریب معادله حالت
B_c	ضریب معادله جانسون کوک
C	ضریب ظرفیت حرارتی (J/kgK)
c	ثابت اثر نرخ کرنش
E_0	چگالی انرژی (kJ/kg)
E	مدول الاستیک (N/m^2)
H	تابع پله واحد
K_I	ضریب شدت تنش (N(m^0.5)/m2)
n	ضریب معادله جانسون کوک
P	فشار (N/m^2)
$R1, R2$	ضریب معادله حالت
R	ثابت عمومی گاز (J/kgK)
r	شعاع لوله (m)
S	تنش (N/m^2)
St	کرنش

T ثابت زمانی معادله فشار

t زمان (s)

h ضخامت جداره (m)

V سرعت (m/s)

V' حجم نسبی

علائم یونانی

ρ چگالی (kg/m^3)

μ لزجت دینامیکی (kg/ms)

μs میکروثانیه (t)

υ ضریب پواسون

σ تنش (N/m^2)

ω ضریب معادله حالت

ε ضریب معادله جانسون کوک

زیرنویس‌ها

a هوا

cj چاپمن- ژوکت

c چسبنده

n عمودی

p پتن

st فولاد

I مود اول

8- مراجع

[1] M. Mirzaei, Finite element analysis of deformation and fracture of cylindrical tubes under internal moving pressures, *Finite Element Analysis*, pp. 953-978, Croatia: intech, 2010.

[2] G. D. Roy, S. M. Frolov, A. A. Borisov, D. W. Netzer, Pulse detonation propulsion: challenges, current status, and future perspective, *Progress in Energy and Combustion Science*, Vol. 30, No. 6, pp. 545-672, 2006.

[3] D. M. Goto, R. Becker, T. J. Orzechowski, Investigation of the fracture and fragmentation of explosively driven rings and cylinders, *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 35, No. 12, pp. 1547-1556, 2008.

[4] O. Soto, J. Baum, R. Lohner, An efficient fluidesolid coupled finite element scheme for weapon fragmentation simulations, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 77, No. 3, pp. 549-564, 2010.

[5] T. W. Chao, *Gaseous Detonation Driven Fracture of Tubes*, PhD thesis, California Institute of Technology, Pasadena, California, March 2004 .

[6] M. Mirzaei, M. Najafi, H. Niasari, Experimental and numerical analysis of dynamic rupture of steel pipes under internal high-speed moving pressures, *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 85, No. 1, pp. 27-36, 2015.

[7] M. Mirzaei, A. Harandi, R. Karimi, Finite element analysis of deformation and fracture of an exploded gas cylinder, *Engineering Failure Analysis*, Vol. 16, No. 5, pp. 1607-1615, 2009.

[8] M. Mirzaei,R. Karimi, Crack growth analysis for a cylindrical shell under dynamic loading, *11th International conference on pressure vessel technology*, American Society of Mechanical Engineers, pp. 591-597, 2006.

[9] M. Mirzaei, M. Malekan, Crack growth modeling for a thin aluminium tube under gaseous detonation loading using cohesive element, *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 12, No. 3, pp. 95-102, 2012. (in Persian فارسی)

[10] M. Mirzaei, S. Tavakoli, On fracture analysis of exploded pressure vessels and pipes, *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 16, No. 5, pp. 297-302, 2016. (in Persian فارسی)

[11] J. H. Song, T. Belytschko, Dynamic fracture of shells subjected to impulsive loads, *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 76, No. 5, pp. 051301, 2009.

[12] G. Becker, L. Noels, A full discontinuous Galerkin formulation of nonlinear Kirchhoff–Love shells: elasto plastic finite deformations, parallel computation, and fracture applications, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 93, No. 1, pp. 80-117, 2013.

[13] C. H. Gato, Y. Shie, Detonation-driven fracture in thin shell structures: numerical studies, *Applied Mathematical Modelling*, Vol. 34, No. 12, pp. 3741-3753, 2010.

[14] S. J. Liu, Fracture of thin pipes with SPH shell formulation, *International Journal of Computational Methods*, Vol. 8, No. 3, pp. 369-395, 2011.

[15] F. Cirak, R. Deiterding, S. P. Mauch, Large-scale fluid-structure interaction simulation of viscoplastic and fracturing thin-shells subjected to shocks and detonations, *Computers & Structures*, Vol. 85, No. 11, pp. 1049–1065, 2007.

[16] K. G. Wang, P. Lea, C. Farhat, A computational framework for the simulation of high speed multi material fluid–structure interaction problems with dynamic fracture, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 104, No. 7, pp. 585-623, 2015.

[17] Y. Du, L. Ma, J. Zheng, F. Zhang, A. Zhang, Numerical prediction on dynamic fracture of tubes subjected to internal gaseous detonation, *Journal of* Engineering Failure Analysis, Vol. 66, No. 1, pp. 489-501, 2016.

[18] E. Lee, M. Finger, W. Collins, JWL equation of state coefficients for high explosives, *Lawrence Liver More Laboratory Report* UCID- 16189, 1973.

[19] M. Mirzaei, M. Salavatian, H. Biglari, Analytical and numerical modeling of the transient elasto dynamic response of a cylindrical tube to internal gaseous detonation, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 83, No. 7, pp. 531 -539, 2006.

[20] A. Banerjee, R. Manivasagam, Triaxiality dependent cohesive zone model, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 76, No. 12, pp. 1761-1770, 2009.

[21] M. Alkhader, L. Bodelot, Large strain mechanical behavior of HSLA-100 Steel over a wide range of strain rates, *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 134, No. 1, pp. 011005, 2012.

[22] M. A. Iqbal, K. Senthil, The characterization and ballistic evaluation of mild steel, *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 78, No. 1, pp. 98-113, 2015. 2010.

[23] C. S. Wiesner, Loading rate effects on tensile properties and fracture toughness of steel, *7 th Symposium on Fracture, Plastic Flow and Structural Integrity*, Cambridge, pp. 149-173, 1999.