ISSN: 2476-6909; Modares Mechanical Engineering. 2021;21(11):729-742

2D Numerical Simulation of the Nonlinear Deformation of Thin Plate under Gaseous Mixture Detonation Axisymmetric Loading

ARTICLE INFO

Article Type
Original Research

Authors
Haghgoo M.[1],
Babaei H. *[1],
Mirzababaie Mostofi T.[2]

How to cite this article
Haghgoo M, Babaei H, Mirzababaie Mostofi T. 2D Numerical Simulation of the Nonlinear Deformation of Thin Plate under Gaseous Mixture Detonation Axisymmetric Loading. Modares Modares Mechanical Engineering. 2021;21(11):729-742.

[1] Mechanical Engineering Department, Mechanical Engineering Faculty, University of Guilan, Rasht, Iran
[2] Department of Mechanical Engineering, Faculty of Mechanical Engineering, University of Eyvanekey, Eyvanekey, Iran

***Correspondence**
Address: Mechanical Engineering Department, Mechanical Engineering Faculty, University of Guilan, Rasht, Iran.
Phone: -
Fax: -
ghbabaei@guilan.ac.ir @aut.ac.ir

Article History
Received: 19 January, 2021
Accepted:02 July, 2021
ePublished: 10 September, 2021

ABSTRACT

Numerical simulation of Eulerian fluid Lagrangian solid interaction incorporating H2-O2 mixture gas detonation plate forming by employing conservative element and solution element immersed boundary method in LS-DYNA software is proposed in this paper. The detonation mechanism includes 7 species and 16 reactions. The chemical reaction mechanism and detonation wave propagation of Eulerian solver and dynamic plastic response of mild steel thin plate of Lagrangian solver are discussed thoroughly. The Johnson-Cook phenomenological material model with failure criterion is used to provide accurate predictions of dynamic response and failure state of detonation loaded steel plates taking into account material strain-rate sensitivity and non-linearities. The 2D numerical model is validated by comparing the simulation results with experimental data for thickness strain. The simulated pressure-time history of combustion cylinder, von Mises stress and deflection pattern of plate are also represented. Furthermore, a series of numerical simulation is carried out to determine the effect of the magnitude of internal detonation pressure on plate, taking into account different combustion cylinder longitudinal capacities, pre-detonation pressures and ignition point locations. Results show that an increase of pre-detonation pressure is conducive to increase the value of maximum detonation pressure while decreasing the combustion duration. Moreover, combustion cylinder with higher longitudinal capacity is more powerful to deform the plate.

Keywords Numerical simulation, Chemical reaction, Fluid-solid interaction, Immersed boundary method, Gaseous detonation

CITATION LINKS

[1] Tube expansion by gas detonation. [2] A special numerical method for fluid-structure interaction problems ... [3] Experimental and numerical investigation on the dynamic response of steel chamber ... [4] Finite element simulation of gaseous detonation-driven fracture ... [5] Dynamic fracture response of pre-flawed elbow pipe ... [6] Numerical analysis of detonation combustion wave ... [7] Detonation-driven fracture ... [8] Deformable wall effects on the detonation of combustible gas mixture ... [9] Dynamic response and crack propagation ... [10] Experimental and numerical studies of sheet metal forming ... [11] Numerical simulation of internal gaseous explosion ... [12] Fluid structure interaction with a finite rate chemistry model ... [13] 3D numerical simulation of the gas detonation ... [14] Deformation and fracture of cylindrical tubes under detonation loading ... [15] Numerical investigation of dynamic crack growth in steel pipes ... [16] Efficient oxyhydrogen mixture determination ... [17] Applications of the CESE method in LS-DYNA. [18] 6th World Congress of Biomechanics [19] Experimental and numerical analysis of dynamic rupture ... [20] Using the CESE Immersed Boundary FSI Solver ... [21] Thermo-mechanical analysis of a cylindrical tube under internal shock loading ... [22] Numerical simulation of the influence of pipe length on explosion ... [23] Explosion characteristics of hydrogen-air mixtures ... [24] FSI detailed chemistry and their applications in LS-DYNA ... [25] FSI Based on CESE Compressible Flow Solver with Detailed Finite Rate Chemistry. [26] Multiphase and Chemically Reactive Flows in LS-DYNA. [27] Simulation of Liquid and Gas Phase Characteristics ... [28] Numerical simulations of blast loads and structural deformation ... [29] Experimental study on the response of thin aluminium and steel plates ... [30] Numerical simulation of size effects of gas explosions ... [31] A combined experimental and numerical investigation on the scaling laws ... [32] Experimental and numerical studies on the failure modes ... [33] Simulation of the dynamic response of an urban utility tunnel ...

Copyright© 2020, TMU Press. This open-access article is published under the terms of the Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License which permits Share (copy and redistribute the material in any medium or format) and Adapt (remix, transform, and build upon the material) under the Attribution-NonCommercial terms.

شبیه‌سازی عددی دوبعدی تغییر شکل غیرخطی ورق نازک تحت نیروی متقارن محوری انفجار مخلوط گازی

مجتبی حقگو
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه گیلان، رشت، ایران
هاشم بابایی*
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه گیلان، رشت، ایران
توحید میرزابابای مستوفی
دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه ایوان‌کی، ایوان‌کی، ایران

چکیده

شبیه‌سازی عددی تعامل سیال و سازه برای شکل‌دهی ورق با استفاده از انفجار مخلوط گازهای اکسیژن و هیدروژن با به کارگیری روش مرز غوطه‌ور اجزا بقا اجزا حل در نرم‌افزار ال اس داینا در این مقاله ارائه شده است. سازوکار انفجار شامل ۷ نمونه و ۱۶ واکنش است. سازوکار واکنش شیمیایی، گسترش موج انفجاری حل‌گر اویلری و پاسخ پلاستیک دینامیکی ورق‌های فولادی نرم حل‌گر لاگرانژی به طور مفصل بحث شده‌اند. مدل ساختاری جانسون-کوک با معیار تسلیم برای نشان دادن پاسخ دینامیکی و شرایط تسلیم نمونه با در نظرگیری رفتار غیرخطی و حساسیت به نرخ کرنش ماده به کار رفته‌اند. مدل عددی دوبعدی با مقایسه نتایج شبیه‌سازی عددی با داده‌های آزمایشگاهی برای کرنش ضخامتی اعتبارسنجی شده است. تاریخچه فشار-زمان، تنش فون میسز و الگوی تغییر شکل ورق شبیه‌سازی‌شده هم بررسی شده‌اند. هم‌چنین، یک سری شبیه‌سازی عددی برای بررسی تأثیر مقدار فشار انفجار داخلی بر ورق با در نظرگیری ظرفیت‌های طولی، فشارهای پیش از انفجار و مکان‌های نقطه جرقه‌زنی مختلف استوانه احتراقی انجام شده است. نتایج نشان‌دهنده تأثیر افزایش فشار پیش از انفجار بر مقدار بیشینه فشار انفجار و کاهش زمان کلی انفجار است. به علاوه، استوانه احتراقی با ظرفیت طولی بیشتر، در مورد تغییر شکل ورق توانمندتر است.

کلیدواژه‌ها: شبیه‌سازی عددی، واکنش شیمیایی، تعامل سیال جامد، روش مرز غوطه‌ور، انفجار گازی

تاریخ دریافت: ۱۴۰۰/۰۱/۱۹
تاریخ پذیرش: ۱۴۰۰/۰۴/۱۱
*نویسنده مسئول: ghbabaei@guilan.ac.ir

۱- مقدمه

شبیه‌سازی شکل‌دهی ورق با استفاده از انفجار مخلوط گازها بسیار پیچیده است و شامل کوپل دینامیکی سازه-سیال و مدل‌سازی انفجار است[1]. استفاده از روش‌های کوپل‌شده در شبیه‌سازی عددی این مسائل با وجود سطح میانی فیزیکی(Physical interface) بین سیال و سازه و سیستم‌های مختصاتی مختلف برای تعامل بینشان اجتناب ناپذیر است[2]. جابه‌جایی بسیار زیاد سیال همراه با انعکاس‌های مکرر موج‌های شوک از دیواره‌های مخزن احتراقی و تشدید قدرت این موج‌ها در گوشه‌ها از دیگر عوامل تأثیرگذار بر پیچیده‌تر شدن شبیه‌سازی انفجار مخلوط گازی در محفظه بسته است[3]. همچنین، موج‌های خمشی و فشاری مافوق‌صوت ناشی از سرعت زیاد موج، منجر به کرنش‌های نوسانی با اندازه‌ای چند برابر مقدارهای پیش‌بینی‌شده استاتیکی می‌شوند[4]. کرنش‌هایی فراتر از حد استحکام ماده به شکست بر اثر فشار اعمالی زیاد ختم می‌شوند. در این موارد تغییر شکل زیاد سازه و تعامل سیال انفجاری و جامد سازه‌ای اهمیت دارند[5]. بنابراین، روش‌های عددی توسعه‌داده‌شده برای مطالعه این مسئله باید قادر به پیش‌بینی تأثیر مخلوط گازی بر فشار نهایی باشند. این روش‌های عددی ابزارهای موثری در زمینه تغییر شکل بزرگ و کرنش‌های زیاد سازه جامد بر اثر فشار ناشی از انفجار مخلوط گازی هستند. بهینه سازی موج انفجاری با تغییر ابعاد محفظه و خواص گاز هم فقط توسط روش‌های عددی دست یافتنی است[6]. شبیه‌سازی انفجار مخلوط گازی به دلیل سرعت زیاد شکل‌دهی و کاهش نیاز به نیروهای فشاری برای غلبه بر اینرسی جرمی نمونه، موضوع جذابی برای محققها بوده است[1]. از این رو محققهای زیادی با استفاده از روش‌های شبیه سازی اجزا محدود به بررسی تغییر شکل دینامیکی و تسلیم جسم جامد بر اثر انفجار مخلوط گازی پرداخته‌اند.

گاتو[7] از یک روش محیط پیوسته سه‌بعدی (3D continuum method) برای بررسی تأثیر انفجار گاز بر آسیب پوسته نازک بهره برد. او ابتدا انفجار گاز را در یک لوله صلب مدل کرد و سپس فشار اندازه‌گیری‌شده در واحد زمان این شبیه‌سازی را به عنوان شرایط مرزی به مدل پوسته اعمال کرد. او آسیب پوسته را با از بین بردن اتصال بین اجزا، همزمان با برآورده‌شدن معیار آسیب (Fracture criterion) مشخص کرد. او پوسته نازک را با استفاده از روش غیرخطی و با استفاده از یک مدل مادی ویسکوالاستیک شبیه‌سازی کرد. نتایج او دارای انحراف کمی از داده‌های تجربی بود که او این انحراف را به ابتدایی‌بودن مدل آسیب و صرف نظر کردن از تعامل سیال و جامد ارتباط داد. گواک و همکاران[8] مطالعه‌ای بر انتشار موج‌های انفجاری ناشی از برهم‌کنش سریع مخلوط گازهای اکسیژن- هیدروژن و اکسیژن-اتیلن در لوله‌های نازک با شعاع ۲ میلی‌متر و قطر ۰/۲ و ۰/۱۲ میلی‌متر انجام دادند. آنها از واکنش شیمیایی آرینوس (Arrhenius chemical reaction) و معادله حالت گاز مطلوب برای بررسی انفجار استوکیومتری (Stoichiometric) هیدروژن- اکسیژن و اتیلن-اکسیژن بهره بردند. آنها لوله‌هایی از جنس مس و فولاد را با استفاده از مدل استحکام جانسون-کوک (Johnson-Cook strength model) و معادله حالت می-گرونسین (Mie-Gruneisen) برای بررسی حرکت لایه میانی بین گاز و لوله به کار بردند. استفاده از روش فیزیک شوک چندذره‌ای (Hybrid particle shock physics) برای حل پاسخ هم‌زمان جامد و سیال ویژگی بارز فرمول‌بندی عددی‌شان بود. آن‌ها سرعت‌های مشابهی را برای انفجار و موج شوک برگشتی برای مدل‌های یک‌بعدی و دوبعدی‌شان گزارش کردند. آن‌ها بر ناپایداری سازه در جهت انتشار موج در صورت بزرگتر بودن فشار بیشینه از

فشار فون نیومان (Von Neumann) (۳/۳۸ مگاپاسکال) تأکید داشتند. آن‌ها سرعت و فشار انفجار را ۲۸۴۴ متر بر ثانیه و ۱/۸۹ مگاپاسکال گزارش کردند. آن‌ها فشار موج برگشتی را ۵ مگاپاسکال گزارش کردند که ۲/۶ برابر فشار موج انفجاری برخوردی بود. دو و همکاران[9] پاسخ دینامیک لوله را بر اثر انفجار درونی گازهای هیدروژن و اکسیژن بررسی کردند. آنها با ارائه برنامه‌ای برای شبیه‌سازی انفجار گاز بر اساس نظریه چاپمن-ژوگه (Chapman-Jouguet) و روش برخورد پنالتی (Penalty Contact) کوپل بین سازه و سیال را در نظر گرفتند. آنها یک مدل مادی ترک پیشرونده (Propagating crack material model) را در تعامل با روش کوپل سیال و سازه برای مدل‌سازی آسیب دینامیکی لوله استفاده کردند. آنها افزایش ۲۹٪ فشار را در لبه لوله گزارش کردند. آنها این افزایش فشار را ناشی از ارتعاش‌ها و مدهای تغییر شکل لوله دانستند. آن‌ها ضمن بررسی تأثیرگذاری موج‌های تنشی بر گسترش ترک در لوله، افزایش شاخه‌زدگی ترک (Crack branching) را بر اثر افزایش سرعت موج عبوری از لوله گزارش کردند. پاتیل و همکاران[10] فنجان‌های فولادی را با استفاده از نیرو انفجاری مخلوط گازهای اکسیژن و هیدروژن شکل دادند. آن‌ها شبیه‌سازی عددی فرآیند شکل‌دهی فنجان را به صورت سه‌بعدی و با استفاده از تحلیل دینامیکی صریح (Explicit dynamic analysis) و استفاده از مدل مادی جانسون-کوک انجام دادند. آن‌ها ضمن یافتن تطابق قابل قبول بین شبیه‌سازی و نتایج آزمایشگاهی‌شان در مورد شکل نهایی و پخش‌شدگی ضخامتی نمونه تغییرشکل‌یافته، مدل‌شان را در پیش‌بینی شروع آسیب توانا دانستند. آن‌ها برای شروع آسیب، عامل‌هایی مانند فشار زیاد و یا خم‌شدگی بیش از حد نمونه را اثرگذار دانستند.

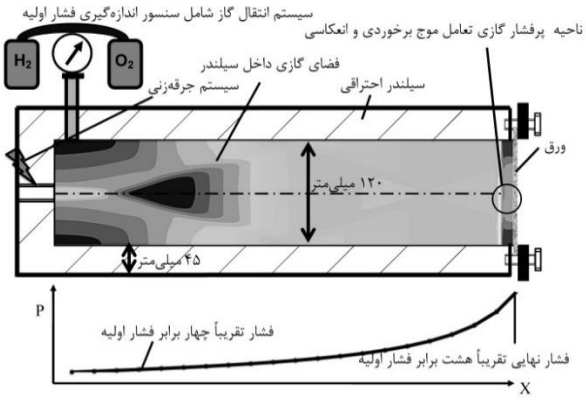
هو و ژاوو[11] به بررسی تأثیر بارگذاری انفجاری بر مخزن استوانه‌ای با استفاده از یک مدل سیالات محاسباتی بر اساس معادلات بقا (Conservative equations) و مدل آشفتگی (Turbulence model) k-ε پرداختند. آن‌ها با استفاده از شبیه‌سازی عددی‌شان، تأثیر شاخصه‌های مختلفی مانند نسبت ارتفاع به قطر مخزن، جنس گازهای اشتعالی و شکل هندسی سقف محفظه را بررسی کردند. آن‌ها قله فشار افزایش یافته را نیروی انفجار و زمان این قله را زمان انفجار نامیدند. افزایش نیروی انفجار و کاهش زمان انفجار با افزایش ظرفیت و نسبت ارتفاع به قطر مخزن از مهم‌ترین یافته‌هاشان بود. آن‌ها با تغییر جنس گاز و افزودن گاز خنثی به مخلوط، شاهد کاهش نرخ واکنش مخلوط گازی و در نتیجه نیروی انفجار بودند. رخی و سوری[12] با استفاده از روش اجزا بقا اجزا حل (Conservation element and solution element) به شبیه‌سازی عددی شکل‌دهی ورق فلزی با استفاده از انفجار مخلوط استوکیومتری گازهای هیدروژن و اکسیژن پرداختند. آن‌ها از این روش برای حل معادله‌های جریان‌های واکنشی شامل مدل شیمی نرخ محدود (model Finite rate chemistry) واکنش هیدروژن و اکسیژن ۷ نمونه‌ای و ۱۶ واکنشی استفاده کردند. آن‌ها برای تعامل بین حل‌گر اجزا بقا اجزا حل و حل‌گر سازه اجزا محدود ال اس داینا (LS-DYNA) در مرز بین سیال و سازه از روش مرز غوطه‌ور (Immersed boundary method) بهره بردند که فشار سیال توسط حل‌گر سیالی به صورت شرایط مرزی به اجزا سازه اعمال و جابه‌جایی و سرعت لایه میانی از حل‌گر سازه اجزا محدود به صورت شرایط مرزی جدید دریافت شد. افزایش تغییر شکل نمونه بر اثر کاهش دمای اولیه و افزایش فشار اولیه مخلوط گازی از مهم‌ترین یافته‌هاشان بود. رخی و مستوفی[13] شبیه‌سازی عددی پاسخ دینامیک لوله آلومینیومی تحت نیرو انفجاری مخلوط گازهای اکسیژن و هیدروژن را انجام دادند. آن‌ها تعامل بین سیال و سازه با شیمی نرخ محدود را در حل‌گر اجزا بقا اجزا حل با روش مرز غوطه‌ور مدل‌سازی کردند. آن‌ها در راستای اعتبارسنجی مدل عددی سه‌بعدی‌شان با نتایج آزمایشگاهی انبساط آزاد لوله آلومینیومی تحت انفجار داخلی مخلوط گازها، نمودارهای فشار انفجار با زمان و تغییر شکل پلاستیک لوله را در راستای محورش ارائه کردند. آن‌ها تأثیر مکان نقطه یا نقطه‌های انفجاری، فشار اولیه، و بارگذاری مکرر را بر فشار نهایی بررسی کردند. نتایج آن‌ها نشان‌دهنده تغییر شکل پلاستیک یکنواخت در صورت استفاده از دو نقطه انفجاری در دو انتها بود. آن‌ها انفجاری با دو نقطه جرقه‌زنی در دو انتها را پرقدرت‌تر از انفجاری با یک نقطه جرقه‌زنی در یک انتها گزارش کردند.

در تحلیل غیرکوپل‌شده انفجار گاز و جابجایی سازه، از تعامل بین سیال و سازه صرف نظر می‌شود. در این روش نیروی فشار بر سازه توسط انفجار با در نظر گیری رفتار صلب برای سازه محاسبه می‌شود. سپس، نیرو و فشار به صورت شرایط مرزی خارجی به سازه اعمال می‌شوند. صرف نظر کردن از تغییر شکل دینامیکی سازه هنگام انفجار موجب دست بالا گرفتن قدرت انفجار و دور شدن از نتایج واقعی می‌شود. درحالی که نتایج مربوط به در نظرگیری کوپل بین انفجار گازها و تغییر شکل ورق به نتایج واقعی‌تر می‌انجامد. استفاده از مدل کوپل‌شده، راهبرد موثری در بررسی بار انتقالی حامل موج‌های خمشی و تنش‌ها و کرنش‌های نوسانی به‌دست‌آمده ورق است[14]. استفاده از مدل کوپل‌شده هم‌چنین مزیت بزرگی در بررسی واماندگی ورق است. این مدل، شکست ورق در حالت‌های مختلف فشار اعمالی کمتر از حد تنش تسلیم، در حدود تنش تسلیم و بزرگتر از تنش تسلیم را با لحاظ کردن شاخصه‌های مسئله بررسی می‌کند[15]. این تحقیق به دنبال شبیه‌سازی عددی پاسخ دینامیکی کوپل‌شده ورق فولادی بر اثر انفجار استوکیومتری مخلوط گازهای اکسیژن و هیدروژن است. این تحلیل شامل تغییر شکل پلاستیک بزرگ، واکنش شیمیایی و جابه‌جایی سیال است. بنابراین تعامل بین سیال و سازه با شیمی نرخ محدود در حل‌گر اجزا بقا اجزا حل استفاده می‌شود. مهم‌ترین نوآوری این پژوهش استفاده کردن از شیمی نرخ محدود

برای انفجار مخلوط گازی به جای وارد کردن بار به صورت غیرکوپل شده بود. در این پژوهش، تعامل بین سیال و سازه با شیمی نرخ محدود با استفاده نوآورانه از روش اجزا بقا اجزا حل به عنوان حل‌گر سیال تراکم‌پذیر محقق شد. این روش با حفظ معادله‌های مکانی-زمانی از یک روش حل مرتبه دوم برای دستیابی به متغیرهای جریانی و مشتق‌های مکانی‌شان بهره می‌برد. سپس با تعامل با حل‌گر سازه‌ای حاوی مدل ساختاری و آسیب، تغییر شکل ورق را بر اثر برخورد موج شوک به دست می‌آورد. استفاده از روش مرز غوطه‌ور به عنوان نوآوری دیگری برای مدل‌سازی جابه‌جایی مرز بین سیال و جامد مدنظر قرار گرفته است. با مقایسه شبیه‌سازی عددی با آزمایش تجربی، شبیه‌سازی عددی اعتبارسنجی‌شده برای بررسی تأثیر شاخصه‌های متعددی مثل ظرفیت طولی مخزن، فشار اولیه انفجار و محل جرقه در انتقال موج انفجاری و شکل‌گیری ورق استفاده می‌شود. به خاطر تقارن محوری بودن مسئله، از یک مدل تقارن محوری برای شبیه‌سازی مسئله استفاده می‌شود. با در نظرگیری جریان سریع موج انتقالی، واکنش‌های شیمیایی و وابستگی شدید دقت محاسبه‌ها به کیفیت مش‌بندی، بررسی حساسیت نتایج به اندازه مش انجام شده است.

۲- بررسی یک مطالعه آزمایشگاهی

مطالعه آزمایشگاهی انجام شده توسط خالقی و همکاران[16] مبنای اعتبارسنجی شبیه‌سازی عددی فعلی است. در این مطالعه آزمایشگاهی، مخلوط گازی اکسیژن و هیدروژن به عنوان مخلوط واکنش‌دهنده مورد استفاده قرار گرفت. مخلوط گازی در یک سیلندر استوانه‌ای مطابق شکل ۱ به طول ۵۳۰ میلی‌متر و قطر داخلی ۱۲۰ میلی‌متر و ضخامت ۴۵ میلی‌متر محبوس شد. سامانه علاوه بر سیستم جرقه‌زنی اتوماتیک به شیرهای کنترل جریان گاز و سنسور اندازه‌گیری فشار مخلوط پیش از انفجار مجهز بود. در این آزمایش بعد از زدن جرقه، موج‌های انفجاری به خاطر تبدیل انرژی شیمیایی مخلوط گازی به انرژی سینتیکی سیال گازی تشکیل می‌شوند.



شکل ۱) طرح‌واره مطالعه آزمایشگاهی خالقی و همکاران

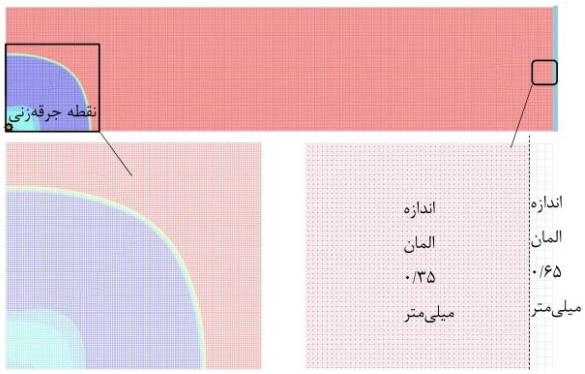
پس از این، موج‌های انفجاری از نقطه شروع به سمت نمونه حرکت کرد و پس از برخورد با نمونه و شکل‌دهی اولیه آن، منعکس شد. موج‌های انعکاسی با پیشانی موج‌های بعدی تعامل کردند و یک ناحیه با فشار زیاد ایجاد و از ورق دور شد. این فعل و انفعال‌ها موجب افزایش فشار پشت ورق و تولید کرنش زیادی در آن شد. در این تحقیق، کرنش ضخامتی ایجاد شده در ورق در انتهای فرآیند، توسط شبیه‌سازی عددی بررسی می‌شود.

۳- تحلیل اجزا محدود دوبعدی

۳-۱-مدل عددی دوبعدی

یک مدل عددی دوبعدی برای درنظرگیری تعامل سیال پرفشار حاصل از احتراق گازهای اکسیژن و هیدروژن و سازه ورق نازک مطابق شکل ۲ به کار گرفته شده است. این مدل عددی شامل شبیه‌سازی موج‌های انفجاری مخلوط گازهای احتراقی و تغییر شکل ورق تعبیه‌شده در انتهای سیلندر احتراقی است. این مدل عددی دوبعدی هم‌چنین شامل تغییرات فشار، انرژی داخلی و تغییرات انرژی کل است. فضای سیلندر (ناحیه سیالی) و ورق (ناحیه سازه‌ای) به ترتیب از اجزا جامد و اجزا پوسته چهارگره‌ای با سه نقطه‌ی انتگرال‌گیری گوسی تشکیل شده‌اند. اندازه اجزا برای ناحیه سیالی ۰/۳۵ میلی‌متر و برای ورق ۰/۶۵ میلی‌متر انتخاب شده‌اند.

ناحیه سیالی توسط اجزا اویلری و ناحیه جامد توسط اجزا لاگرانژی مشخص شده‌اند. مش‌بندی لاگرانژی مطابق جابه‌جایی ماده تغییر می‌کند و شبیه‌سازی تماس را بین گره‌ها و سطوح مش‌های مختلف امکان‌پذیر می‌کند. با توجه به تعیین گام زمانی شبیه‌سازی توسط کوچک‌ترین طول اجزا و معوج‌شدن اجزا در روش لاگرانژی، دقت حل و زمان شبیه‌سازی از حالت مطلوب فاصله می‌گیرند. در حالی‌که، مش‌بندی اویلری ثابت و خواص ماده عبوری مانند جرم، سرعت و شتاب را به خود می‌گیرد. با توجه به تقارن هندسه سازه و بارگذاری در هر دو جهت، مدل تقارن محوری انتخاب شده است. مرزهای راست و چپ دارای شرایط مرزی غیرانعکاسی و مرز بالا و پایین به ترتیب شرایط مرزی دیوار جامد و مرز انعکاسی دارند.



شکل ۲) مش‌بندی شبیه‌سازی عددی دوبعدی

با توجه به از دست رفتن اطلاعات سیال خروجی از محیط شبیه سازی، حل اویلری یک سطح صلب برای ممانعت از عبور و خروج ماده تعبیه می‌کند. بنابراین، شرایط مرزی غیرانعکاسی برای مرزهای راست و چپ برای ارائه یک مرز غیرفعال برای سیال تراکم‌پذیر و حذف انعکاس‌های سطحی موج فشاری با توجه به کم اهمیت بودنشان بود. دیواره سیلندر احتراقی (مرز بالا) صلب، بدون انبساط شعاعی خارجی و آدیاباتیک فرض شد که با توجه به اینکه این دیواره یک مرز فیزیکی برای سیلندر محسوب می‌شود، استفاده از شرایط مرزی دیواره جامد قابل توجیه است. استفاده از شرایط مرزی انعکاسی در مرز پایین به علت برقراری تقارن و کاهش هزینه محاسباتی بود. حل لاگرانژی هم با در نظرگیری انعکاس موج‌های برخوردی به سیستم شرایط مرزی گیردار (سرعت صفر) را برای گره‌های گیردارشده امکان‌پذیر می‌کند.

باید دقت شود که اندازه مش‌بندی اجزا سازه مستقل از اجزا سیال است. شبیه‌سازی عددی اجزا اویلری دارای دو مرحله شبیه‌سازی انفجار و شبیه‌سازی فشار منتقل‌شده است. شایان ذکر است که اندازه هندسی سیلندر متقارن محوری مشابه آزمایش است. بنابراین، منبع انفجار در انتهای پایین سمت چپ انتخاب شد و موج انفجاری به‌دست‌آمده از سمت چپ به سمت راست حرکت کرد.

۳-۲-روش اجزا بقا اجزا حل صریح

در روش حل صریح، مقدار متغیر وابسته در هر مرحله زمانی فقط به حل قبلی یا شرایط اولیه بستگی دارد. برخلاف حل‌گر ضمنی که شامل بیش از یک مجهول است و به یک سری معادله‌های مشتق جزئی کوپل‌شده برای حل نیازمند است، حل‌گر صریح در هر مرحله زمانی فقط یک مجهول دارد که توسط حل معادله‌های ماتریسی معمول به دست می‌آید[17].

روش اجزا بقا اجزا حل برای حل معادله‌های سیال استفاده می‌شود. این حل‌گر نه‌تنها معاله‌های مرتبط با سیال را حل می‌کند بلکه آن را با حل‌گر اجزا محدود کوپل می‌کند. این حل‌گر برای سیالات تراکم‌پذیر همراه با انتقال شوک از حل متغیرهای جریانی و مشتق‌های مکانی‌شان به صورت هم‌زمان در محدوده مکانی-زمان بهره می‌برد[18].

۳-۳-کوپل سیال-سازه

کوپل سیال-سازه توسط روش مرز غوطه‌ور انجام می‌شود. در این روش و برای محاسبه تغییر شکل سازه و سیال، مش‌بندی لاگرانژی برای اجزا ورق بر مش‌بندی اویلری اجزا سیال قرار می‌گیرد[19]. این روش به محاسبه دقیق تغییر شکل نیازمند نیست و از دیگر متغیرهای فیزیکی ماده مانند سرعت و چگالی در سطح میانی بهره می‌برد. در ابتدای هر گام، برنامه به دنبال یافتن فاصله مکانی بین نقاط مش‌بندی لاگرانژی و اویلری است. در هر مرحله، جابه‌جایی‌ها و سرعت‌های سطوح میانی توسط حل‌گر سیالی از حل‌گر سازه‌ای دریافت می‌شوند. سپس، این اطلاعات توسط حل‌گر سیالی به عنوان شرایط سطح میانی پردازش شده و در انتها، حل‌گر اجزا بقا اجزا حل، فشار سیال در سطح میانی سازه و سیال را به صورت شرایط مرزی خارجی بر حل‌گر سازه‌ای اعمال می‌کند تا جابه‌جایی سازه محاسبه شود[20].

۴-۳-مدل‌سازی انفجار مخلوط گازی توسط حل‌گر شیمی

آغاز انفجار گازی با سرعتی فراتر از سرعت صوت نیازمند شکل‌گیری موج شوک با شدت لازم برای احتراق خودکار و افزایش نرخ آزادسازی انرژی برای بازتولید موج شوک در لایه مجاور مخلوط گازی انفجاری است[21]. اساس مدل‌سازی انفجار گاز، اعمال معادله‌های بقای جرم، بقای ممنتوم و انرژی توسط نرم‌افزار است[22]. مهم‌ترین مشخصه‌های انفجار شامل بیشترین فشار انفجار و بیشترین نرخ افزایش فشار توسط نرم‌افزار شبیه‌سازی می‌شوند[23]. محاسبه این متغیرها توسط نرم‌افزار با فعال‌سازی هر جزء با توجه به فاصله آن از نقطه جرقه‌زنی و سرعت انتشار موج انفجاری انجام می‌شود. پس از فعال‌سازی اجزا توسط نرم‌افزار و افزودن انرژی شیمیایی‌اش، فشار کل مخزن به یک‌باره افزایش می‌یابد. برای اجزا انفجاری و با توجه به متغیر طول در نظر گرفته شده، گام‌های زمانی متعددی برای تکمیل فرآیند نیاز است. در هر کدام از این گام‌های زمانی و با پخش‌شدگی پیشانی موج انفجار بر اجزا متعدد، فشار بیشینه و بیشترین نرخ افزایش فشار محاسبه می‌شود[24].

حل‌گر اجزا بقا اجزا حل برای مدل‌سازی موج‌های انفجاری، شکل معمول معادله نرخ را برای n_s نمونه و n_q واکنش طبق رابطه (۱) در نظر می‌گیرد[13].

$$\sum_{k=1}^{n_s} v'_{kl} X_k \leftrightarrow \sum_{k=1}^{n_s} v''_{kl} X_k \quad l = 1,2,3,\dots,n_q \tag{۱}$$

در این معادله v'_{kl} و v''_{kl} به ترتیب ضرایب استوکیومتری پیش‌رونده و پس‌رونده برای نمونه k در واکنش l هستند و X_k نماد شیمیایی این نمونه است. سپس، نرخ تولید مولار کلی نمونه k توسط رابطه (۲) به دست می‌آید[25].

$$\dot{\omega}_k = \sum_{l=1}^{n_s} v_{kl} \left(k_{fl} \prod_{k=1}^{n_s} [X_k]^{v'_{kl}} - k_{bl} \prod_{k=1}^{n_s} [X_k]^{v''_{kl}} \right) \tag{۲}$$

در این معادله $v_{kl} = v''_{kl} - v'_{kl}$ و k_{fl} و k_{bl} به ترتیب ضریب نرخ پیش‌رونده و پس‌رونده واکنش l هستند. غلظت مولار نمونه k هم با نماد $[X_k]$ نشان داده می‌شود. ضریب پیش‌رونده توسط رابطه (۳) به دست می‌آید.

$$k_{fl} = A_l T^{\beta l} \exp\left(-\frac{E_{\alpha l}}{RT}\right) \tag{۳}$$

در این رابطه A_l ضریب و β_l توان ترم حرارت، $E_{\alpha l}$ انرژی فعال‌سازی بر واحد مول و R ثابت جهانی گازها است. با استفاده از ضریب پیش‌رونده و ضریب معادل ترمودینامیکی K_{cl}، ثابت نرخ پس‌رونده توسط رابطه (٤) قابل محاسبه است.

$$k_{bl} = \frac{k_{fl}}{K_{cl}} \tag{۴}$$

ضریب معادل ترمودینامیکی K_{cl} با در نظرگیری متغیرهای ترمودینامیکی و توسط رابطه (۵) قابل محاسبه است[12].

$$K_{cl} = \left(\frac{P_{\text{atm}}}{RT}\right)^{\sum_{k=1}^{n_s} v_{kl}} \exp\left(\sum_{k=1}^{n_s} v_{kl}\left(\frac{S_k^0}{R} - \frac{H_k^0}{RT}\right)\right) \quad (۵)$$

در این معادله S_k^0 و H_k^0 به ترتیب آنتروپی و آنتالپی نرخ استانداردند و R ثابت جهانی گازها است. آنتالپی نرخ استاندارد حاصل آنتالپی ویژه و آنتالپی شکل‌گیری است[26].

$$H_k^0 = \int_{T_f}^{T} C_{pk}^0 dT + H_k^0(T_f) = \Delta H_{s,k}^0(T) + H_k^0(T_f) \quad (۶)$$

که C_{pk}^0 گرمای ویژه گازهای ترکیب‌شده و تابعی از دما است.

$$\frac{C_{pk}^0}{R} = a_{1k} + a_{2k}T_k + a_{3k}T_k^2 + a_{4k}T_k^3 + a_{5k}T_k^4 \quad (۷)$$

در رابطه (۷)، a_1 تا a_5 ضرایب مربوط به مخلوط گازها هستند. از یک معادله حالت برای بستن سیستم معادلات حاکم مشتمل بر رفتار انتقالی ماده انفجاری استفاده می‌شود که دراینجا معادله حالت گاز ایده‌آل مطابق رابطه (۸) منطبق بر رفتار سیال است[13].

$$P = \rho R_g(y_k) T(e, y_k) \quad (۸)$$

در این معادله، R_g ثابت مخلوط گازها است و توسط رابطه (۹) داده می‌شود[27].

$$R_g(y_k) = \frac{R}{W(y_k)} = \frac{R}{\left(\sum_{k=1}^{n_s} \frac{y_k}{W_k}\right)^{-1}} \quad (۹)$$

که W مولاریته متوسط مخلوط، y_k بخش جرمی نمونه k و W_k جرم مولی این نمونه است. درنهایت، معادله ساختاری برای تعیین رابطه بین فشار، چگالی و انرژی مخلوط گازی استفاده می‌شود.

در شیمی نرخ محدود، مدت زمان محاسبه به تعداد نمونه‌های واکنشی و واکنش‌ها وابسته است. محاسبه درست فشار انفجار و سرعت انتقال موج از مهم‌ترین عوامل تأثیرگذار دقت حل هستند. با وجود اینکه استفاده کردن از مدل کاهش‌یافته دقت محاسبات را کاهش می‌دهد ولی تأثیر بسزایی در کاهش زمان محاسبه دارد. بنابراین در اینجا از مدل کاهش‌یافته شامل ۷ نمونه و ۱۶ واکنش استفاده شده است[12].

۵-۳-معادله ساختاری

به صورت عادی، نرخ کرنش برای مواد تحت بارگذاری انفجاری بسیار زیاد است. رفتار مکانیکی نیازمند درنظرگیری سفتی کرنشی، سخت‌شوندگی نرخ کرنش و نرم‌شوندگی بر اثر ازدیاد دما است. بنابراین، مدل ساختاری جانسون-کوک برای ماده اولیه ورق استفاده شده است. بخش زیادی از حرارت انتقالی به تغییر شکل پلاستیک تبدیل می‌شود. تنش پلاستیک موثر در ماده با استفاده از رابطه (۱۰) به دست می‌آید[28].

$$\bar{\sigma} = [A + B(\bar{\varepsilon}^p)^n] \times \left[1 + C\ln\left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^p}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\right] \times [1 - (T^*)^m] \quad (۱۰)$$

در این معادله $\bar{\varepsilon}^p$ کرنش پلاستیک موثر، $\dot{\bar{\varepsilon}}^p$ نرخ کرنش پلاستیک موثر و $\dot{\varepsilon}_0$ نرخ کرنش بارگذاری است. ترم اول رابطه، معرف تأثیر سخت‌شوندگی کرنشی، ترم دوم، معرف سخت‌شوندگی نرخ کرنش مرتبط با تغییرات خطی تنش در مقیاس لگاریتمی با نرخ کرنش و ترم سوم، معرف رفتار تسلیمی ماده به خاطر تأثیرات حرارتی است. ثابت‌های A ، B ، C ، m ثابت‌های ماده مرتبط با تنش تسلیم، سخت‌شوندگی کرنشی، تاثیر ویسکوز، نرم‌شوندگی حرارتی و ثابت n توان شاخصه کارسختی است. هم‌چنین دمای همگن توسط رابطه (۱۱) به دست می‌آید.

$$T^* = \frac{T - T_{\text{r}}}{T_{\text{m}} - T_{\text{r}}} \quad (۱۱)$$

در رابطه (۱۱)، T_{m} دمای ذوب، T_{r} دمای اتاق و T دمایی است که تنش و فشار در آن دما محاسبه می‌شوند. معادله گرونسین (Gruneisen) با سرعت شوک-ذره مرتبه سه، معرف فشار برای انقباض مواد در رابطه (۱۲) آورده شده است.

$$P = \frac{\rho_0 c^2 \mu\left[1 + \left(1 - \frac{\gamma_0}{2}\right)\mu - \frac{a}{2}\mu^2\right]}{\left[1 - (S_1 - 1)\mu - \frac{S_2\mu^2}{\mu + 1} - \frac{S_3\mu^3}{\mu + 1}\right]^2} + (\gamma_0 + a\mu)e_t \quad (۱۲)$$

در رابطه (۱۲)، c محل تقاطع منحنی تغییرات سرعت شوک به سرعت ذره است. پارامترهای S_1، S_2 و S_3 ضریب‌های شیب منحنی تغییرات سرعت شوک به سرعت ذره هستند. هم‌چنین پارامترهای γ_0 و a به ترتیب پارامتر گامای گرونسین (Gruneisen gamma) و اصلاح حجمی مرتبه اول (first order volume correction) گرونسین اند. شاخصه μ معرف اثرگذاری تغییرات چگالی و توسط رابطه $\mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1$ تعریف می‌شود. مدل آسیب جانسون-کوک برای تعیین قسمت آسیب‌دیده نمونه توسط رابطه (۱۳) بیان می‌شود. این معادله نشان‌دهنده وابستگی آسیب به شرایط تنش، نرخ کرنش و حرارت است[10].

$$\varepsilon^f = [D_1 + D_2\exp(D_3\sigma^*)][1 + D_4 ln\dot{\varepsilon}^*][1 + D_5T^*] \quad (۱۳)$$

که D_1 تا D_5 پنج ثابت مختلف و σ^* هم نسبت فشار به تنش موثر است.

$$\sigma^* = \frac{P}{\sigma_{eff}} \quad (۱۴)$$

نماد P معرف متوسط تنش‌های بهینه و σ_{eff} تنش معادل فون‌میسز و $\dot{\varepsilon}^*$ هم کرنش پلاستیک موثر بهینه است.

$$\dot{\varepsilon}^* = \frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^p}{\dot{\varepsilon}_0} \quad (۱۵)$$

آسیب یک جزء توسط رابطه (۱۶) تعریف می‌شود.

$$D = \sum \frac{\Delta\bar{\varepsilon}^p}{\varepsilon^f} \quad (۱۶)$$

که $\Delta\bar{\varepsilon}^p$ نمو کرنش پلاستیک معادل و ε^f کرنش معادل است. در صورت رسیدن عدد آسیب به یک، شکست رخ می‌دهد. شکست بر اساس حذف جزء تحت کرنش بحرانی انجام می‌شود.

۴-مقایسه نتایج عددی و آزمایشگاهی

برای اعتبارسنجی کارایی تعامل روش‌های اجزا بقا اجزا حل و اجزا محدود برای ورق نازک فولادی نرم تحت انفجار داخلی مخلوط گازی، از نتایج آزمایشگاهی خالقی و همکاران[16] استفاده می‌شود. در آزمایش تجربی، ورق‌هایی با ضخامت ۱ میلی‌متر و قطر

۱۶ سانتی‌متر درون قالبی مخروطی با زاویه راس ۹۰ درجه شکل می‌گیرند. بر اساس اطلاعات موجود برای سیستم احتراقی آزمایشگاهی، شروع موج‌های انفجاری در گوشه سمت چپ بود. به خاطر مدل تقارن‌محوری، شرایط مرزی انعکاسی به مرز معادل محور سیلندر اعمال شد. ناحیه شروع انفجار با شعاع ۴ میلی‌متر در گوشه پایین سمت چپ انتخاب شد. در ناحیه آغاز انفجار، دما و فشاراولیه به ترتیب ۲۵۰۰ کلوین و سه، چهار یا پنج بار انتخاب شدند.

پاسخ ورق‌های فولادی در آزمایش تجربی خالقی و همکاران بر اساس جابه‌جایی نهایی، کرنش‌های ضخامتی و شعاعی بررسی شده‌اند. در این تحقیق بخشی از نتایج آزمایش مربوط به کرنش ضخامتی ورق بر اثر فشار ناشی از احتراق استوکیومتری هیدروژن و اکسیژن (نسبت مولی هیدروژن به اکسیژن دو به یک) برای بیشترین نرخ افزایش فشار استفاده شدند. کرنش ضخامتی توسط محاسبه ضخامت قبل و بعد از آزمایش مطابق رابطه (۱۷) به دست می‌آید.

$$\varepsilon_t = \mathrm{Ln}\frac{T}{T_0} \qquad (۱۷)$$

که در این رابطه T و T_0 به ترتیب ضخامت پس و پیش از تغییر شکل هستند. شاخصه‌های جانسون-کوک مطالعه اعتبارسنجی بر اساس داده‌های استفاده شده شبیه‌سازی عددی خالقی و همکاران مطابق جدول ۱ است.

یک مقایسه بین کرنش‌های ضخامتی ورق‌های فولادی آزمایش تجربی و شبیه‌سازی عددی در شکل ۳ نشان‌دهنده تطابق قابل قبول بین نتایج شبیه‌سازی عددی و آزمایش تجربی است. تأثیر فشار پیش از انفجار مخلوط گازی استوکیومتری هیدروژن و اکسیژن در نتایج به خوبی دیده شده است.

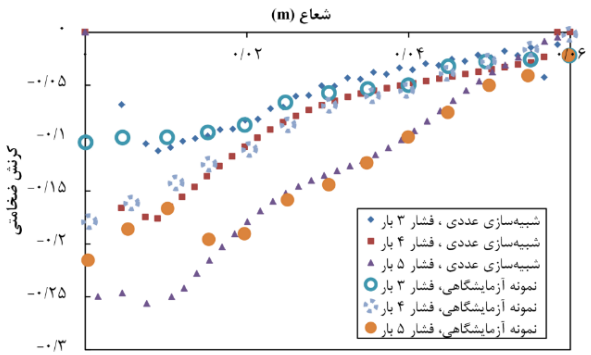
تفاوت بین نتایج شبیه‌سازی عددی و آزمایش در بعضی نقطه‌ها مربوط به فرض مخزن آدیاباتیک با توجه به زمان بسیار کوتاه فرآیند است. در حالی که مخزن آزمایش مقداری گرما را به محیط خارج تلف می‌کند.

۵-بررسی حساسیت به اندازه مش

در این بخش، مطالعه‌ای بر حساسیت نتایج به اندازه مش برای

جدول ۱) ثابت‌های معادله جانسون-کوک برای فولاد کم‌کربن Docol 600DL [29]

ثابت‌های مکانیکی	مقدار
مدول الاستیک (GPa)	۲۱۰
نسبت پواسون	۰/۲۹
چگالی(kg/m³)	۷۸۹۰
تنش تسلیم (MPa)	۲۱۷
مدول سخت‌شوندگی (MPa)	۲۳۴
توان کارسختی	۰/۶۴۳
ضریب سخت‌شوندگی نرخ کرنش	۰/۰۷۶
توان ترم حساسیت به دما	۱
دمای ذوب (K)	۱۸۱۱



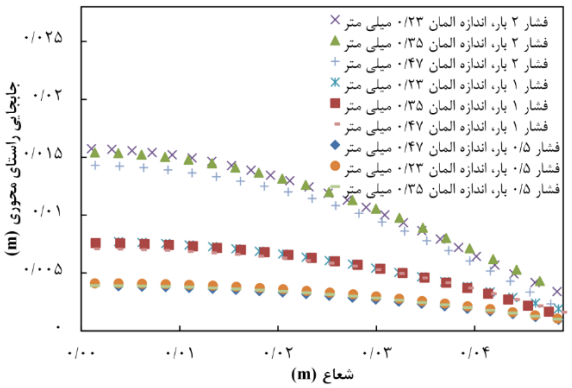
شکل ۳) مقایسه بین نتایج آزمایشگاهی خالقی و نتایج شبیه‌سازی عددی

دستیابی به مش‌بندی قابل اعتماد و به‌صرفه انجام شده است. مش‌بندی‌هایی با اندازه اجزا ۰/۲۳، ۰/۳۵ و ۰/۴۷ برای بررسی تأثیر فشار اولیه بر جابجایی راستای محوری ورق انتخاب شده‌اند. با توجه به شکل ۴، حداکثر جابه‌جایی با بزرگتر شدن مش‌بندی سیال کاهش می‌یابد و نشانگر پایداری نتایج برای اندازه اجزا کوچک‌تر است[30]. شکل ۴ نشان‌دهنده تفاوت اندک بین نتایج شبیه‌سازی‌ها با اندازه مش‌بندی ۰/۲۳ و ۰/۳۵ و همگرا شدن نتایج است. بنابراین، مش‌بندی با اندازه اجزا ۰/۳۵ میلی‌متر با ایجاد تعامل مناسب موج انفجاری و ورق برای بقیه شبیه‌سازی‌ها قابل اعتماد و به‌صرفه است.

۶-نتایج شبیه‌سازی عددی

شبیه‌سازی عددی در شرایط اولیه فشار دو، سه و چهار اتمسفر برای مخلوط گازی استوکیومتری هیدروژن و اکسیژن با چگالی اولیه ۰/۵۲ کیلوگرم بر مترمکعب، نسبت گرمای ویژه ۱/۲۵، دمای اولیه ۲۹۸ کلوین و نقطه انفجاری با دمای ۲۵۰۰ کلوین و شعاع ۴ میلی‌متر انجام شد. برای اطمینان از پایداری جریان، CFL=۰/۴ برای حل اویلری انتخاب شد[25]. شرایط مرزی صلب در دیواره، برای جلوگیری از جریان سیال در این مرز انتخاب شده است. همچنین، شرایط مرزی متقارن در صفحه تقارن محوری برای کاهش هزینه محاسباتی اعمال شد. استوانه احتراقی صلب و دارای شرایط مرزی آدیاباتیک بود. پارامترهای معادله مادی جانسون-کوک و معادله حالت گرونسین ورق فولادی نرم Q235 به ترتیب در جدول‌های ۲ و ۳ آمده‌اند[31].

فرآیند شکل‌گیری ورق دارای دو گام است. گام اول انفجار است، که واکنش‌گرها به محصولات اولیه تبدیل می‌شوند و گام دوم هم شکل‌گیری ورق است که با رسیدن انفجار به سطح ورق اتفاق می‌افتد. گام اول با آزادسازی انرژی از مخلوط گازی با افزایش دمای قابل توجهی همراه است. تغییرات دما مخلوط انفجاری در محفظه، تأثیری شگرف در فشار دینامیکی دارد. در گام دوم و پس از ایجاد شدن ناحیه پرفشار، هم‌زمان با شکل‌گیری نمونه، درصد حجمی گازهای انفجاری کاهش می‌یابد. در این گام و با تبدیل هرچه بیشتر واکنش‌گرها به محصولات انفجاری و کاهش درصد



شکل ۴) وابستگی نتایج به اندازه مش

جدول ۲) پارامترهای مدل مادی جانسون-کوک ورق فولادی نرم Q235[32]

پارامتر	مقدار
چگالی(kg/m^3)	۷۸۰۰
مدول یانگ(GPa)	۲۱۰
مدول برشی (GPa)	۸۱
ضریب پواسون	۰/۳
تنش تسلیم(MPa)	۳۷۰
سخت‌شوندگی کرنشی(MPa)	۴۳۸
توان سخت‌شوندگی کرنشی	۰/۶
ضریب سخت‌شوندگی نرخ کرنش	۰/۰۱
توان نرم‌شوندگی حرارتی ترم دمایی	۰/۶۶۹

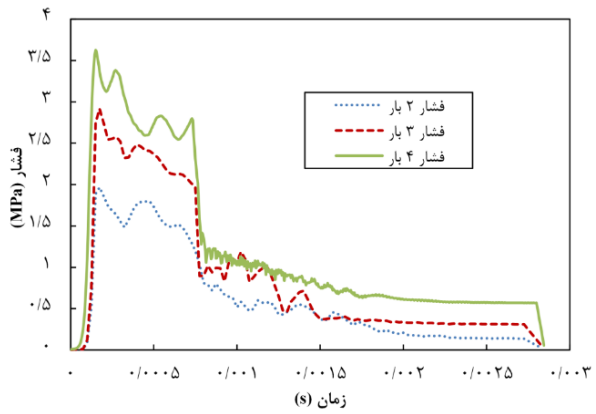
جدول ۳) پارامترهای معادله حالت گرونسین و آسیب جانسون-کوک ورق فولادی نرم Q235[3]

پارامترهای معادله حالت گرونسین		پارامترهای آسیب جانسون-کوک	
$C\ (\frac{m}{s})$	۴۵۶۹	D_1	۰/۳
S_1	۱/۴۹	D_2	۰/۹
S_2	۰	D_3	۲/۸
S_3	۰	D_4	۰/۰۰۲
γ_0	۲/۱۷		
a	۰/۴۶		

حجمی واکنش‌گرها، دما و آزادسازی انرژی روند کاهشی می‌گیرند. پروفیل تغییرات فشار جمع‌آوری شده اجزا پشت ورق نسبت به زمان در شکل ۵ آورده شده است.

پس از انفجار، افزایش فشار تا مقدار حداکثر در کمتر از ۰/۱۵ میلی‌ثانیه رخ می‌دهد. سپس فشار به‌تدریج کاهش پیدا می‌کند. منحنی فشار نقطه‌عطف دومی را در زمان ۰/٤ میلی‌ثانیه نشان می‌دهد که مربوط به انعکاس موج انفجاری از انتهای سمت چپ سیلندر است. کاهش ناگهانی در زمان ۰/۷۵ میلی‌ثانیه مربوط به بازانتشار دوباره موج از دیواره سمت راست سیلندر است که همراه با تغییر شکل نهایی ورق است.

با قرارگیری ورق تحت بار دینامیکی عرضی شدید، معمولاً تغییر شکل بزرگی در آن به وجود می‌آید. قابلیت حمل نیرو ورق توسط نیروهای غشایی تولید شده افزایش می‌یابد. اگر ورق تحت یک موج فشاری با بازه زمانی بزرگ مانند شکل ۵ قرار بگیرد فقط بخش

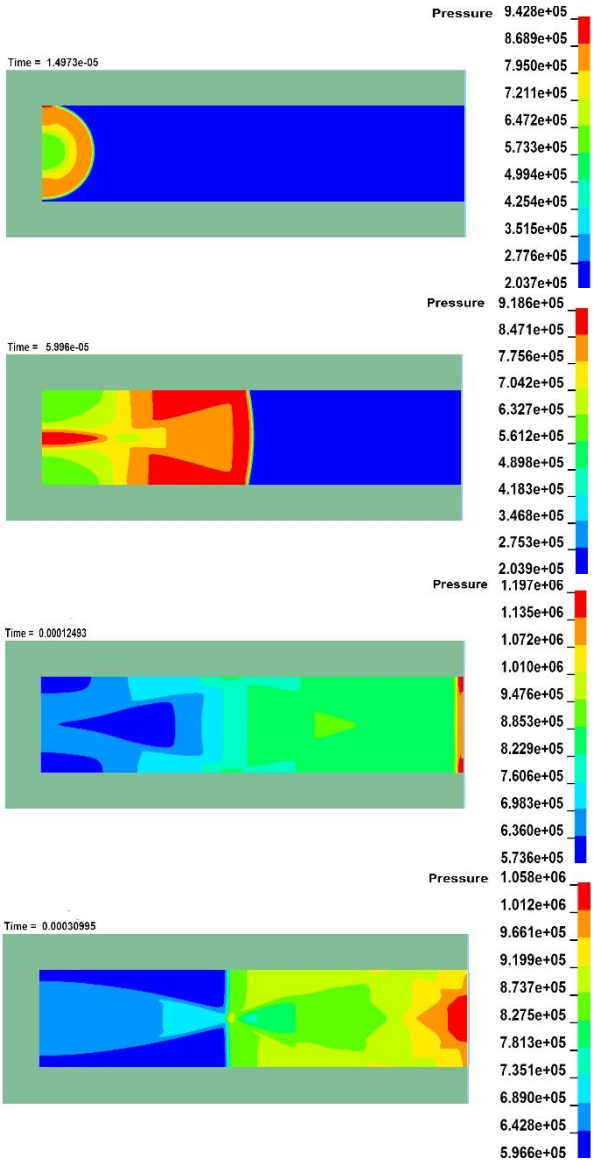


شکل ۵) تغییرات فشار با زمان سیلندر انفجاری

ابتدایی بازه زمانی طولانی موج، در تغییر شکل ورق نقش دارد. بعد از آن، تغییر شکل ورق به هیچ وجه افزایش نخواهد یافت. توانایی پیش‌بینی حل عددی به محاسبه دقیق فشار منتقل شده از انفجار به ورق برای بازه کلی زمانی واکنش بستگی دارد. به همین منظور تغییر فشار سیلندر انفجاری با فشار اولیه ۱/۵ بار، شامل موج‌های برخوردی و انعکاسی در شکل ۶ نشان داده شده است. پس از وقوع جرقه، موج انفجاری به سمت ورق حرکت کرد و تقریباً در زمان ۰/۱۵ میلی‌ثانیه از ورق منعکس شد و هم‌زمان با پخش شدن بر سطح ورق، مقدار آن کاهش یافت. کانتور فشار متقارن در لحظه برخورد موج به ورق نشان‌دهنده پخش‌شدگی یکنواخت فشار بر ورق است. همچنین پیشانی موج انفجاری در ابتدا، خمیده و در لحظه برخورد به ورق صفحه‌ای شد. صفحه‌ای شدن موج جلوه‌ای از گسترش بیشتر و افزایش سرعت موج است. پس از برخورد موج به ورق، موج‌های معکوس با پیشانی موج ملاقات می‌کنند و پیشروی پیشانی موج کند می شود. در ادامه و در زمان ۰/۳ میلی‌ثانیه، فشار منعکس‌شده، پس از فعل و انفعال‌های متعدد موج‌های انفجاری برخوردی و انعکاسی کاهش شدیدی پیدا می‌کند و در نهایت متوقف می‌شود.

شاخصه‌های فشار، دما و سرعت با گذشت زمان تغییر کردند و شکل ۶ نشانگر برخورد موج انفجاری با سرعتی حدود ۳۲۵۰ متر بر ثانیه، دمایی تقریباً ۳۱۰۰ کلوین و فشاری به اندازه ۱/۱۹ مگاپاسکال به ورق است.

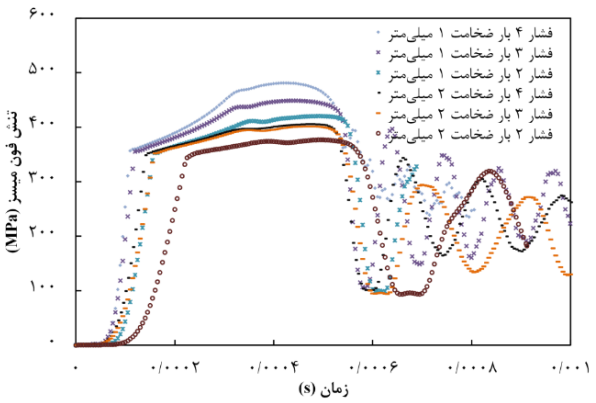
تنش فون‌میسز یا تنش موثر بیانگر شرایط کلی تنش یک جزء است که در مقایسه با مفهوم تنش‌های اصلی و برشی جامع‌تر است[33]. نمودار تنش فون‌میسز مربوط به اجزا مرکزی ورق گیردار شده در انتهای سیلندر و در اثر فعل و انفعال‌های موج شوک و انعکاس‌های آن در شکل ۷ نشان داده شده است. مطابق شکل، تنش پخش‌شده بر اجزا مرکزی ورق تغییر شدیدی با زمان دارد. تنش محاسبه شده به خوبی نشان‌دهنده برخورد موج شوک در زمان تقریبا ۰/۱ میلی‌ثانیه به ورق است. پس از بارگذاری ورق به طور کامل در زمان ۰/۲ میلی‌ثانیه، بیشترین تنش در سطح ورق



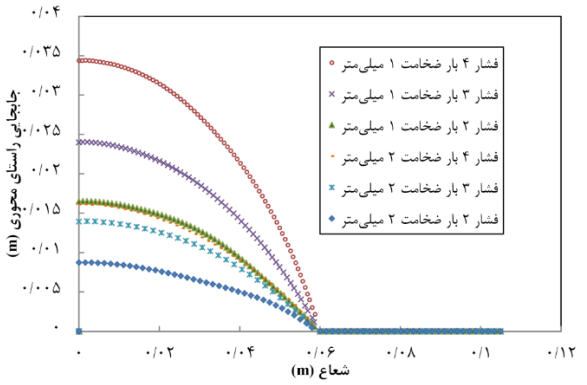
شکل ۶) تغییرات فشار سیلندر احتراقی

ثبت شد و تکانه منتقل شده عاملی برای بیشترین تنش است. پس از این زمان و با اعمال تکانه کافی از طرف مولفه‌ی فشاری موج انفجاری راستای محور سیلندر در زمان کوتاه ۰/۲۵ تا ۰/۵ میلی‌ثانیه، شکل‌دهی ورق با بیشترین تنش ممکن ادامه یافت. پس از این و تا زمان ۰/۶ میلی‌ثانیه تأثیر مستقیم فشار بر ورق ادامه یافت. به طوری که پس از این زمان هیچ جابه‌جایی مهمی در ورق رخ نمی‌دهد. با این توضیح‌ها، روشن است که بارگذاری بر ورق با افزایش ناگهانی و کاهش تدریجی تنش همراه است و تنش در هیچ محدوده‌ای ثابت نیست و آشفتگی شدیدی در نمودار تنش پس از به پایان رسیدن تغییر شکل پلاستیک ورق وجود دارد.

شکل ۸ نشان‌دهنده جابجایی در راستای شعاعی ورق برای فشارهای اولیه مختلف است. تغییر شکل ورق دارای همگونی خوبی در راستای شعاعی ورق است که صحه‌گذاری مناسبی بر متقارن محور بودن مسئله است. ناحیه‌ای از ورق نزدیک به منطقه



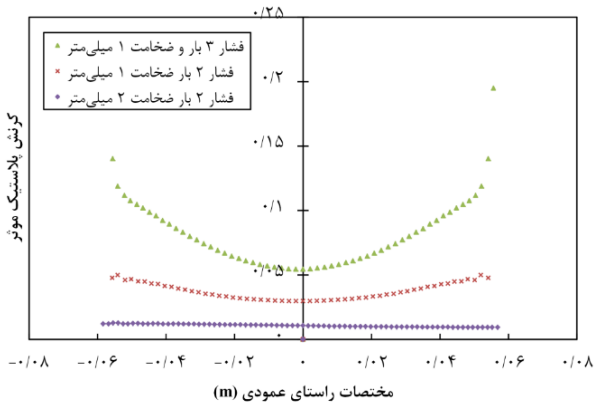
شکل ۷) تنش وارد بر اجزا مرکز ورق



شکل ۸) پروفیل جابجایی ورق در راستای شعاعی

گیردار شده کمترین جابه‌جایی را نشان می‌دهد که مربوط به محدودیت‌های جابجایی اعمال شده توسط مرز گیردار است. نکته جالب توجه در مورد جابجایی در راستای شعاعی، بیشتر شدن تغییرات جابجایی در نزدیکی مرز ورق و افزایش جابه‌جایی‌ها با افزایش فشار اولیه و کاهش ضخامت است. افزایش فشار اولیه موجب برخورد شدیدتر موج انفجاری و کاهش ضخامت موجب غلبه راحت‌تر بر اینرسی جرمی ورق می‌شود.

کرنش (مولفه نرمال تغییر شکل) معرف تغییرات نسبی ابعاد ماده است. شکل ۹ نشان‌دهنده کرنش پلاستیک موثر برای ضخامت‌های مختلف و در زمان ۰/۷۵ میلی‌ثانیه است. کرنش



شکل ۹) تغییرات کرنش پلاستیک موثر ورق در مختصات شعاعی

پلاستیک موثر توسط رابطه (۱۸) به دست می‌آید.

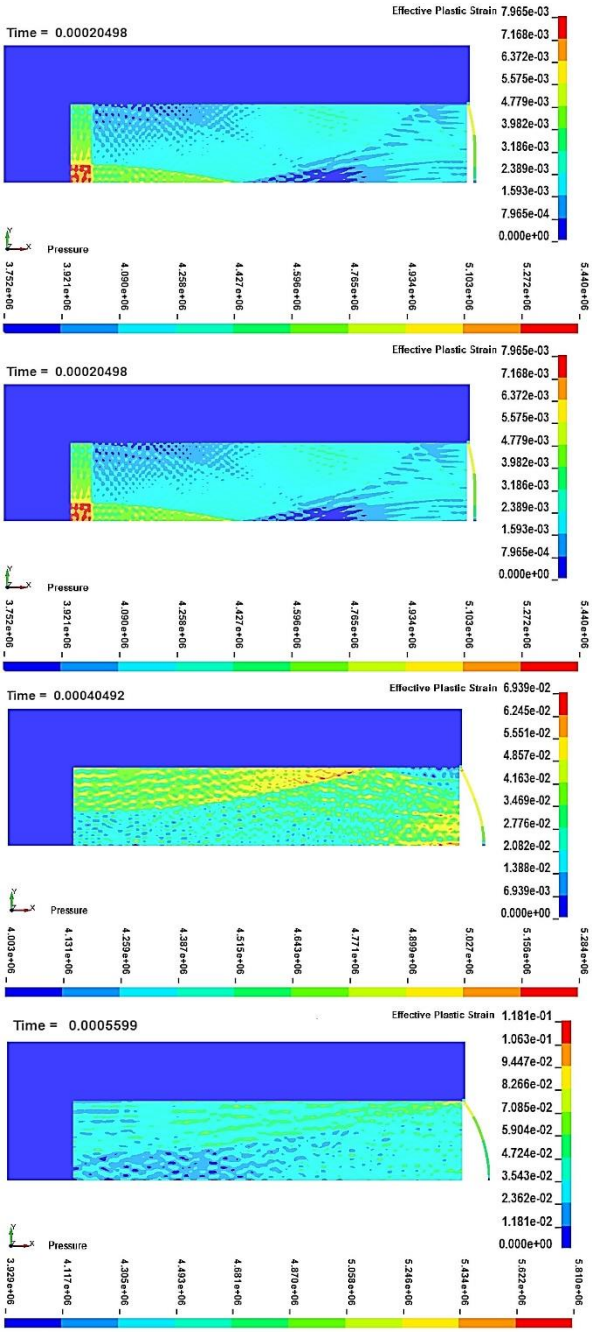
$$\gamma(t) = \int_0^t \sqrt{\frac{2}{3} D^p : D^p dt} \qquad (۱۸)$$

که D^p بخش پلاستیک نرخ تغییر شکل است. میدان کرنش در تمام مناطق کششی است و در طول تغییر شکل، مثبت باقی می‌ماند. در ابتدا پخش‌شدگی کرنش در تمام سطح متعادل است و پس از افزایش جابه‌جایی و ایجاد تغییر شکل پلاستیک، افزایش قابل توجهی در مرز گیردار می‌یابد. بیشترین کرنش شعاعی برای ورق ۲ میلی‌متر در زمان ۰/۸ میلی‌ثانیه رخ می‌دهد که نسبت به زمان برای ورق ۱ میلی‌متری تأخیر بیشتری دارد. بنابراین ورق با ضخامت ۱ میلی‌متر علاوه بر اینکه کرنش بیشتری از ورق ۲ میلی‌متر دارد، زودتر هم به مقدار نهایی‌اش می‌رسد که گواهی بر غلبه تنش پلاستیک بر استحکام تسلیم ورق نازک‌تر است. کاهش جابه‌جایی و در نتیجه کرنش در مرکز ورق با افزایش ضخامت به دلیل وابستگی انرژی سینتیک ورق به ضخامت آن و ارتباط ضخامت با میزان تغییر شکل ورق است.

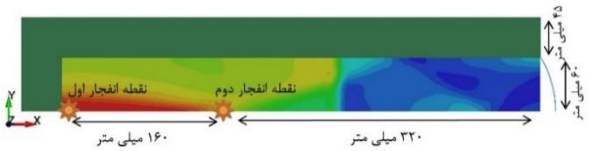
کانتور کرنش پلاستیک ورق متقارن محوری ۲ میلی‌متری در راستای شعاعی و به ازای زمان‌های مختلف در شکل ۱۰ نشان داده شده است. مشخصه اصلی این کانتور، بیشینه جابجایی در مرکز ورق، مشابه تغییر شکل پلاستیک ورق دایره‌ای در مطالعه آزمایشگاهی خالقی و همکاران است. بیشترین کرنش شعاعی ۰/۰۶ در مرز ورق در زمان ۰/۵ میلی‌ثانیه به دست می‌آید و بعد از آن تغییر نمی‌کند. همزمان با افزایش کرنش در ناحیه گیردار ورق، کرنش مثبت در اطراف مرکز ورق دیده می‌شود. به طور کلی کرنش با گذشت زمان در مناطق گیردارشده ورق بیشتر می‌شود و این تغییر در پاسخ به نواحی پرتنش ایجاد شده بر سطح ورق است. کانتور فشار سیال انفجاری هم نشان‌دهنده ناپدید شدن ناحیه‌ی پرفشار با گذشت زمان به خاطر از دست دادن انرژی کل و رقیق‌شدن فعل و انفعال‌های سینتیکی است.

مکان نقطه جرقه‌زنی تأثیر زیادی بر انتقال موج‌های انفجاری دارد. تأثیر نقطه جرقه‌زنی با در نظرگیری دو نقطه جرقه زنی با فواصل یک طول مخزن و دوسوم طول مخزن از ورق مطابق شکل ۱۱ بررسی شده است.

ظرفیت طولی مخزن به خاطر تغییر ساختار، سرعت و فشار موج انفجاری تأثیر بسزایی بر شکل‌گیری ورق دارد. تأثیر ظرفیت طولی مخزن و نقطه جرقه‌زنی بر جابه‌جایی مرکز ورق با درنظرگیری سه ظرفیت طولی متفاوت ۱،۰/۵ و ۱/۵ طول مخزن آزمایشگاهی و دو نقطه جرقه‌زنی اول و دوم به خوبی توسط شکل ۱۲ نشان داده شده است. با افزایش ظرفیت طولی مخزن، مقدار بیشتری از مخلوط هیدروژن-اکسیژن در انفجار به کار می‌رود. بنابراین، انرژی سینتیکی بیشتری تولید می‌شود. با توجه به اینکه شتاب‌گیری موج انفجاری با تعامل بین پیشانی موج و جریان سیال در طول لوله رخ می‌دهد، طول بیشتر لوله، مسافت طولانی‌تری را برای این

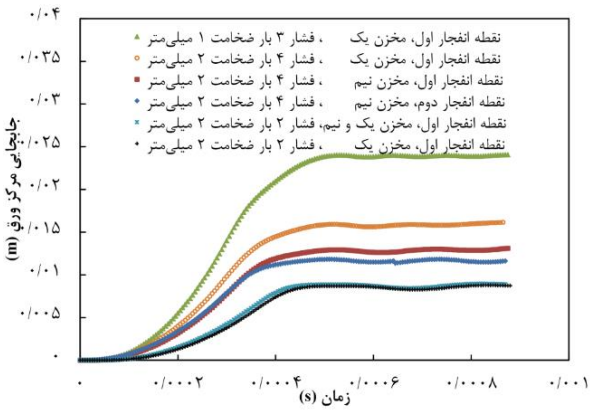


شکل ۱۰) تغییرات کرنش پلاستیک ورق متقارن محوری در زمان‌های مختلف



شکل ۱۱) ابعاد محفظه احتراق و مکان قرارگیری نقاط انفجاری

تعامل به وجود خواهد آورد. بنابراین، بیشترین افزایش جابه‌جایی برای ظرفیت طولی بیشتر مخزن و نقطه جرقی‌زنی انتهایی ثبت شد. چون کوچک بودن طول مخزن یک عامل بازدارنده قوی برای گسترش موج انفجاری و سرعت‌گیری آن قبل از رسیدن به نمونه

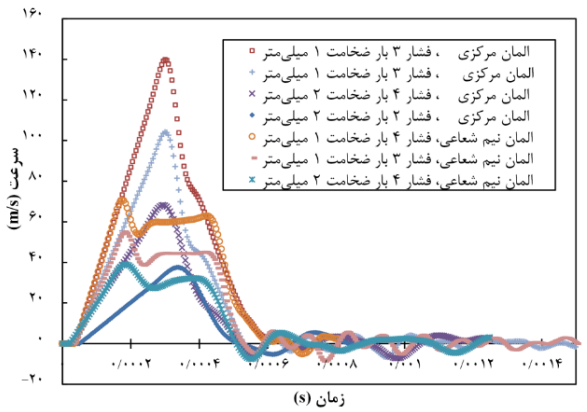


شکل ۱۲) تاثیر ظرفیت طولی مخزن، نقطه جرقه‌زنی و فشار اولیه بر جابه‌جایی مرکز ورق‌های ۱ و ۲ میلی‌متر

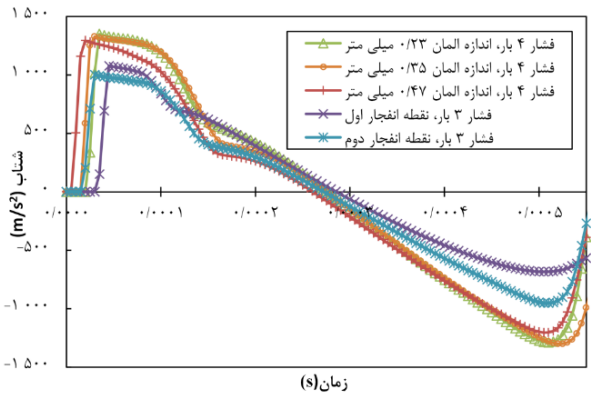
است و جرقه‌زنی در جایی به غیر از انتها، موجب کاهش حجم سوخت اشتعالی برای ایجاد تغییر شکل مستقیم در ورق می‌شود. سایر مشاهدات انجام شده توسط شبیه‌سازی هم به تأثیرگذاری ظرفیت طولی مخزن و نقطه جرقه‌زنی بر افزایش دمای احتراق و سرعت جابه‌جایی موج تأکید دارد. به طور کلی، ورق علاوه بر تغییر شکل پلاستیک، رفت و برگشت‌های ارتجاعی الاستیک هم داشت که در نهایت تغییر شکل ورق فقط شامل مولفه پلاستیک تغییر شکل بود.

منحنی تغییرات سرعت اجزا مرکزی و نیم شعاعی ورق با زمان به عنوان عاملی موثر بر شکل‌گیری ورق در شکل ۱۳ دیده می‌شود. شکل ۱۳ نشان‌دهنده افزایش ناگهانی سرعت تا زمان ۰/۳ میلی‌ثانیه برای اجزا مرکزی و کاهش تدریجی آن بر اثر فشار دینامیکی موج‌های برخوردی و موج‌های منعکس‌شده است. انبساط ناگهانی گاز و شتاب‌گیری لحظه‌ای آن به سرعت‌گیری ناگهانی ورق انجامید. افزایش سرعت برای اجزا نیمه‌شعاعی پس از زمان تقریباً ۰/۲ میلی‌ثانیه متوقف می‌شود. جابجایی فشار مانع‌شونده از مرکز ورق به سمت مرزها با گذشت زمان علت وقوع این پدیده است. فشار مانع شونده بر اثر محدود شدن حرکت اجزا ورق در جهت‌های محیطی و شعاعی رخ می‌دهد. در بازه‌ی زمانی طولانی و با اتلاف انرژی الاستیک توسط استهلاک و اصطکاک، تغییر شکل پلاستیک با کاهش سرعت همراه است به صورتی که ورق پس از ۰/٦ میلی‌ثانیه هیچ تغییری نمی‌کند.

شتاب‌گیری ورق بر اثر فشارهای اولیه، نقاط جرقه‌زنی و اندازه اجزا اویلری مختلف در شکل ١٤ نشان داده شده است. مطابق شکل ١٤ ورق بر اثر انفجار توسط نقطه جرقه‌زنی اول دیرتر شتاب گرفته و شتاب بیشتری خواهد داشت. شتاب‌گیری ورق نیازمند گذر پیشانی موج از سیال گازی و انبساط ناگهانی آن است. جرقه‌زنی در جایی به غیر از انتها موجب انبساط انفعالی ناحیه گازی پشت نقطه جرقه‌زنی در تولید پیشانی موج می‌شود. هم‌چنین شکل ١٤ نشان‌دهنده تأثیر اندک تغییر اندازه اجزا از ۰/۳۵ به ۰/۲۳ بر نتیجه



شکل ۱۳) تاثیر فشار اولیه و ضخامت ورق بر سرعت جابه‌جایی اجزا مرکزی و نیم‌شعاعی ورق

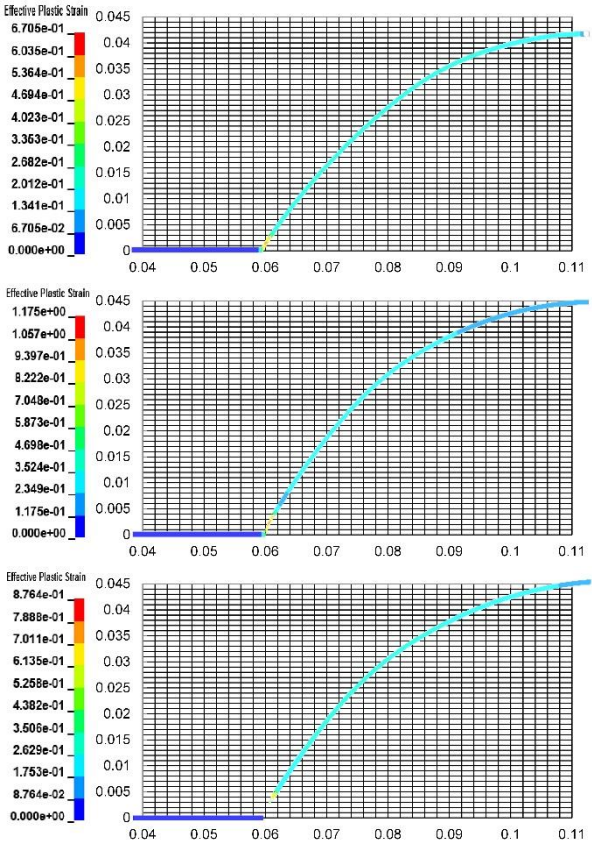


شکل ۱۴) شتاب‌گیری ورق نسبت به زمان با فشارهای اولیه و اندازه اجزا مختلف

نهایی شتاب‌گیری ورق است. انتخاب اجزا کوچک‌تر به پیشانی موج نازکتر و پایداری امتداد انتشار موج می‌انجامد. درحالی که اجزا بزرگتر موجب تغییر جهت گسترش موج انفجاری و تولید گردابه در پیشانی موج می‌شوند. بنابراین انتخاب اجزایی به بزرگی ۰/۵ میلی‌متر با تولید جریان معکوس گردابه‌ای اثر مخربی بر شتاب‌گیری ورق دارد.

شکل ۱۵ نشان‌دهنده پدیده لاغرشدگی و پارگی در مرز گیردار برای ورق ۱ میلی‌متر بر اثر انفجار با فشار ۵ بار است. شکل نشانگر پاره‌شدن ورق از ناحیه مرز گیردار است. در این ناحیه، گذر از تغییر شکل پلاستیک به پارگی کامل بر اثر تجاوز از حد کرنش رخ می‌دهد. احتمال پارگی در مرکز ورق پس از پارگی در مرز ورق بیشترین است.

با توجه به شروع شدن تغییر شکل از مرکز ورق و انتشار این تغییر شکل به سمت مرزها، پارگی در ورق فولادی نرم در مرزها و در ورق فولادی سفت در مرکز آن رخ می‌دهد. با توجه به سرعت‌گیری اولیه ورق توسط موج برخوردی در نواحی مرکزی و انتقال این سرعت اولیه به نواحی مرزی و بازداری مرز گیردار شده از جابجایی ورق، وقوع پارگی در مرز گیردار قابل توجیه است.



شکل ۱۵) آسیب ورق ۱ میلی‌متر تحت انفجار با فشار اولیه ۵ بار

۷-نتیجه‌گیری

در این پژوهش، از تعامل حل‌گر اجزا بقا اجزا حل و شیمی نرخ محدود با حل‌گر لاگرانژی نرم‌افزار LS-DYNA برای مطالعه تأثیر ظرفیت طولی محفظه احتراقی، مکان نقطه جرقه‌زنی و فشار اولیه انفجار مخلوط گازی استوکیومتری اکسیژن-هیدروژن بر پاسخ دینامیکی ورق نازک فولادی استفاده شد. با اعمال این روش، انتشار موج انفجاری و تغییر شکل و پارگی ورق کوپل شدند و نیازی به استفاده از منحنی فشار برای اعمال نیرو بر ورق نبود. همچنین استفاده از معیار تسلیم وابسته به کرنش، نرخ کرنش و دما در پیش‌بینی خرابی ورق تحت انفجار مخلوط گازی به نتایج دقیق‌تری انجامید. پیش از هر مطالعه‌ای، بررسی وابستگی نتایج به اندازه مش‌بندی، بر تغییر جهت پیشانی موج و ایجاد آشفتگی معکوس در آن بر اثر استفاده از اجزا بزرگتر از ۰/۵ میلی‌متر دلالت داشت. آشفتگی معکوس پیشانی موج از قدرت انفجار و دقت نتایج کاست. همچنین، کاهش اندازه مش از ۰/۳۵ به ۰/۲۳ تأثیر اندکی بر شتاب‌گیری ورق داشت که توجیهی بر استفاده از اندازه مش ۰/۳۵ برای مش‌بندی فضای اویلری برای سایر شبیه سازی‌ها بود. پس از اطمینان از توانایی مدل در شبیه‌سازی تغییر شکل دینامیکی ورق بر اثر انفجار با کنترل دقیق شرایط مرزی در فضای شبیه‌سازی اویلری و لاگرانژی، دستاوردهای مهم مطالعه به شرح زیر است.

۱. مطالعه تأثیر انفجار مخلوط گازی استوکیومتری اکسیژن و هیدروژن بر یکنواخت و تراز بودن تغییر شکل ورق بر اثر انتقال موج انفجاری مسطح دلالت داشت که برهانی بر شکل‌گیری مناسب ورق بود.

۲. نقطه‌عطف منحنی فشار-زمان با افزایش فشار اولیه افزایش قابل توجهی یافت در حالی که مدت زمان انفجار کاهش اندکی کرد.

۳. تغییر شکل پلاستیک ورق با تاکید بر متقارن محور بودن مسئله، با افزایش فشار اولیه یا کاهش ضخامت ورق، افزایش یافت که بر ضربه قوی‌تر موج انفجاری برای غلبه به اینرسی جرمی کمتر ورق دلالت داشت.

۴. هم‌زمان با افزایش جابجایی ورق، کرنش در پاسخ به نواحی پرتنش ایجاد شده بر سطح ورق، در ناحیه مرکزی و به خصوص ناحیه مرزی ورق بیشتر شد. وقوع بیشینه کرنش در نواحی مرزی با افزایش فشار و کاهش ضخامت گواهی بر تمرکز موضعی تنش در فشارهای زیادتر است.

۵. کرنش، سرعت و شتاب‌گیری ورق با افزایش ظرفیت طولی مخزن و افزایش حجم سوخت اشتعالی با جرقه‌زنی در انتها افزایش یافت.

۶. پدیده لاغرشدگی و پارگی برای فشار اولیه ۵ بار در ناحیه گیردار ورق رخ داد که با توجه به بازداری مرز گیردار شده از سرعت‌گیری ورق، وقوع پارگی در این ناحیه قابل توجیه است.

تاییدیه اخلاقی: نویسندگان مقاله ضمن اعلام موافقت خود مبنی بر ارسال این مقاله به نشریه دانشگاه تربیت مدرس، تعهد می‌نمایند که این مقاله در زمان ارسال برای این مجله در هیچ نشریه ایرانی یا غیرایرانی در حال بررسی نبوده و تا تعیین تکلیف قطعی در این نشریه برای هیچ نشریه ایرانی یا غیرایرانی دیگری ارسال نخواهد شد.

تعارض منافع: نویسندگان با اختیار و آگاهی کامل، کلیه حقوق مادی مربوط به انتشار این مقاله را به نشریه دانشگاه تربیت مدرس واگذار می‌نمایند و نشریه در انتشار این مقاله به هر صورت اختیار تام دارد و منافع مادی احتمالی متعلق به نشریه است.

منابع مالی: هزینه این مقاله از طرف نویسندگان پرداخت شده است.

منابع

1- Kleiner M, Hermes M, Weber M, Olivier H, Gershteyn G, Bach FW, Brosius A. Tube expansion by gas detonation. Production Engineering. 2007;1(1):9-17.

2- Ning J, Meng F, Ma T, Xu X. A special numerical method for fluid-structure interaction problems subjected to explosion and impact loading. Science China Technological Sciences. 2020;63:1280-92.

3- Yao S, Zhang D, Lu Z, Lin Y, Lu F. Experimental and numerical investigation on the dynamic response of steel chamber under internal blast. Engineering Structures. 2018;168:877-88.

4- Malekan M. Finite element simulation of gaseous detonation-driven fracture in thin aluminum tube using cohesive element. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering. 20161;38(3):989-97.
5- Du Y, Zhou F, Ma L, Zheng J, Xu C, Chen G. Dynamic fracture response of pre-flawed elbow pipe subjected to internal hydrogen-oxygen detonation. International Journal of Hydrogen Energy. 2018;43(42):19625-35.
6- Debnath P, Pandey KM. Numerical analysis of detonation combustion wave in pulse detonation combustor with modified ejector with gaseous and liquid fuel mixture. Journal of Thermal Analysis and Calorimetry. 2020:1-2.
7- Gato CH. Detonation-driven fracture in thin shell structures: Numerical studies. Applied Mathematical Modelling. 2010;34(12):3741-53.
8- Gwak MC, Lee Y, Kim KH, Yoh JJ. Deformable wall effects on the detonation of combustible gas mixture in a thin-walled tube. International Journal of Hydrogen Energy. 2015;40(7):3006-14.
9- Du Y, Zhou F, Hu W, Ma L, Xu C, Chen G. Dynamic response and crack propagation of pre-flawed square tube under internal hydrogen-oxygen detonation. International Journal of Hydrogen Energy. 2019;44(40):22507-18.
10- Patil SP, Prajapati KG, Jenkouk V, Olivier H, Markert B. Experimental and numerical studies of sheet metal forming with damage using gas detonation process. Metals. 2017;7(12):556.
11- Hu K, Zhao Y. Numerical simulation of internal gaseous explosion loading in large-scale cylindrical tanks with fixed roof. Thin-Walled Structures. 2016;105:16-28.
12- Rokhy H, Soury H. Fluid structure interaction with a finite rate chemistry model for simulation of gaseous detonation metal-forming. International Journal of Hydrogen Energy. 2019;44(41):23289-302.
13- Rokhy H, Mostofi TM. 3D numerical simulation of the gas detonation forming of aluminum tubes considering fluid-structure interaction and chemical kinetic model. Thin-Walled Structures. 2021;161:107469.
14- Malekan M, Khosravi A, Cimini Jr CA. Deformation and fracture of cylindrical tubes under detonation loading: A review of numerical and experimental analyses. International Journal of Pressure Vessels and Piping. 2019;173:114-32.
15- Liaghat G. Numerical investigation of dynamic crack growth in steel pipes under internal detonation loading. Modares Mechanical Engineering. 2017;17(9):214-24.
16- Khaleghi M, Aghazadeh BS, Bisadi H. Efficient oxyhydrogen mixture determination in gas Detonation forming. Int. J. Mech. Mechatron. Eng. 2013;7:1748-54.
17- Cook G, Zhang ZC, Im KS. Applications of the CESE method in LS-DYNA. In21st AIAA Computational Fluid Dynamics Conference 2013; 3070.
18- Lim CT, Hong JG, editors. 6th World Congress of Biomechanics (WCB 2010), 1-6 August 2010, Singapore: In Conjunction with 14th International Conference on Biomedical Engineering (ICBME) & 5th Asia Pacific Conference on Biomechanics (APBiomech). Springer Science & Business Media; 2010.
19- Mirzaei M, Najafi M, Niasari H. Experimental and numerical analysis of dynamic rupture of steel pipes under internal high-speed moving pressures. International Journal of Impact Engineering. 2015;85:27-36.
20- Grant Cook J, Zhang ZC, Blankenhorn G. Using the CESE Immersed Boundary FSI Solver to Simulate the FSI of the Front Portion of a Turbofan, including Damage.
21- Malekan M, Barros FB, Sheibani E. Thermo-mechanical analysis of a cylindrical tube under internal shock loading using numerical solution. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering. 2016;38(8):2635-49.
22- Li X, Zhou N, Liu X, Huang W, Chen B, Rasouli V. Numerical simulation of the influence of pipe length on explosion flame propagation in open-ended and close-ended pipes. Science Progress. 2020;103(4).
23- Wang LQ, Ma HH, Shen ZW. Explosion characteristics of hydrogen-air mixtures diluted with inert gases at sub-atmospheric pressures. International Journal of Hydrogen Energy. 2019;44(40):27-36.
24- Im K, Cook Jr G, Jhang Z, Lee S: FSI detailed chemistry and their applications in LS-DYNA CESE compressible solver. In: 11th European LS-DYNA® user conference; Salzburg, Austria: 2015.
25- Im K, Cook Jr G, Zhang Z-C: FSI Based on CESE Compressible Flow Solver with Detailed Finite Rate Chemistry.
26- Cook G, Im K, Zhang Z: Multiphase and Chemically Reactive Flows in LS-DYNA. In: 21st AIAA Computational Fluid Dynamics Conference: 2013: 2695.
27- Im KS, Zhang ZC, Cook G, Lai MC, Chon MS. Simulation of Liquid and Gas Phase Characteristics of Aerated-Liquid Jets in Quiescent and Cross Flow Conditions. International Journal of Automotive Technology. 2019;20(1):207-13.
28- Zakrisson B, Wikman B, Häggblad HÅ. Numerical simulations of blast loads and structural deformation from near-field explosions in air. International Journal of Impact Engineering. 2011;38(7):597-612.
29- Aune V, Fagerholt E, Hauge KO, Langseth M, Børvik T. Experimental study on the response of thin aluminium and steel plates subjected to airblast loading. International Journal of Impact Engineering. 2016;90:106-21.
30- Yan C, Wang Z, Liu K, Zuo Q, Zhen Y, Zhang S. Numerical simulation of size effects of gas explosions in spherical vessels. Simulation. 2017;93(8):695-705.
31- Yao S, Zhang D, Lu F, Chen X, Zhao P. A combined experimental and numerical investigation on the scaling laws for steel box structures subjected to internal blast loading. International Journal of Impact Engineering. 2017;102:36-46.
32- Yao S, Zhang D, Lu F, Li X. Experimental and numerical studies on the failure modes of steel cabin structure subjected to internal blast loading. International Journal of Impact Engineering. 2017;110:279-87.

33- Xue Y, Chen G, Zhang Q, Xie M, Ma J. Simulation of the dynamic response of an urban utility tunnel under a natural gas explosion. Tunnelling and Underground Space Technology. 2021;108.