

Amirkabir Journal of Mechanical Engineering

Amirkabir J. Mech. Eng., 53(Special Issue 4) (2021) 621-624 DOI: 10.22060/mej.2020.18203.6763

Effect of intense impulsive loading on performance of multi-layered plates

T. Mirzababaie Mostofi¹, M. Rezasefat¹, M. Sayah Badkhor¹, H. Babaei^{2,*}

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

Review History:

Received: Apr. 04, 2020 Revised: Jun. 26, 2020 Accepted: Aug. 18, 2020 Available Online: Aug. 18, 2020

Keywords:

Experimental study Plastic deformation Impulsive loading Localized load Numerical simulation

ABSTRACT: This paper dealing with an experimental study, numerical simulation, and mathematical modeling of the dynamic response of single-layered and double-layered circular plates under localized impulsive loading. In the experimental section, six experiments were conducted on double-layered configurations made of copper-aluminum plates (2mm+2mm) under different loading conditions. ABAQUS commercial software via a user-defined FORTRAN subroutine was used to develop a numerical model. The Johnson-Cook thermo-viscoplastic constitutive law, as well as the Johnson-Cook damage model, was used in the model. The numerical simulations were verified using the conducted experiments in this study and those in the literature. It has been shown that simulations correctly reproduce the deformation mechanisms of structures during the loading process. Furthermore, a rigorous parametric study was conducted on double-layered metallic plates made of five different layering configurations including aluminum-aluminum, steel-steel, steel-aluminum, copper-aluminum, and copper-steel plates. Two and four different plate radiuses and charge diameters were considered. After conducting the parametric study, an empirical model based on new dimensionless numbers was developed to predict the maximum transverse deflection of plates. Very good overall agreement was obtained between the results of numerical simulations and empirical predictions.

1-Introduction

In the present study, besides a short experimental study on the dynamic plastic response of double-layered circular metallic plates due to locally distributed impulsive loading, simple empirical design expressions have been developed to predict the central deflection of plates. Numerical simulations have been validated using published experimental data available in Ahmad's study [1], and then, rigorous parametric investigations have been conducted for analyzing the effects of different geometrical aspects of structure and explosive charge, impulse magnitudes, material characterizations, and strain rate sensitivity of materials on the blast resistance and dynamic response of the structures. Based on the suggested dimensionless numbers in literature as well as numerical results of the parametric study, new empirical design expressions have been derived by using the novel mathematical method, namely the singular value decomposition approach.

2- Methodology

The Finite Element (FE) model of the structure has been generated using a three-dimensional (3D) quarter symmetry model in the ABAQUS/CAE. Plates with different thicknesses have been modeled as deformable solids. For modeling one-quarter of the specimen, the problem symmetry was employed by using symmetry boundary conditions. Two clamping frames were modeled as 3D rigid bodies to

house the plates and simulate the boundary conditions of the specimen. An extra 100 mm radius has been employed as a clamping area. In the last step, the plates have been meshed using solid tetrahedral linear elements (C3D4). The assembly of the numerical model has been illustrated in Fig. 1.

A mesh sensitivity study in the plates was carried out and the results demonstrated that the dynamic plastic response was considerably affected by changing element size. The dynamic plastic response and failure mode of the structure were found in good agreement with experiments when the size of the element was $2 \times 2 \times 1$ mm³. Therefore, the element size was determined to be $2 \times 2 \times 1$ mm³ in all numerical simulations. However, for the regions away from the loading area (clamping area), the mesh size was slightly increased. The contact between the clamping frames and plates has been modeled by employing the surface to surface contact algorithm according to the penalty method. In the normal direction, hard contact has been determined and in the tangential direction, the friction parameter between the surfaces of the layered plates and also between the surfaces and clamps were assumed to be 0.3 and 0.9, respectively [2-7].

For the impact and blast phenomenon, the material model quality plays an important role and affects the accuracy of numerical simulation results. Generally speaking, two different

*Corresponding author's email: ghbabaei@guilan.ac.ir



Copyrights for this article are retained by the author(s) with publishing rights granted to Amirkabir University Press. The content of this article Copyrights for this article are retained by the aution(s) with puolising rights granted to the subject to the terms and conditions of the Creative Commons Attribution 4.0 International (CC-BY-NC 4.0) License. For more information, please visit https://www.creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/legalcode.



Fig. 1. Full-scale 3D numerical model for single- and multi-layered circular plates; (a) 3D model (b) FE mesh



Fig. 2. Comparison between simulated and measured maximum permanent transverse deflections of back layers

types of material models are applied in numerical simulations, in which the first one represents plastic flow and the second one shows a material fracture. Simpler material models are generally preferred due to difficulties in the calculation of the material coefficients from the results of material tests. In the current numerical simulations, the Johnson-Cook plasticity model has been used as a phenomenological model which considers linear thermoelasticity, the von Mises yield criterion, the associated flow rule, strain-rate sensitivity, isotropic strain hardening, and thermal softening of material due to adiabatic heating and damage [2]. By taking into account the influence of strain rate, strain path, and temperature on the stress triaxiality as well as the fracture strain expression, Johnson and Cook developed the failure criterion which was proposed by Hancock and Mackenzie in 1976. In this study, the fracture behavior has been modeled by a combination of a damage evolution rule and a damage initiation criterion based on the Johnson-Cook (JC) dynamic failure criterion. It is based on an equivalent plastic strain value at element integration points and is assumed to happen when the damage factor D reaches unity [2]. During the numerical analysis, the pressure load has been implemented into the ABAQUS/Explicit by employing a user-defined FORTRAN subroutine (VDLOAD) [2].

3- Discussion and Results

Experimental results of the locally impulsive loaded monolithic and multi-layered circular plates for maximum permanent transverse deflections have been compared with numerical simulations in Fig. 2. In this Figure, the red dashed line illustrates fits of numerical simulation results to experimental data reported by Ahmad [1]. The turquoise band between two black solid lines represents the $\pm 10\%$ error at a 90% confidence level which has been plotted to evaluate the accuracy of the numerical model.

Good agreement between the experimental results and simulation ones was observed for different layering configurations. For this series of experiments, a slight underestimation and overestimations of 10% (4/39) were obtained. These under and overestimations may be attributed to the material parameters of the Johnson-Cook plasticity model, the approximate value of the exponential decay parameter, etc. However, by considering the problem complexity and the limitations of constitutive relation and failure criterion, the difference between experimental results and predictions are acceptable and can be used with confidence to analyze the dynamic plastic response of monolithic and multi-layered plates under localized blast loading.

4- Conclusions

The most important and useful findings of the parametric study are as follows:

a) In the same condition, when the targets were made of a combination of the same materials (DWW and DAA), the double-layered 2+4 mm configurations have the best blast performance. This issue is also true for the case when the density of the front and back layers is close to each other (DCW). However, for the double-layered mixed targets that the density of front and back layers is not close to each other, 2+4 mm configuration has the poorest performance.

b) The target blast resistance increased by the increase of charge radius for all layering configurations in a determined impulse value.

c) There was an obvious qualitative distinction between the deformation profiles of back and front layers when the target configuration was made of a combination of the same or different materials. For double-layered mixed configurations, a slight difference at the maximum permanent transverse deflection was observed between the front and back layers. For the case of DCW and DCA configurations, the maximum deflections of front layers were slightly more than that of back layers because the first layer has lower strength and less resistance to deformation.

d) The blast resistance of DWW conFigurations was superior to the other ones when compared to similar impulse values.

e) Although DCW configuration had the highest areal density of 54.37 kg/m^2 , in this case, the deflections of front and back plates were larger than that of DWW configuration

References

[1] M.S. Ahmad, Study of dynamic behaviour of multilayered structures subjected to blast loading, University of Cape Town, 2012.

- [2] T.M. Mostofi, H. Babaei, M. Alitavoli, G. Lu, D. Ruan, Large transverse deformation of double-layered rectangular plates subjected to gas mixture detonation load, International Journal of Impact Engineering, 125 (2019) 93-106.
- [3] Rezasefat M, Mirzababaie Mostofi T, Babaei H, Ziya-Shamami M, Alitavoli M. Dynamic plastic response of double-layered circular metallic plates due to localized impulsive loading. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications. 233(7) (2019) 1449-71.
- [4] Mostofi TM, Sayah-Badkhor M, Rezasefat M, Ozbakkaloglu T, Babaei H. Gas mixture detonation load on polyurea-coated aluminum plates. Thin-Walled Structures. 155 (2020) 106851.
- [5] M. Rezasefat, T.M. Mostofi, T. Ozbakkaloglu. Repeated localized impulsive loading on monolithic and multilayered metallic plates. Thin-Walled Structures, 144 (2019) 106332.
- [6] H. Babaei, T. Mirzababaie Mostofi, E. Armoudli, On dimensionless numbers for the dynamic plastic response of quadrangular mild steel plates subjected to localized and uniform impulsive loading, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part E: Journal of Process Mechanical Engineering, 231(5) (2017) 939-950.
- [7] Babaei H, Mirzababaie Mostofi T, Alitavoli M. Experimental and theoretical study of large deformation of rectangular plates subjected to water hammer shock loading. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part E: Journal of Process Mechanical Engineering. 231(3) (2017) 490-6.

HOW TO CITE THIS ARTICLE

T. Mirzababaie Mostofi, M. Rezasefat, M. Sayah Badkhor, H. Babaei, Effect of intense impulsive loading on performance of multi-layered plates, Amirkabir J. Mech. Eng., 53(Special Issue 4) (2021) 621-624.



DOI: 10.22060/mej.2020.18203.6763

This page intentionally left blank

نشریه مهندسی مکانیک امیر کبیر



نشریه مهندسی مکانیک، دوره ۵۳، شماره ویژه ۴، سال ۱۴۰۰، صفحات ۲۶۳۹ تا ۲۶۷۰ DOI: 10.22060/mej.2020.18203.6763

اثر بارگذاری دفعی شدید روی عملکرد ساختارهای دولایه

توحید میرزابابای مستوفی^۱، محمد رضاصفت^۱، مصطفی سیاح بادخور^۱، هاشم بابایی^{۲.*}

۱- دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه ایوان کی، ایوان کی، ایران ۲- دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه گیلان، رشت، ایران

خلاصه: این مقاله به مطالعه تجربی، شبیه سازی عددی و مدل سازی ریاضی پاسخ دینامیکی ساختارهای دایره ای تکلایه و دولایه تحت بارگذاری دفعی موضعی می پردازد. در بخش تجربی، شش آزمایش روی پیکربندی های دولایه ساخته شده از ورق های مس – آلومینیوم (۲ میلی متر + ۲ میلی متر) در شرایط بارگذاری مختلف انجام شد. از نرم افزار تجاری آباکوس و یک زیر برنامه فرترن تعریف شده توسط کاربر برای تهیه مدل عددی استفاده شد. قانون ساختاری ویسکوپلاستیسیته جانسون – کوک و همچنین مدل آسیب آن در مدل عددی مورداستفاده قرار گرفت. مدل های عددی با استفاده از آزمایش های انجام شده در این مطالعه و داده های موجود در ادبیات تحقیق، صحت سنجی شد. نشان داده شد که مدل های عددی به خوبی مکانیسم های تغییر شکل ورق در طول فرآیند بارگذاری را ایجاد می کنند. علاوه بر این، یک مطالعه دقیق پارامتری روی ساختارهای فلزی دولایه ساخته شده از پنج لایه بندی مختلف از جمله ساختارهای آلومینیوم – آلومینیوم، فولاد – فولاد، فولاد – آلومینیوم، مس – آلومینیوم و مس – فولاد انجام شد. دو شعاع مختلف برای ورق و چهار قطر مختلف برای خرج انفجاری در نظر گرفته شد. پس از انجام مطالعه پارامتریک، یک مدل تجربی میتنی بر اعداد بدون بعد جدید برای پیش بینی حداکثر به در نظر می فولاد مید می می مطالعه پارامتریک، یک مدل تجربی میتنی بر اعداد بدون بعد جدید برای پیش بینی حداکثر در نظر می می ساختارهای دولایه ارائه شد. توافق کلی بسیار خوبی بین نتایج شبیه سازی عددی و پیش بینی های تر بر بر به دست آمد.

تاریخچه داوری: دریافت: ۱۳۹۹/۰۱/۱۶ بازنگری: ۱۳۹۹/۰۴/۰۶ پذیرش: ۱۳۹۹/۰۵/۲۸ ارائه آنلاین: ۱۳۹۹/۰۵/۳۱

کلمات کلیدی: مطالعه آزمایشگاهی تغییر شکل پلاستیک بار گذاری دفعی بار غیریکنواخت شبیهسازی عددی.

۱– مقدمه

پیشرفت در زمینه مطالعه رفتار دینامیکی سازهها تحت بار انفجاری یکنواخت و غیریکنواخت به سبب خطرها و همچنین جنگهای موجود و اهمیت حفاظت از تجهیزات، بسیار زیاد شده است و در حالت کلی پژوهشهای بسیار زیادی شامل ساخت تجهیزات قابلانعطاف و سبک در برابر بارهای انفجاری منفرد و مکرر صورت گرفته است [۱ و ۲]. لازم به ذکر است که یکی از راهحلهای موجود برای ساخت این تجهیزات، طراحی مقاوم یک ساختار با الگویی خاص ضمن حفظ شرایط سبکوزنی در برابر بار دفعی و انفجاری است. بهترین گزینه برای کمکردن موج ناشی از انفجار مواد منفجره، افزایش فاصله آنها از سازه موردنظر است؛ اما باید توجه داشت که "نویسنده عهدهدار مکاتبات: ghbabaei@guilan.ac.ir

تأمین چنین شرایطی بنا بر شرایط محیطی اکثر اوقات امکانپذیر نیست. با توجه به توضیحات ارائهشده، این موضوع نیازمند دستیابی به روشهایی نوآورانه و بهینهسازیشده مطابق با نیازهای معماری و همچنین راهحلهای ایمنی است. باید در نظر داشت که فقط طراحی سازه بر مبنای اصول اولیه آن کافی نیست و ارزیابی موفق ساختارهای مقاوم تحت بارگذاری انفجاری نیازمند تسلط کافی بر فیزیک مسئله است. استفاده از صفحههای چندلایه و مرکب فلزی یکی از راهکارهای خلاقانه و درعین حال ساده جهت افزایش استحکام سازهها است که کاربرد بسیار زیادی در سازههای هوافضا و وسایل نقلیه حملونقل ماده برای این ساختارها بسیار حائز اهمیت است. درواقع پارامترهای ماده برای این ساختارها بسیار حائز اهمیت است. درواقع پارامترهای

کو بنی مقاله تحت لیسانس آفرینندگی مردمی (Creative Commons License) و حقوق ناشر به انتشارات دانشگاه امیرکبیر داده شده است. این مقاله تحت لیسانس آفرینندگی مردمی (Creative Commons License) و کی بند کی مردمی (Creative Commons Cicense) و کی بند کی مردمی (Creative Commons Cicense) و کی بند کرد. در مانید.

وزن آن دارند [۴].

در زمینه اثر بارگذاری انفجاری با توزیع یکنواخت و غیریکنواخت روی ورق های تک لایه فلزی، تحقیقات ابتدایی توسط نوریک و مارتین در سال ۱۹۸۹ انجام شد. آنها با انجام دو سری کار آزمایشگاهی کامل به بررسی تغییر شکل پلاستیک و پاسخ دینامیکی ورقهای فولادی با هندسه دایروی و چهارگوش تحت بار انفجاری با شرایط مرزی کاملاً گیردار پرداختند [۵ و ۴]. یوان و نوریک در سال ۲۰۰۰، اهمیت ضخامت ورق تحت بارهای انفجاری غیریکنواخت را با توجه به شکست ماده بررسی نمودند [۷]. ژاکوب و همکارانش در سال ۲۰۰۷ به بررسی اثر فاصله استقرار و جرم خرج را بر پاسخ دینامیکی ورقهای دایروی کاملاً گیردار از جنس فولاد نرم تحت بار انفجاری پرداختند [۸]. بابایی و درویزه در سالهای ۲۰۱۰ و ۲۰۱۱ به بررسی تجربی، تحلیلی و عددی تغییر شکل پلاستیک ورقهای دایروی گیردار فولادی، مسی و آلومینیومی تحت شرایط بارگذاری انفجاری یکنواخت و غیریکنواخت پرداختند. آنها کارهای تجربی متعددی با بهكاربردن ياندول بالستيك به همراه لولههاى فولادى بهعنوان فاصله استقرار خرج در اندازههای ۵۰ و ۳۰۰ میلیمتر انجام دادند [۹ و ۱۰].

گرتو و همکاران در سال ۲۰۱۵ به تحلیل تجربی ورقهای مربعی تحت بار انفجاری در سه نوع مختلف شکل دهی انفجاری در هوای آزاد، در محیط کاملاً بسته و در محیط نیمهباز پرداختند. با انفجار نمونهها در یکفاصله استقرار ثابت و همچنین تغییر جرم خرجهای یلاستیکی کروی، اثر ضخامت ورق و نوع محیط بارگذاری بر میزان تغییر شکل نهایی هدف بررسی شد. نتایج تجربی بهدست آمده تغییرات بیشترین خیز دائمی ورق را ۱ تا ۱۸ برابر ضخامت آن نشان داد. آنها برای پیشبینی میزان خیز ورقهای مورد آزمایش خود، اعداد بی بعد ارائهشده توسط نوریک را برای هر سه نوع بارگذاری اصلاح کردند [۱۱]. لانگدن و همکاران در سال ۲۰۱۵ به مطالعه تجربی تأثیر خواص ماده بر پاسخ دینامیکی ورق تحت بارگذاری انفجار آزاد در هوا پرداختند. آنها دریافتند که برای هر ماده، خیز دائمی مرکز ورق با افزایش ایمپالس بهصورت خطی رابطه دارد تا منجر به پارگی گردد [۱۲]. هوانگ و همکاران در سال ۲۰۱۶ به انجام آزمایشهای تجربی در رابطه با پاسخ دینامیکی و شکست ورق های فلزی تک لایه تحت بارهای دفعی مبتنی بر آب پرداختند. آنها دریافتند که درصورتی که ورق تحت بارگذاری دفعی مبتنی بر آب قرار داشته باشد، میزان

خیز ورق در مقایسه با انفجار آزاد در هوا تقریباً ۵۳٪ کاهش مییابد [۱۳ و ۱۴]. اون و همکاران در سال ۲۰۱۶ به بررسی آزمایشگاهی اثر فاصله محل قرارگیری خرج بر رفتار پلاستیک ورقهای مربعی شکلپذیر تحت بارگذاری انفجاری آزاد با خرج کروی شکل پرداختند [۱۵]. در ادامه و در سال ۲۰۱۷، او و همکارانش به بررسی تجربی و عددی پاسخ دینامیکی ورقهای مستطیلی فولادی تحت بار انفجاری پرداختند. در این سری از آزمایشها، سامانه لوله شوک بهمنظور تولید بار انفجاری بکار گرفته شد که پیشتر بهعنوان یک روش مؤثر در کنترل شرایط اولیه هر آزمایش معرفیشده بود [۱۶].

مهرگانیان و همکاران در سال ۲۰۱۸ به مطالعه رفتار دینامیکی پلاستیکی ورقهای چهارگوش ضخیم با شرایط مرزی تکیهگاهی ساده تحت بار انفجاری پرداختند. آنها با استفاده از تئوری پلاستیسیته به یک حل تحلیلی برای میدان جابجایی ورق نیز دست یافتند که نتایج خود را با کارهای عددی مقایسه کردند [۱۷]. ژانگ و همکاران در سال ۲۰۱۹ به بررسی شکست و پاسخ دینامیکی نمونههایی با دیوارههای فولادی تحت بار انفجاری داخلی پرداختند. آنها مطالعههای خود را به دو صورت تجربی و عددی انجام دادند. آنها با استفاده از نتایجی که به دست آوردند به ارائه دو عدد بی بعد برای انفجار داخلی پرداختند [۱۸].

همانطور که مشخص است، در زمینه تغییر شکل پلاستیک ورق تک لایه تحت بار انفجاری تحقیقات بسیار گسترده است؛ اما تحقیقات روی ساختارهای چندلایه فلزی تحت بار دفعی بسیار محدود و انگشتشمار است. در سال ۲۰۱۸ میلادی، تغییر شکل پلاستیک و پاسخ دینامیکی سازههای تک لایه و چندلایه فولادی تحت بار دفعی غیریکنواخت مورد ارزیابی قرار گرفت [۱۹]. هدف اصلی از انجام این پژوهش، مطالعه رفتار دینامیکی و مقاومت انفجاری ساختارهای چندلایه در قیاس با نمونههای تک لایه تحت بار دفعی غیریکنواخت بود. پیشتر، سعید احمد در رساله دکتری خود به مطالعه تجربی و لایه و چندلایه فولادی با تنش تسلیم بالا پرداخت [۲۰]. میرزابابای لایه و چندلایه فولادی با تنش تسلیم بالا پرداخت [۲۰]. میرزابابای خود را روی شکلدهی ورقهای مستطیلی تک لایه [۲۰ و ۲۲] و با ساختارهای تک لایه، نمونههای مستطیلی تک لایه ادامه دادند. مشابه دولایه [۴] با استفاده از روش انفجار مخلوط گازها ادامه دادند. مشابه

جلویی از جنس آلیاژ آلومینیوم (صفحهای که بار انفجاری را تحمل می کند) و یک لایه عقبی از جنس فولاد نرم ساخته شدند. چهار نوع متفاوت از پیکربندیهای باضخامت مختلف، یعنی، ۱+۱ میلیمتر، ۱+۲ میلیمتر، ۲+۱ میلیمتر و ۲+۲ میلیمتر، انتخاب شدند تا بتوان تأثير ضخامت لايههاي جلويي و عقبي بر مقاومت تغيير شكل ساختار دولایه بررسی شود. نتایج تجربی نشان داد که هنگامی که بین لایهها فاصلهای در نظر گرفته نشده باشد و لایه جلویی استحکام و چگالی كمترى نسبت به لايه عقبى داشته باشد، بيشترين خيز دائمي لايه عقبی تقریباً برابر با بیشترین خیز دائمی لایه جلویی است؛ همچنین یک مدل تحلیلی بافرم بسته مبتنی بر روش انرژی برای ساختارهای دولایه در معرض بار دفعی یکنواخت حاصل از انفجار مخلوط گازها ارائه شد. همچنین، نتایج تحقیقات برای ساختارهای فلزی چندلایه (بدون هیچگونه اتصالی) تحت نفوذ پرتابهها [۲۳] و همچنین تحت بار انفجاری مکرر [۲۴] نشان داد که نحوه لایه چینی ساختارهای چندلایه اهمیت بسیار زیادی در بهبود عملکرد سازه دارد بهطوری که اگر یک ورق آلومینیومی باضخامت زیاد بهعنوان لایه جلویی و یک ورق فولادی بهعنوان لایه عقبی قرار گیرد، عملکرد سازه به طرز شگفتانگیزی بالا می ود.

با مرور مطالعات پیشین محققان، این نتیجه حاصل شد که تحقیقات متنوع و گستردهای اعم از تجربی، تحلیلی و عددی روی پاسخ دینامیکی و تغییر شکل پلاستیک ورق های یک لایه تحت بار انفجاری انجام گرفته [۵–۱۸]؛ اما تحقیقات روی ساختارهای دولایه فلزى تنها تجربى بوده و عملكرد ساختارهاى چندلايه غير همجنس فلزی مشخص نیست [۱۹ و ۲۰]. لذا انجام مطالعات آزمایشگاهی و عددی روی ساختارهای دولایه فلزی ترکیبی بهمنظور مطالعه پارامترهای مختلف مانند جنس ورق و خواص مکانیکی آن، جرم و شعاع جرج، ميزان ايمپالس و نحوه لايهبندي مي تواند از اهميت بالايي برخوردار باشد. با توجه به توضيحات ارائهشده، مهمترين نوآورىهاى تحقیق حاضر در بخش آزمایشگاهی شامل، بررسی رفتار ساختارهای دولايه فلزى تركيبي مس-آلومينيوم تحت بار دفعي غيريكنواخت و مقایسه عملکرد آنها با سایر ساختارهای یک لایه و دولایه است. در بخش عددی، با بهره گیری از نرمافزار المان محدود آباکوس و پس از صحتسنجی نتایج عددی با توجه به دادههای آزمایشگاهی انجامشده در این تحقیق و همچنین نتایج تجربی موجود در مراجع [۱۹ و ۲۰]،

یک مطالعه گسترده پارامتریک انجام می شود که در آن ساختارهای دولایه مختلف آلومینیوم- آلومینیوم، فولاد-فولاد، فولاد-آلومینیوم، مس-آلومینیوم و مس-فولاد در سه ضخامت مختلف ۳+۳ میلی متر، ۴+۲ میلی متر و ۲+۴ میلی متر در نظر گرفته می شود. همچنین در ادامه با استفاده از بانک اطلاعات عددی و تجربی تولیدشده، یک دسته معادله تجربی بر مبنای مفهوم تحلیل ابعادی و اعداد بی بعد برای پیش بینی بیشترین خیز دائمی ساختارهای دولایه فلزی با ترکیب بندی های مختلف تحت بار انفجاری غیریکنواخت ارائه می شود.

۲- مطالعه آزمایشگاهی ۲-۱- تحقیق حاضر

نمونه ورق های مورد آزمایش از دو جنس مختلف مس و آلومینیوم و در ضخامتهای متفاوت ۲ و ۲ میلیمتر تهیه شده است. ابتدا نمونه ورقها بهصورت مربعی در ابعاد ۲۰۰×۲۰۰ میلیمتر برش زده می شوند. ورق های برش خورده جهت نصب در گیری و مهار آن، سوراخ کاری می شوند. سپس نمونه ها میان دو صفحه فولادی به ابعاد ۲۰۰×۲۰۰ میلیمتر و باضخامت ۲۰ میلیمتر قرار دادهشده و بهوسیله پیچهایی که در پیرامون صفحات گیره تعبیهشدهاند، کاملاً مهار می شوند. در وسط هر یک از صفحات گیره، سوراخی به قطر ۱۰۰ میلیمتر ایجادشده است. این سوراخها در صفحه جلویی گیره برای اعمال بار روی ورق و در صفحه پشتی برای امکان خروج و شکل گیری ورق است. در این مجموعه آزمایشها، خرج روی یک فوم پلیاستر که به قطر ۱۰۰ و ضخامت ۱۵ میلیمتر است چسبانده می شود و توسط آن در مرکز لوله نصب می شود. خرج انفجاری بکار رفته در این آزمایشها از نوع سیفور به شکل دیسک با قطر ۲۰ میلیمتر است. این نوع خرج حالت خمیری دارد؛ لذا به آسانی به وسیله یک شابلون بهصورت دیسکی با قطر معین شکل داده می شود. لازم به ذکر است، تنها قطر و وزن خرج انفجاری بهعنوان شاخص و مشخصه اولیه هر آزمایش مورداندازه گیری قرار می گیرد. اندازه ضخامت دیسک خرج نبایستی از یک مقدار معین (یکسوم شعاع دیسک) بیشتر شود، زیرا در غیر این صورت منجر به بروز اختلال در انفجار و محاسبه ایمپالس خواهد شد. چاشنی انفجار از نوع الکتریکی است که بهوسیله یک گرم از خرج در مرکز به دیسک خرج اصلی متصل می شود.

نتايج بهدست آمده در اين مجموعه آزمايش ها، بيانگر پاسخ و

ی (mm)	خيز دائم	(N_{1}) (1)	(mm)	کر آبار	
لايه جلويي	لايه عقبي	ايمپانس (۱۹ ۵)		کد آرمایس	چيدمان
۱۳/۹	14/1	٧/٩		Cu-Al-1	
١۶/٨	۱۶/۹	۹/۸		Cu-Al-2	
T 1/1	۲ ۱/۳	13/4	¥.¥	Cu-Al-3	. IĨ
۲۵/۰	۲۵/۲	۱۵/۱	1+1	Cu-Al-4	مس⊣لوميىيوم
۳ • / ۱	۳٠/۴	۱۷/۳		Cu-Al-5	
۳۵/۳	۳۵/۶	۲ • /۲		Cu-Al-6	

جدول ۱. نتایج کارهای تجربی انجامشده در تحقیق حاضر Table 1. Experimental results in the current study





رفتار مکانیکی ساختارهای دولایه مس-آلومینیوم تحت بارگذاری انفجاری غیریکنواخت است که در آن اثر تغییرات شرایط بارگذاری (مقدار خرج) بر پارامتر اساسی فرآیند؛ یعنی، مقدار خیر مرکز ورق موردتحقیق و بررسی قرارگرفته است. نتایج به دست آمده در جدول ۱ آورده شده است. برای درک بهتر از آزمایش های انجام گرفته، تصویر نمونه های تغییر شکل یافته در شکل ۱ آورده شده است.

۲-۲- ادبیات تحقیق [۱۹ و ۲۰]

در سال ۲۰۱۸، گروه تحقیقاتی ضربه و انفجار دانشگاه کپتاون در آفریقای جنوبی به ارزیابی تغییر شکل پلاستیک و پاسخ دینامیکی سازههای یکلایه و چندلایه فولادی تحت بار دفعی غیریکنواخت پرداخت. تحقیقات پیشین در ادبیات تحقیق نشان میداد که استفاده

از ساختارهای چندلایه بهجای نمونههای یکلایه عملکرد بالستیکی را بهبود میبخشد [۲۳ و ۲۴]؛ اما تأثیر نوع لایهبندی و چیدمان آنها روی مقاومت انفجاری این ساختارها بررسی نشده بود.

لذا، سعید احمد در رساله دکتری [۲۰] خود به بررسی تجربی و المان محدود پاسخ دینامیکی و درک الگوی شکست سازههای یکلایه و چندلایه فولادی با تنش تسلیم بالا از دو نوع مختلف دومکس ۵۵۰ و ۷۰۰ در ضخامتهای مختلف ۴ و ۶ میلیمتری برای ورقهای یکلایه، ۲+۲ میلیمتر، ۳+۳ میلیمتر و ۲+۴ میلیمتر برای ساختارهای دولایه و ۲+۲+۲ میلیمتر برای ساختارهای سهلایه پرداخت. شایان توجه است که با توجه به چیدمان لایهها، یکی دیگر از هدفهای اصلی این تحقیق مقایسه مقاومت انفجاری، میزان جذب

		المبالس				
ی (mm)	خيز دائم	(N•s)	جرم خرج (g)	ضخامت (mm)	کد آزمایش	چيدمان
١.	/۴	77	γ+۱		SA041209SA	
١٧	/٩	۳۸/۱	۱۵+۱		SA041209SB	
74	/۴	40/4	$TT/\Delta + 1$	۴	SA041209SC	ساختار يكلايه
گی جزئی)	۲۹/۵ (پار	$\Delta Y/Y$	۳۰+۱		SA081209SD	
گى	پار	83/4	۳۶/۵+۱		SA151209SE	
لايه جلويي	لايه عقبى					
17/3	١٢/٨	۲ • /۲	γ+۱		SA071209DG	
۲ ۱/۸	22/2	۳۶/۱	۱۵+۱		SA071209DH	
۲۸/۰	$\chi V/\chi$	40/8	$TT/\Delta + 1$	۲+۲	SA071209DI	ساختار دولايه
٣٠/۵	پارگى	۵٩/٩	۳۰+۱		SA151209DJ	
پارگى	پارگى	۶١/٠	$\nabla \mathcal{F} / \Delta + 1$		SA151209DK	

جدول ۲. نتایج تجربی موجود در ادبیات تحقیق [۱۹ و ۲۰] Table 2. Experimental results in the open literature [19, 20]

در جرمهای برابر قبل از وقوع حالتهای مختلف شکست بود. نتایج نشان داد که به ترتیب ساختار دولایه ۳+۳ میلیمتر، ساختار ۲+۴ میلیمتر، ورق یکلایه ۶ میلیمتری و درنهایت ساختار سهلایه ۲+۲+۲ میلیمتری بهترین عملکرد انفجاری را در مقابل بار دفعی غیریکنواخت دارند.

در این سری از آزمایشها [۱۹ و ۲۰]، تمامی نمونههای مورد آزمایش در شرایط دریافت بار دفعی قرار گرفتند. نمونههای آزمایشی بهصورت مربعی شکل در ابعاد ۴۰۰× ۴۰۰ میلیمتر بین دو نگهدارنده فولادی باضخامت ۱۲ میلیمتر و سوراخی به قطر ۲۰۰ میلیمتر در مرکز با پیچ گیردار و درنهایت به آونگ بالستیک سوار و ثابت شدند. برای اعمال بارگذاری انفجاری به نمونههای آزمایشی، از مواد منفجره سیفور به شکل دیسک با قطر ۳۳ میلیمتر استفاده شد و روی یک پد فوم پلیاستر به ضخامت ۱۲ میلیمتر سوار شد. همچنین برای اتصال برقی ماده منفجره به مرکز ورق از یک نانل به جرم ۱ گرم استفاده شد. سرعت تقریبی سوختن ماده منفجره ۷۵۰۰ متر بر ثانیه است [۲۰]. برخی از نتایج تجربی این تحقیق در جدول ۲ گردآوریشده است.

۳– مدلسازی المان محدود

۳-۱- اعمال بارگذاری دفعی غیریکنواخت

مطالعه حاضر بر تغییر شکل پلاستیک و پاسخ دینامیکی ورقهای دایرهای یکلایه و چندلایه تحت بارگذاری انفجاری با توزیع غیریکنواخت متمرکزشده است. مؤثر ترین روش برای توصیف بار انفجار روی ورق می تواند تبدیل انفجار به فشار تحریککننده و آنی سطحی باشد. بااینحال، برای مواردی که بار انفجاری در فاصلههای بزرگ تر از شعاع ورق منفجر شود، برای اعمال بار روی صفحه باید از معادلات فضای اویلری-لاگرانژی [۲۵] و روابط کانوپ [۲۶] استفاده کرد. در روش اول، محیط اویلری از محصولات منفجره و هوا تشکیل شده و توسط فرمولاسیون لاگرانژی تعریف شدهاند. این روش زمان محاسبات را به میزان قابل توجهی افزایش می دهد؛ بنابراین، در این پژوهش به منظور کوتاه کردن زمان فرآیند انجام بارگذاری روی مدلهای عددی فرض می شود که مطابق با شکل ۲، بار انفجاری (\mathbf{R}_0) داشته باشد [۲۷] و پس ازآن به صورت نمایی روی قسمت باقیمانده ورق در





$$P(r,t) = P_1(r) \cdot P_2(t) \tag{1}$$

که در آن

$$P_{1}(r) = \begin{cases} P_{0} & r \leq R_{0} \\ P_{0}e^{-k(r-R_{0})} & R_{0} < r < R \\ 0 & r \geq R \end{cases}$$
(7)

$$P_2(t) = e^{2t/t_0} \tag{(\%)}$$

در معادلات فوق، $R_0 \in R$ به ترتیب شعاع بار انفجاری و ورق را مشخص کنید، درحالیکه $k \in t_0$ به ترتیب ثابت تابعنمایی و مشخصه زمان برای پالس فشار هستند [۲۷ و ۲۸]. مشخصه زمان برای پالس فشار با تقسیم شعاع بار انفجاری بر سرعت سوختن ماده منفجره به دست میآید. ثابت تابعنمایی از طریق معادله تجربی زیر به دست

$$0.15 < R_0/R < 0.6$$

 $k = 130 - 261(R_0/R) + 948(R_0/R)^2$

با توجه به انجام آزمایشهای تجربی، نسبت R/R₀ محدود می شود؛ هرچند که با توجه به نسبت درنظر گرفته شده برای انجام آزمایشهای این تحقیق که ۲/۰ است، این معادله تجربی برای مطالعه حاضر برقرار هست. درنهایت، ایمپالس کلی به صورت معادله زیر تعریف می گردد [۲۷ و ۲۸].

$$I = 2\pi \int_{0}^{\infty} \int_{0}^{R} P(r,t) dr dt$$
 (Δ)

گاهی برای بارگذاری وابسته به مکان و زمان که در آنها این دو وابستگی قابلتفکیک باشند، میتوان از امکانات خود نرمافزار استفاده نمود. حال اگر این دو وابستگی قابلتفکیک نباشند، استفاده از سابروتین نویسی ضرورت دارد. سابروتین این امکان را به کاربر میدهد بارگذاری را به صورت تابعی از زمان و مکان همچنین وابسته



شکل ۳. مدل سهبعدی ساختارهای دایرهای یکلایه و چندلایه در مقیاس کامل؛ الف) مدل سهبعدی، ب) مش بندی Fig. 3. Full scale 3D numerical model for single- and multi-layered circular plates; a) 3D model, b) FE mesh

به شماره المان، شماره نقطه انتگرالگیری و لایه مشخص نماید. لذا در این تحقیق، بهمنظور مدلسازی توزیع بار انفجاری روی سطح ورق از سابروتین VDLOAD (بارگذاری Expilicit) در نرمافزار فرترن استفاده میشود که با توجه به میزان ایمپالس آزمایشها، تابع فشار را تخمین میزند و بهعنوان ورودی به ورق اعمال میکند. سابروتین نویسی در آباکوس به زبان برنامه نویسی فرترن انجام میشود؛ ازاین رو، برای استفاده از این قابلیت در آباکوس نیاز به لینک کردن کامپایلر زبان فرترن با آباکوس است چراکه هسته اصلی محاسباتی در نرمافزار آباکوس با این زبان برنامه نویسی نوشته شده است. برای این منظور از نسخه مناسب نرمافزار ویژوال استودیو در حکم بستر برنامه نویسی استفاده شد که کامپایلر فرترن روی آن سوار شد.

۲-۳- هندسه و شرایط مرزی

در این پژوهش، مدلهای سهبعدی ساختارهای دایرهای یکلایه و چندلایه در مقیاس کامل با استفاده از نرمافزار آباکوس توسعه دادهشده است. با توجه به تقارن ساختار در هر دو جهت و همچنین کاهش هزینههای محاسباتی، تنها یکچهارم از هر ورق یکلایه و چندلایه با استفاده از شرایط مرزی مناسب در طول صفحات تقارن مدلسازی شده است. ابعاد، سطح بارگذاری، تولید مش و شرایط

مرزی برای یک ساختار چندلایه در شکل ۳ نشان دادهشده است که مطابق با تحقیق [۱۹ و ۲۰] است. در این شکل برای گرههای نشاندادهشده رو محورهای تقارن ZX و ZY، از شرایط مرزی متقارن استفادهشده است. درحالی که دو لبه دیگر بین دو نگهدارنده با عناصر سهبعدی صلب بسته شدند. طول اضافی ۱۰۰ میلی متر در هر طرف ورق برای سطح تماس با نگهدارنده در نظر گرفته شده است. برای تعریف المان مش برای ورق از عنصر جامد استفاده شده که یک عنصر هشت گرهای کاهشی و با کنترل ساعت شنی است.

تمام مدلهای عددی بین دو نگهدارنده فوقانی و تحتانی در امتداد محیط ورق سفت و محکم بستهشدهاند و از نیروی نگهدارنده برای تعریف این بخش استفادهشده است. گیرهها با استفاده از المانهای چهار گرهای سهبعدی گسسته اعمال شدند. تماس سخت با جدایی مجاز بهعنوان رفتار عمودی یا نرمال و همچنین تماس پنالتی با ضریب ۹/۹ بهعنوان رفتار مماس تعریف شدند [۲۰]. این موضوع، وضعیت مرزی واقع گرایانه یک نگهدارنده واقعی را شبیهسازی می کند که کمی اجازه کشیدگی و لغزش در ورق را میدهد. برای کاهش زمان محاسبه، پارتیشنهایی نیز بهعنوان مناطق بارگذاری و تماس خارجی ایجاد شد. در کلیه تنظیمات، اندازه مش در منطقه بارگذاری

خارجی، اندازه مش کمی افزایش داده شد.

۳-۳- مدل ساختاری ماده و مدل شکست

جهت ارزیابی پدیده نفوذ پرتابه در اهداف و همچنین بارگذاری انفجار سازهها، مشخصههای مکانیکی و حرارتی مواد نقش مهمی بر پاسخ نهایی دارند و تأثیر این پارامترها روی دقت نتایج بهدست آمده از شبیه سازی عددی بسیار زیاد است؛ لذا در پژوهش حاضر، برای انجام شبیه سازیها از مدل الاستو ویسکو-پلاستیک و شکست جانسون-کوک که پیش تر در سال ۱۹۸۵ میلادی ارائه شده، استفاده شده است که اثر نرخ کرنش و همچنین تغییرات دمایی را روی تنش سیلان در نظر می گیرد. مدل الاستو ویسکو-پلاستیک جانسون-کوک شامل اثر تنش تسلیم، جریان پلاستیک، سخت شوندگی نرخ کرنش، در این مدل، تنش معادل فون میسز $\overline{\sigma}$ به عنوان تابعی از کرنش پلاستیک معادل ^{1q - 3}، نرخ کرنش پلاستیک معادل ^{1q - 3}، نرخ کرنش پلاستیک مرجع معادل م³ و دمای همگن \hat{T} مطابق رابطه تجربی

$$\overline{\sigma} = \underbrace{\left[A + B\left(\overline{\varepsilon}^{pl}\right)^{n}\right]}_{\text{Hardening}} \underbrace{\left[1 + C\ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}^{pl}}{\dot{\varepsilon}_{0}}\right)\right]}_{\text{Viscosity}} \underbrace{\left[1 - \hat{T}^{m}\right]}_{\text{Softening}}$$
(%)

m و n پارامترهای کارسختی، m و n پارامترهای کارسختی، m کمیت ثابت ماده و C شاخص سختشوندگی نرخ کرنش است. این پنج کمیت ثابت ماده از انجام آزمونهای کشش مختلف روی ماده به دست میآیند. دمای همگن برای یک ماده به صورت رابطه (۷) تعریف می گردد [۲۹ و ۳۰]:

$$\hat{T} = \begin{cases} 0 & T < T_0 \\ (T - T_0) / (T_{melt} - T_0) & T_0 \le T \le T_{melt} \\ 1 & T > T_{melt} \end{cases}$$
(Y)

که در آن T₀ ،T و T_{melt} به ترتیب دمای فعلی، دمای محیط و دمای نقطه ذوب مواد هستند. از آنجاکه پاسخ دینامیکی در محیطهای انفجاری بسیار سریع است، با فرض اتلاف کار پلاستیکی که به افزایش

درجه حرارت آدیاباتیک تبدیل می شود، می توان تغییرات دمایی در زمان یک نمونه را مطابق رابطه (۸) تعیین کرد [۲۹ و ۳۰]:

$$\Delta T = \int_0^{\overline{\varepsilon}^{pl}} \frac{\chi}{\rho C_p} \overline{\sigma} d\overline{\varepsilon}^{pl} \tag{A}$$

که در آن ρ چگالی ماده، C_p بیانگر ظرفیت حرارتی ماده در فشارثابت و χ ضریب تیلور-کوینی است. معمولاً ضریب تیلور-کوینی برای مواد فلزی ۲/۹ در نظر گرفته میشود بدان معنا که %۹۰ کار پلاستیک به گرما تبدیل میشود و ۱۰٪ کار پلاستیک در مواد ذخیره میشود [۲۹ و ۳۲].

معیار خسارت جانسون-کوک یک مدل از مدلهای آسیب نرم است و توانایی پیش بینی شکست نرم را نیز دارا است. لذا به منظور توصیف رفتار شکست ماده در ورق، یک مکانیسم خرابی شامل یک معیار شروع آسیب همراه با قانون تکامل آسیب تعریف شده است. معیار شروع آسیب بر اساس مدل شکست جانسون-کوک است و بر اساس مقدار کرنش پلاستیک معادل در نقطه ادغام المان طبق رابطه (۹) توصیف شده است. آسیب در یک المان در حالی آغاز می شود که پارامتر آسیب انباشته ۵ بیش از یک باشد [۲۹ و ۳۰]:

$$\omega = \sum \left(\frac{\Delta \overline{\varepsilon}^{pl}}{\overline{\varepsilon}_D^{pl}} \right), \quad 0 \le \omega \le 1$$
(9)

که در آغاز آسیب ${}^{I}_{D}$ بهعنوان پلاستیک معادل پلاستیک تعیینشده است و ${}^{I}_{D}$ نشاندهنده افزایش پلاستیک معادل پلاستیک است که در طی چرخه تغییر شکل اتفاق میافتد. در این مدل شکست جانسون-کوک، کرنش معادل در لحظه آغاز شکست ماده به صورت تابعی از تنش سه محوره بیبعد، نرخ کرنش بیبعد و دمای بیبعد در نظر گرفته می شود. بر طبق این مدل، مقدار بیبعد و دمای بیبعد در نظر گرفته می شود. بر طبق این مدل، مقدار کرنشی معادلی که یک ماده تا لحظه شکست می تواند تحمل نماید، مطابق رابطه (۱۰) بر حسب کمیتهای ثابت ماده D_1 تا D_2 محاسبه می شود [۲۹ و ۳۰].

$$\overline{\varepsilon}_{D}^{pl} = \left[D_{1} + D_{2} \exp\left(D_{3} \frac{\sigma_{m}}{\overline{\sigma}}\right) \right]$$
Stress triaxiality
$$\left[1 + D_{4} \ln\left(\frac{\dot{\overline{\varepsilon}}^{pl}}{\dot{\varepsilon}_{0}}\right) \right] \underbrace{\left[1 + D_{5}\hat{T}\right]}_{\text{Temperature}}$$
(1 •)

رفتار ماده برای شروع خسارت با تکامل آسیب تعریف میشود. تکامل آسیب، کاهش استحکام ماده را درحالی که معیار شروع آسیب ارضا شود، توضیح میدهد. فرآیند تکامل آسیب در حالی رخ میدهد که مقدار کرنش پلاستیک معادل انباشته برابر با $\overline{B}^{p_{1}}$ گردد و متغیر تکامل آسیب صفر است (0 = 1, D = 0). همچنین متغیر تکامل آسیب برابر ۱ است، درحالی که کرنش پلاستیک معادل $\overline{B}^{p_{1}}$ به مقدار بحرانی کرنش پلاستیک شکست معادل $f_{f}^{p_{1}}$ میرسد. در این شرایط، کرنش پلاستیک شکست معادل $\overline{f}^{p_{1}}$ بهشدت به طول مشخصه المان بعرانی کرنش پلاستیک شکست معادل ایر کرنش بلاستیک شکست معادل ایر کرنش بلاستیک شکست معادل ایر کرنش با است، در حالی که کرنش بستگی دارد و نمی توان آن را کرد؛ بنابراین، قانون تکامل خسارت با رابطه (۱۱) برحسب جابجایی پلاستیک معادل تعریف میشود [۳]:

$$\overline{u}^{pl} = L\left(\overline{\varepsilon}^{pl} - \overline{\varepsilon}_D^{pl}\right) \tag{11}$$

که در آن L به هندسه المان بستگی دارد و آن را بهعنوان ریشه مکعب حجم نقطه ادغام در مطالعه حاضر در نظر گرفته می شود. جابجایی پلاستیک معادل، طول مشخصه المان را جهت کاهش وابستگی مش از نتایج در محلی سازی کرنش در نظر می گیرد. یک شکل خطی از قانون تکامل خسارت ازنظر جابجایی پلاستیک شکست معادل به شرح رابطه (۱۲) است [۳۱]:

$$D = \frac{\overline{u}^{pl}}{\overline{u}_f^{pl}}, \quad 0 \le D \le 1 \tag{17}$$

معادله فوق تأیید می کند که سختی ماده هنگامی که جابجایی پلاستیک معادل برابر با جابجایی پلاستیک معادل در نقطه شکست باشد، کاملاً تخریب و تنزل می یابد. در هر زمان مشخص هنگام تجزیه وتحلیل یک المان آسیب دیده، تنش واقعی تنزل یافته ^۱، بر حسب تنش مؤثر به صورت رابطه (۱۳) بیان می شود [۳۱]:

$$\sigma = (1 - D)\overline{\sigma} \tag{17}$$

۳-۴- اعتبارسنجي مدل المان محدود

در این بخش، اعتبار و صحت مدل های عددی با مقایسه نتایج

تجربی ارائهشده در مطالعه حاضر و همچنین نتایج تجربی موجود در مراجع [۱۹ و ۲۰] ارزیابی می گردد. شبیه سازی های انجام شده برحسب نسبت بیشترین خیز دائمی ساختار به ضخامت آن برای چیدمانهای مختلف، ارائه می شود. در شبیه سازی های عددی، یک مدل ۱/۴ متقارن سهبعدی ساخته شده و با المان های خطی چهار ضلعی جامد ۲×۲×۱ میلیمتر مش زدهشده است. برای تعیین ضرایب ماده در مدل پلاستیسیته جانسون-کوک برای دو ماده دومکس ۵۰۰ و ۷۰۰ که سعید احمد در تحقیقات تجربی خود استفاده کرده بود، از نتایج تحقیق در مراجع [۱۹ و ۲۰] استفاده شد. برای تعریف تماس بین نگهدارندهها و ورقهای مدلسازی شده، الگوریتم تماس سطح به سطح با استفاده از روش ینالتی بکار گرفته شد. همچنین هیچگونه فضا یا شکافی بین سطح ورقها در ساختارهای چندلایه در نظر گرفته نشد. مدتزمان بارگذاری بار انفجاری در این مرحله مطابق با آنچه در بخش بارگذاری بیان شد، اعمال گردید و همچنین میزان کل زمان برای اعمال بارگذاری و اجازه تغییر شکل به ورق ۵ میلی ثانیه در نظر گرفته شد. این بدان معناست که بارگذاری انفجاری رو نمونه و ساختار تنها درزمانی بسیار کوتاه در حد میکروثانیه اعمال می گردد و باقی زمان صرف تغییر شکل و ارتعاش سازه می گردد.

۴- مطالعه پارامتریک

در این بخش، مطالعه پارامتریک عمیقی روی تغییر شکل پلاستیک بزرگ ورقهای دایرهای یکلایه و دولایه تحت بارهای انفجار غیریکنواخت برای تولید دادههای خام و ارزیابی مقاومت انفجاری ساختارهای یکلایه و دولایه انجامشده است. در تمامی مدلهای عددی، شعاعهای ۱۰۰ و ۱۵۰ میلیمتر برای ورقهای دایرهای کاملاً گیردار باضخامت معادل ۶ میلیمتر برای کل ساختار شامل ۵/ ۱۶، ۲۰، ۲۷ و ۲۱/۵ میلیمتر در شبیهسازیهای عددی در نظر گرفتهشده است. چهار حالت مختلف برای شعاع خرج انفجاری نقامل ۵/ ۱۶، ۲۰، ۲۷ و ۲۱/۵ میلیمتر در شبیهسازیهای عددی در نظر گرفتهشده است تا بتوان مطالعه مناسبی روی اثر شعاع خرج انفجاری روی پاسخ دینامیکی و تغییر شکل پلاستیک ساختارهای دایرهای دولایه تحت بارهای انفجار غیریکنواخت انجام داد. مطالعات روی سه ترکیببندی مختلف ۳+۳، ۴+۲ و ۲+۴ میلیمتر انجام شد روی سه ترکیببندی مختلف ۳+۳، ۴+۲ و ۲+۴ میلیمتر انجام شد روی سه ترکیببندی مختلف ۳+۳، ۴۰۲ و ۲+۴ میلیمتر انجام شد روی سه ترکیببندی مختلف ۳۲۰، ۴۰۲ و ۲۰۴ میلیمتر انجام شد روی سه ترکیببندی مختلف ۳۰۲، ۴۰۲ و ۲۰۴ میلیمتر انجام شد

¹ True degraded stress

لومینیوم، فولاد و مس	سه ماده مختلف آ	جانسون-کوک برای 🛛	سيته و شكست	۳. ضرایب مدل پلاستی	جدول
----------------------	-----------------	-------------------	-------------	---------------------	------

[m]	آلومينيوم (1100-H12)	فولاد (Weldox 460E)	G 1	
مس [۲۰]	[٣٣]	[٣٢]	علائم	حواص ماده
174	80/V87	۲۰۰	E (GPa)	مدول الاستيسيته
۰/۳۴	• /٣	• /٣٣	ν	ضريب پواسون
۸۹۶۰	۲۷۰۰	۷۸۵۰	$ ho(kg/m^3)$	چگالی
٩٠	148/281	49.	A (GPa)	5
292	340/014	٨٠٧	B (GPa)	تنش تسلیم و سحتشوندگی حین
• /٣١	•/\\\\	• /٧٣	n	درنش
١	١	•/•••۵	$\dot{\varepsilon}_0(1/s)$	
۰/۰۲۵	•/••)	•/• 17	С	سختشوندکی نرح کرنش
293	292	79 ٣	$T_0(\mathbf{K})$	
1808	٨٩٣	۱۲۰۰	$T_{\rm melt}({f K})$	دما
١/• ٩	٠/٨۵٩	•/94	т	
ሻላሻ	٩٢٠	401	$C_p(J/kgK)$	گرمای ویژه
•/۵۴	• / • Y)	• / • V • ۵	D_1	
۴/۸۹	١/٢۴٨	1/422	D_2	
-٣/•٣	-1/147	-•/۵۴	D_3	ضريب شكست
-•/•14	•/\۴٧	-•/• \ T W	D_4	
1/17	•	•	D_5	

Table 3. Parameters for Johnson-Cook plasticity and fracture models for aluminum, steel, and copper materials

ایمپالس ۱۰ تا ۱۱۰ نیوتن در ثانیه مورد تحلیل و بررسی قرار گرفت. این محدوده بهاندازه کافی وسیع است تا بتوان تمامی پاسخهای غیر الاستیک و شکست نمونه را پوشش داد. مدتزمان بارگذاری انفجاری در نظر گرفتهشده در مدلهای عددی با توجه به شعاع خرجهای ۱۶/۵، ۲۰، ۲۷ و ۲۱/۵ میلیمتر به ترتیب ۲/۲، ۲/۶۶، ۲/۶ و ۴/۲ میکروثانیه لحاظ شد. همچنین سه ماده مختلف آلومینیوم، فولاد و مس مطابق با جدول ۳ برای بخش مطالعه پارامتریک در نظر گرفتهشدهاست.

۵- مدلسازی بیبعد

بررسی اثر بار دفعی روی سازهها بسیار پیچیده و وابسته به بسیاری از پارامترهای مؤثر است؛ بنابراین مدلسازی تجربی بر اساس تحلیل

ابعادی میتواند یک روش مفید برای مطالعه این گونه فرآیندها باشد. در این بخش از تحقیق، سعی بر آن است تا بتوان روابطی تجربی برای پیشبینی پاسخ دینامیکی ساختار دولایه دایرهای در معرض بارگذاری غیریکنواخت با استفاده از نتایج مطالعه پارامتریک ارائه شود. باید در نظر داشت که تعیین اعداد بیبعد در تجزیهوتحلیل گامی مهم قبل از بهدست آوردن فرمول تجربی است. چندین محقق از قبیل جونز و لی (۳۴]، پارک و چو [۳۵]، میرزابابای مستوفی و همکاران [۳۶–۵۱] و بوراک [۵۲] از تحلیل ابعادی برای بهدست آوردن قوانین مقیاس بندی و ارزیابی رفتار ساختارها در برابر بارگذاری دفعی استفاده کردهاند. در سال ۲۰۱۷ و ۲۰۲۰، بابایی و میرزابابای مستوفی به ترتیب

معادلات تجربی جدیدی را به همراه اعداد بیبعد اصلاحشده برای ورقهای یکلایه فولادی مستطیلی و دایرهای در معرض بارگذاری

دفعی یکنواخت و غیریکنواخت ارائه دادند که در آن اثرات هندسه ساختار، اینرسی و بار دینامیکی اعمالشده، مقاومت مواد در برابر تغییر شکل پلاستیک، حساسیت نرخ کرنش ماده، شعاع و فاصله خرج تا سازه برای بارگذاری غیریکنواخت در نظر گرفتهشده بود. در سال ۲۰۲۰ [۳۷]، آنها نسبت بیشترین خیز دائمی ورق دایرهای به ضخامت آن در معرض بار دفعی غیریکنواخت را به صورت رابطه (۱۴) بیان نمودند با این توضیح که در این حالت فاصله بین خرج و ورق صفر بوده و خرج انفجاری روی نمونه قرار داده شده است.

$$\frac{W_0}{H} = f\left(\lambda, \theta, \frac{R_0}{R}\right) \tag{14}$$

 θ که در آن مطابق با روابط (۱۵) و (۱۶) λ عدد بی بعد جونز و θ حساسیت ماده به نرخ کرنش را در نظر می گیرد. در رابطه ۱۶، p و D کمیتهای ثابت ماده در معادله کوپر-سیموندز هستند و مقادیر آن به راحتی از مراجع قابل استخراج است.

$$\lambda = \frac{4\rho V_0^2}{\sigma_0} \left(\frac{L}{H}\right)^2 \tag{10}$$

$$\theta = \left(\frac{I}{3\sqrt{2}\pi\rho R^4 D}\right)^{\frac{1}{q}} \tag{19}$$

با استفاده از ایده ارائهشده برای ساختارهای یکلایه دایرهای تحت بار دفعی یکنواخت و غیریکنواخت در سال ۲۰۲۰، نسبت بیشترین خیز دائمی ورق به ضخامت برای ساختارهای دایرهای دولایه در معرض بار دفعی غیریکنواخت بهصورت رابطه ۱۷ بیان میشود که زیرنویسهای f و b به ترتیب نماد لایههای جلویی و عقبی هستند:

$$\frac{W_0}{H} = f\left(\lambda_f, \lambda_b, \theta_f, \lambda_b, \frac{R_0}{R}\right) \tag{1Y}$$

بر اساس تئوری پای-باکینگهام، رابطه (۱۷) میتواند بهصورت رابطه (۱۸) بیان می گردد:

$$\pi_{0} = C \cdot (\pi_{1})^{\alpha_{1}} \cdot (\pi_{2})^{\alpha_{2}} \cdot (\pi_{3})^{\alpha_{3}} \cdot (\pi_{4})^{\alpha_{4}} \cdot (\pi_{5})^{\alpha_{5}}$$
(1A)

$$\pi_{0} = \frac{W_{0,f}}{H_{t}} \text{ or } \frac{W_{0,b}}{H_{t}}, \ \pi_{1} = \lambda_{f}, \ \pi_{2} =$$

$$\lambda_{b}, \ \pi_{3} = \theta_{f}, \ \pi_{4} = \lambda_{b}, \ \pi_{5} = \frac{R_{0}}{R}$$
(19)

$$H_t = H_f + H_b \tag{(7.)}$$

اکنون برای پیدا کردن ضرایب مجهول موجود در رابطه (۱۸) از روش تجزیه مقادیر منفرد [۳۶ و ۳۷] استفاده می شود. این روش می تواند منطق موجود بین داده های ورودی و خروجی را شناسایی کند.

۶– نتایج و بحث

۶-۱- صحتسنجی مدل عددی

در اولین گام از این بخش برای صحتسنجی مدل عددی، به مقایسه نتایج تجربی انجامشده در این تحقیق و نتایج عددی پرداخته می شود. بدین منظور، نتایج تجربی و عددی مربوط به بیشترین خیز دائمی ساختارهای دولایه مس-آلومینیوم تحت بارگذاری دفعی غیریکنواخت در جدول ۴ نشان داده شده است.

در دومین گام از این بخش و برای نشان دادن دقت مدل عددی، نتایج تجربی موجود در مراجع [۱۹ و ۲۰] با نتایج شبیه سازی های عددی در شکل ۴، نتایج تجربی و شبیه سازی برای بیش ترین خیز دائمی ساختارهای دایروی یک لایه و چند لایه تحت بار دفعی غیریکنواخت ارائه شده است.

در شکل ۴، خط منقطع قرمز ۴۵ درجه بیان کننده منطبق بودن نتایج تجربی گزارش شده توسط احمد با نتایج به دست آمده از جدول ۴. مقايسه نتايج تجربي تحقيق حاضر و شبيهسازىهاي عددي براي لايه عقبي ساختارهاي دولايه مس–آلومينيوم

Table 4. A	comparison	between	experimental	and	numerical	results	conducted	in the	e current	study 1	for (louble-l	ayered
				cop	oper-alumi	num pla	ates						

(/) . iN= i 1	یز دائمی (mm)	خ	(N•s) 111	
	شبیهسازی عددی	تجربى		چيدهان
۴/۳	1 <i>۴</i> /۷	14/1	٧/٩	Cu-Al-1
۵/۳	۱۷/٨	۱۶/۹	٩/٨	Cu-Al-2
۵/۱	22/4	۲ ۱/۳	۱۳/۴	Cu-Al-3
۶/٣	٢۶/λ	۲۵/۲	۱۵/۱	Cu-Al-4
Δ/\mathcal{F}	37/1	٣•/۴	۱۷/۳	Cu-Al-5
۴/٨	۳٧/٣	۳۵/۶	۲ • /۲	Cu-Al-6



شکل ۴. مقایسه بین نتایج شبیهسازی عددی با نتایج تجربی [۱۹ و ۲۰] برای خیز دائمی لایههای عقبی

Fig. 4. A comparison between experimental [19, 20] and numerical results for permanent deflection of back layers

شبیه سازی های عددی و نتایج تجربی تحقیق حاضر و ادبیات تحقیق [۱۹ و ۲۰]، میتوان از مدل عددی برای مطالعه پاسخ دینامیکی و رفتار ورق های دولایه فلزی با جنس های مختلف تحت بار انفجاری غیریکنواخت استفاده کرد.

نتایج مربوط به بیشترین خیز دائمی و همچنین گذرای ساختارهای یکلایه و چندلایه دایروی تحت بارگذاری دفعی غیریکنواخت در جدول ۵ و جدول ۶ دادهشده است. شایانذکر است که نتایج پاسخ گذرای ساختارها در اولین قله از تاریخچه زمانی جابجاییهای نقطه مرکزی ورق ثبتشده است. همانطور که در ستون اختلاف در جداول ۱ و ۲ نشان دادهشده است، برای کلیه موارد، اختلاف بین نتایج شبیه سازی های عددی است. محدوده سفیدرنگ بین دو خط ممتد مشکی نشان دهنده محدوده خطای ۱۰٪ است؛ بنابراین، توافق بسیار خوبی بین نتایج تجربی با شبیه سازی های عددی برای چیدمان های مختلف لایه ها مشاهده می شود. اختلاف جزئی موجود بین این دودسته از نتایج را می توان به دقت اندازه گیری ضرایب ماده در مدل پلاستیسیته و شکست جانسون کوک و همچنین این واقعیت که تمامی ایمپالس ناشی از انفجار ماده منفجره به پاندول بالستیک وارد نمی شود، نسبت داد. هرچند با توجه به محدودیت ها و پیچید گی های مدل پلاستیسیته و شکست جانسون کوک، این مقدار از اختلاف قابل چشم پوشی است. با توجه به اختلاف کم و قابل قبول بین نتایج جدول ۵. نتایج تجربی [۱۹ و ۲۰] و شبیهسازیهای عددی برای پاسخ دائمی و گذرای ساختارهای یک لایه تحت بار دفعی غیریکنواخت

اختلاف	ی عددی	شبيەسازى	تجربى	ايمپالس	جرم خرج	چيدمان
(%)	خیز گذرا (mm)	خیز دائمی (mm)	خیز دائمی (mm)	(N ⋅s)	(g)	يکلايه
۶/۷	۱۵	11/1	۱۰/۴	77	٨	M4-1-550MC
Δ/V	$\chi V / 1$	$\Upsilon \Delta / \Lambda$	7 <i>F</i> / <i>F</i>	۴۵/۴	۲۳/۵	M4-2-550MC
۲/۷	14/4	11/8	۱ ۱ /۳	۲٢/۵	۱.	M4-1-700MC
•/۵	Y 1/1	۲ • /۲	۲ • / ۱	۴۱/۱	١٨	M4-2-700MC
V/r	٣٠	29/1	۳۱/۴	۶۸/۸	۳۳	M4-3-700MC
۶/۷	۱۳/۸	11/1	۱۰/۴	γ / χ_{λ}	١٨	M6-1-700MC
۴/۶	۱۵/۴	۱۳/۵	17/9	۴۵/۴	22	M6-2-700MC
٣/۴	18/9	Δ/Γ	۱۴/۸	54/3	۲۷	M6-3-700MC
٣	۱۸/۶ ۱۷/۳		۱۶/۸	۶۷/۱	٣٣	M6-4-700MC

 Table 5. Experimental [19, 20] and numerical results for transient and permanent responses of monolithic plates under localized impulsive loading

جدول ۶. نتایج تجربی [۱۹ و ۲۰] و شبیهسازیهای عددی برای پاسخ دائمی و گذرای ساختارهای دولایه تحت بار دفعی غیریکنواخت

 Table 6. Experimental [19, 20] and numerical results for transient and permanent responses of double-layered plates under localized impulsive loading

اختلاف		ی عددی	شبيەساز		ربى	تج	ايمپالس	جرم خرج	چيدمان
(%)	(mm)	خيز گذر	ی (mm)	خيز دائم	دائمی m۱)	خيز ، m)	(N ⋅s)	(g)	دولايه
	عقب	جلو	عقب	جلو	عقب	جلو			
۵/۹	۲٣/٩	۲۰/۶	۲۳/۱	۱۹/۲	۲۱/۸	-	366/1	18	D22-1-550MC
۲/۵	۲٩/۵	۲۵/۸	۲۸/۷ ۲۴/۴		۲۸/۰ –		۴۵/۶	۲۳/۵	D22-2-550MC
۶/۲	۱۵/۲	11/8	\X/Y \Y/F \Y/Y \\/Y		۱۲/۹ –		Y 1/V	١٠	D22-1-700MC
∇ / V	۲۱/۵	۱٩/٩	$17/\gamma$ $1.7/\tau$ 7.7 $10/\Lambda$		۲۱/۴ –		۳۵/۴	١٨	D22-2-700MC
۶/٩	۲٧/٩	22/8	21/1	۲ ۱/۲	۲٩/١ –		۵۲/۸	۲۷	D22-4-700MC
۴/۳	۱۵/۶	14/1	14/8	۱۲/۳	14/.	-	47/3	۲۲	D33-1-700MC
۲/۵	۱۸/۴	18/4	18/8	۱۴/۵	18/5	-	54/1	۲۷	D33-2-700MC
۴/۸	۱۸/۷	۱۷/۳	۱۷/۸	18/•	۱۸/۷	-	87/1	٣٣	D33-3-700MC
۵/٣	۱۴/۸	14/.	١٣/٧	۱۰/۹	۱۳/۰	-	۳٧/٣	١٨	D42-1-700MC
۱/۵	۲۰/۶	۱۹/۸	۲۰/۱ ۱۸/۰		۲۰/۴ –		88/1	٣٣	D42-2-700MC
۴/۹	22/.	۲۱/۰	۲۱/۵ ۱۹/۷		77/8 –		V7/V	۳۸	D42-3-700MC
۶/٣	۲۴/۵	۲۳/۳	۲۳/۷	۲۱/۸	۲۵/۳	-	٨۵/۵	44	D42-4-700MC



شکل ۵. تاریخچه جابجایی-زمان عددی برای مرکز ساختار ۲۰–۱۰۰–DWW۳۳ در ایمپالسهای متفاوت

Fig. 5. Numerical displacement-time history for DWW33-100-20 configurations at the plate center for different impulses



شکل ۶. نمودار نتایج شبیهسازی بهدست آمده برای بیشترین خیز دائمی لایه عقبی ساختارهای دولایه DWA برحسب ایمپالسهای مختلف Fig. 6. The obtained numerical results for back layer deflection of DWA versus different impulses

تجربی و شبیه سازی ازنظر بیش ترین خیز دائمی لایه عقبی کمتر از ۷/۳ درصد است و توافق معقولی مشاهده می شود. درنتیجه، از مدل عددی می توان با اطمینان برای ارزیابی تغییر شکل پلاستیک بزرگ ورق های دایره ای یک لایه و چند لایه تحت بارهای انفجار غیریکنواخت استفاده کرد.

۲-۶- نتایج مطالعه پارامتریک

در مطالعه عددی حاضر، ترکیببندیهای مختلف در معرض بار



شکل ۷. نمودار نتایج شبیهسازی بهدست آمده برای بیشترین خیز دائمی لایه عقبی ساختارهای دولایه DCW برحسب ایمپالسهای مختلف Fig. 7. The obtained numerical results for back layer deflection of DCW versus different impulses



شکل ۸. نمودار نتایج شبیهسازی بهدست آمده برای بیشترین خیز دائمی لایه عقبی ساختارهای دولایه DCA برحسب ایمپالسهای مختلف Fig. 8. The obtained numerical results for back layer deflection of DCA versus different impulses

۵۵ نیوتن در ثانیه است، در شکل ۵ نشان داده شده است. این شکل، ویژگیهای پاسخ ساختار به دلیل بارگذاری دفعی غیریکنواخت توضیح می دهد و می توان از آن نتیجه گرفت که ار تعاشات الاستیک و برگشت الاستیک فنری با افزایش ایمپالس و همچنین برای ایمپالسهای بیشتر از ۱۰ نیوتن در ثانیه از بین می روند، انرژی کرنش الاستیک ناچیز است و بیشتر تغییر شکلها به صورت پلاستیک و دائمی است. در شکل ۶، شکل ۷، شکل ۸ شکل ۹ و شکل ۱۰، مقدار جابجایی و تغییر شکل پلاستیک برای مرکز لایه عقبی بر حسب ایمپالسهای

دولايه، M_f ماده لايه جلويى، M_b ماده لايه عقبى، H_f ضخامت لايه جلويى، R_f ماده لايه عقبى، R_f محامت لايه عقبى، R معاع ورق و R_0 معاع خرج انفجارى است. در اين جداول، ρ_A چگالى سطحى ساختار است كه از رابطه رابط $\rho_f = \rho_f H_f + \rho_b H_b$ به دست مىآيد كه در آن ρ_f و ρ_f نيز به ρ_b به ترتيب بيانگر خخامت لايه جلويى و عقبى است.

در مرکز DWW۳۳-۱۰۰-۲۰ در مرکز ورق هنگامی که ایمپالسهای اعمالی به نمونه برابر با ۱۰، ۲۰، ۴۰ و



شکل ۹. نمودار نتایج شبیهسازی بهدست آمده برای بیشترین خیز دائمی لایه عقبی ساختارهای دولایه DWW بر حسب ایمپالسهای مختلف Fig. 9. The obtained numerical results for back layer deflection of DWW versus different impulses



شکل ۱۰. نمودار نتایج شبیهسازی بهدست آمده برای بیشترین خیز دائمی لایه عقبی ساختارهای دولایه DAA برحسب ایمپالسهای مختلف Fig. 10. The obtained numerical results for back layer deflection of DAA versus different impulses

چینی متفاوت است و مقاومت انفجاری ساختارهای مختلف دولایه با یکدیگر کاملاً تفاوت دارد. این اثر، همان گونه که در شکل ۶ و شکل ۷ نشان دادهشده است، برای ساختارهای DWA و DCW زمانی که مقادیر شعاع خرج و ایمپالس ثابت است، بیشتر احساس میشود. برای حالتهای مشابه بارگذاری، مقایسه بین مقدار بیشترین خیز دائمی لایههای عقبی بیان گر آن است که زمانی که اهداف از ترکیب مواد مشابه ساختهشدهاند (DWA و DAA)، ساختار دولایه ۲+۴ مختلف برای نمونههای دولایه با مواد متفاوت فولاد Weldox مختلف برای نمونههای دولایه با مواد متفاوت فولاد 460E

در شکلهای ۶ تا ۱۰، همانطور که انتظار میرفت، با افزایش ایمپالس و به دلیل افزایش انرژی جنبشی، مقدار بیشترین خیز دائمی لایههای عقبی و جلویی بهصورت خطی افزایش مییابد. نتایج شبیهسازیهای عددی بهدستآمده در این بخش نشاندهنده آن است که مکانیسم تغییر شکل پلاستیک و شکست برای هر نوع لایه



شکل ۱۱. نمودار بهدست آمده از نتایج شبیهسازی عددی برای بیشترین خیز دائمی لایههای جلویی و عقبی در ساختار DCW در ایمپالس مشخص ۳۰ نیوتن در ثانیه

Fig. 11. The obtained numerical results for back and front layer deflections of DCW configuration at the impulse of 30 N·s



شکل ۱۲. تغییر شکل دائمی بهدست آمده از شبیهسازیهای عددی برای لایهبندیهای مختلف ساختارهای دولایه در ایمپالس ۲۰ نیوتن در ثانیه



است. هرچند برای ساختارهای دولایه حاصل از ترکیب لایههای غیر همجنس که در آن چگالی لایههای عقبی و جلویی نزدیک به یکدیگر نیست، ترکیببندی ۴+۲ میلیمتر دارای ضعیفترین عملکرد است. این نتیجه به علت آن است که در ساختارهای موردبحث، کمترین چگالی مربوط به لایه ضخیمتر است. همان طور که در ناحیه قرمزرنگ بیضوی نمایش دادهشده است، در این منطقه، در ایمپالس یکسان، مقاومت انفجاری ساختارها با افزایش شعاع خرج افزایش مییابد. برای میلیمتر کمترین خیز مرکزی و بهترین عملکرد انفجاری را در برابر بار دفعی غیریکنواخت دارد. این نتیجه به علت آن است که لایه دوم در مقایسه با لایه اول ضخیمتر است، سفتی و مقاومت خمشی بالاتری دارد و همچنین بیشتر انرژی ناشی از انفجار توسط لایه دوم جذب می گردد. نتایج بهدستآمده از این بخش از شبیهسازیها بیانگر آن است که نتیجه فوقالذکر همچنین برای ساختارهایی که در آنها میزان چگالی لایه جلویی و عقبی به هم نزدیک است، برقرار



شکل ۱۳. تغییر شکل دائمی بهدست آمده از شبیهسازیهای عددی برای لایهبندیهای مختلف ساختارهای دولایه در ایمپالس ۳۵ نیوتن در ثانیه

Fig. 13. The obtained numerical results for permanent deformation shape of different double-layered configurations at the impulse of 35 N·s

شکل ۱۴. تغییر شکل دائمی حاصل از شبیهسازیهای عددی برای لایهبندیهای مختلف ساختارهای دولایه DCW در ایمپالس ۴۰ نیوتن در ثانیه

Fig. 14. The obtained numerical results for permanent deformation shape of DCW double-layered configuration at the impulse of 40 N·s

شکل ۱۵. تغییر شکل دائمی حاصل از شبیهسازیهای عددی برای لایهبندیهای مختلف ساختارهای دولایه DAA در ایمپالس ۲۰ نیوتن در ثانیه

Fig. 15. The obtained numerical results for permanent deformation shape of DAA double-layered configuration at the impulse of 20 N·s

شکل ۱۶. تغییر شکل دائمی حاصل از شبیهسازیهای عددی برای لایهبندیهای مختلف ساختارهای دولایه DWW در ایمپالس ۵۰ نیوتن در ثانیه Fig. 16. The obtained numerical results for permanent deformation shape of DWW double-layered configuration at the impulse of 50 N·s

علت است که لایه اول استحکام و همچنین مقاومت در برابر تغییر شکل پلاستیک کمتری نسبت به لایه دوم دارد. برای ساختارهای دولايه ساخته شده از مواد مشابه، تفاوت بين بيشترين خيز دائمي لايه عقبی و جلویی قابل توجه بوده به طوری که در ساختارهای DWW و DAA به ترتیب در ایمپالسهای ۵۰ و ۲۰ نیوتن در ثانیه خیز دائمی لایه عقبی از جلویی بسیار بیشتر است. با مقایسه بین نتایج شبیهسازی عددی ارائهشده در جداول الف تاج و شکل ۱۲ می توان نشان داد که مقاومت انفجاری ساختار DWW در مقایسه با سایر ساختارها در یک ایمیالس مشخص بسیار بهتر است. قابلذکر است که هیچگونه رابطه آشکاری بین چگالی سطحی و بیشترین خیز دائمی لایههای جلویی و عقبی وجود ندارد. همچنین مشاهده شد که اگرچه ساختار DCW بیشترین چگالی سطحی را دارد (۵۴/۴ کیلوگرم بر مترمربع)؛ اما بیشترین خیز دائمی لایه های جلویی و عقبی آن از ساختار DWW بیشتر است (شکل ۱۲ و شکل ۱۳). با مقایسه نتایج شبیهسازی عددی برای اهداف DWW و DAA در شکل ۱۵ و شکل ۱۶ می توان نتیجه گرفت که برای لایه بندی های متفاوت، پروفیلهای تغییر شکل لایههای جلویی و عقبی تقریباً با یکدیگر منطبق هستند.

بهمنظور مشاهده حالتهای مختلف شکست در ساختارهای دولایه با لایهبندیهای متفاوت، شبیهسازیهای عددی بیشتری انجام درک و مشاهده بهتر این پدیده، در شکل ۱۱، بیشترین خیز دائمی لایه عقبی و جلویی برای ساختار دولایه DCW نمایش دادهشده است. لازم به ذکر است در ساختار DAA، مقاومت انفجاری با کاهش نسبت شعاع ورق به شعاع خرج افزایش مییابد.

پروفیلهای تغییر شکل دائمی بهدست آمده از نتایج شبیه سازی های عددی برای ترکیببندیهای مختلف ساختارهای دولایه در امتداد خطوط مرکزی برای حالتی که شعاع خرج ۲۰ میلیمتر است، در شکل ۱۲، شکل ۱۳، شکل ۱۴، شکل ۱۵ و شکل ۱۶ نشان داده شده است.در شکلهای ارائهشده، پروفیل تغییر شکل دائمی لایههای عقبی و جلویی به ترتیب در سمت راست و چپ شکل نمایش داده شده است. مطابق انتظار و آنچه در شکلهای ۱۲ تا ۱۶ نشان دادهشده است. پروفیل تغییر شکل در ناحیه مرکزی ورق بهصورت مخروطی بوده که این نشاندهنده توزیع غیریکنواخت بار انفجاری روی ساختارها است. برای مواردی که ساختارهای دولایه از مواد مشابه یا متفاوت ساختهشده باشند، بین نتایج بیشترین خیز دائمی لایههای جلویی و عقبی تمایز کیفی واضحی وجود دارد، بهطوریکه برای ساختار دولایه با ترکیب مواد غیر همجنس، بیشترین خیز دائمی لایههای جلویی و عقبی اختلاف چندانی با یکدیگر ندارند. مطابق شکلهای ۱۲ تا ۱۴، برای لایهبندیهای DCW و DCA، بیشترین خیز دائمی لایه جلویی کمی بیشتر از لایه عقبی است و این بدان

شکل ۱۷. گستره کرنش پلاستیک معادل برای لایههای جلویی و عقبی ساختار ۲۷–۱۵۰–۳۳DWA در ایمپالس ۶۵ نیوتن در ثانیه Fig. 17. Plastic strain profiles front and back layers of DWA33-150-27 at the impulse of 65 N·s

شکل ۱۸. گستره کرنش پلاستیک معادل برای لایههای جلویی و عقبی ساختار ۲۷–۱۵۰–۳۳DWA در ایمپالس ۶۹ نیوتن در ثانیه Fig. 18. Plastic strain profiles front and back layers of DWA33-150-27 at the impulse of 69 N·s

شکل ۱۹. گستره کرنش پلاستیک معادل برای لایههای جلویی و عقبی ساختار ۲۷–۱۵۰–۳۳DWA در ایمپالس ۷۱ نیوتن در ثانیه Fig. 19. Plastic strain profiles front and back layers of DWA33-150-27 at the impulse of 71 N·s

شکل ۲۰. کانتور کرنش پلاستیک معادل برای ساختار ۲۷–۱۵۰–۳۳DWA در ایمپالس ۷۱ نیوتن در ثانیه Fig. 20. Equivalent plastic strain for DWA33-150-27 at the impulse of 71 N·s

شکل ۲۱. کانتور آسیب برای ساختار ۲۷–۱۵۰–۳۳**DWA در ایمپالس ۷۱ نیوتن در ثانیه** Fig. 21. Damage contour for DWA33-150-27 at the impulse of 71 N·s

پارهشدن جزئی در ناحیه گلویی و همچنین پارگی کامل در ناحیه

شد. با توجه به نتایج بهدستآمده، هیچگونه پارگی جزئی یا کاملی در مرزهای گیردار ساختارهای دولایه با لایهبندیهای مختلف مشاهده مرکزی لایه عقبی ساختار ۲۷-۱۵۰-DWA۳۳ به ترتیب در نشد. به عنوان مثال، رفتار شکست ساختار ۲۷–۱۵۰–DWA۳۳ ایمپالس های ۶۵، ۶۹ و ۷۱ نیوتن در ثانیه رخداده است. گستره کرنش موردبررسی قرارگرفته است. گلویی یا نازکشدن غیریکنواخت، پلاستیک معادل برای لایههای عقبی و جلویی در شکل ۱۷، شکل ۱۸

÷			مجهول	ضرايب			
محتاودة پاسح	α_{5}	$lpha_4$	α_3	α_{2}	α_1	С	د يه
$W_0 \leq 3$	٠/١٨٩	•/•۶٧	•/••۴	•/•٩•	•/•V۵	۱/۷۳۰	جلو
$\frac{1}{H_{t}} \leq 3$	•/•٧١	•/•۴۵	•/•80	•/\•\	•/•*	۱/۳۷۰	عقب
$2 = W_0 = 9$	•/٢•۶	•/•۲۵	•/••۴	•/•۶١	• • 9 •	۲/۸۲۵	جلو
$J < \frac{1}{H_t} \leq \frac{1}{2}$	•/•۲٩	•/• ١٣	•/• \Y	•/•۵١	•/•۵•	۲/۴۵۰	عقب
$9 W_{0} \leq 6$	•/\•٧	•/• \•	•/••٨	•/•٣٩	•/•٣۶	41.40	جلو
$\frac{1}{2} < \frac{1}{H_t} \le 0$	•/• 47	•/••٨	•/•17	•/•80	•/•۲۵	4/490	عقب
$6 = \frac{W_0}{15}$	•/10٣	-•/•• ۵	•/•14	•/• 44	•/• 47	۵/۵۸۶	جلو
$0 < \frac{1}{H_t} \leq \frac{1}{2}$	•/\•A	-•/•18	•/•14	• / • •)	•/•))	۷/۳۸۰	عقب
$W_0 \gtrsim 15$	•/177	-•/• ? •	• • 9 •	•/• ٧٧	•/١٢٧	۲/۵۶۵	جلو
$\overline{H_{t}} > \overline{2}$	•/• ۲ ١	_•/••٩	•/•۶۵	• / • ٣ ١	•/•۵۴	۵/۴۰۷	عقب

جدول ۷. ضرایب مجهول معادلات تجربی Table 7. Unknown coefficients for suggested empirical equations

Fig. 22. Comparison of empirical design formulas to predict the central deflection–thickness ratio with parametric study results $\left(\frac{W_0}{H_c}\leq 3\right)$

معادل در زمانهای مختلف نشان میدهد که در لایه عقبی پدیده گلوییشدن و پارگی به ترتیب در زمان ۶۷/۵ و ۹۰ میکروثانیه رخ میدهد. پدیدههای نشاندادهشده در این کامل منطبق با پدیدههای مشاهدهشده برای بارگذاری دفعی غیریکنواخت در مراجع [۱۹ و ۲۰]

و شکل ۱۹ ارائهشدهاست. در شکل ۲۰، حالتهای شکست در لایههای عقبی و جلویی در ساختار ۲۷-۱۵۰-DWA۳۳ در ایمپالس ۷۱ نیوتن در ثانیه موردبررسی قرارگرفتهاست. کانتورهای رسم شده برای کرنش پلاستیک

شکل ۲۳. مقایسه مقادیر معادلات تجربی با نتایج مطالعه پارامتریک برای پیشبینی نسبت بیشترین خیز دائمی به ضخامت کلی ($\frac{9}{H_c} > \frac{9}{2}$)

Fig. 23. Comparison of empirical design formulas to predict the central deflection–thickness ratio with parametric study results $(3 < \frac{W_0}{H_1} \le \frac{9}{2})$

Fig. 24. Comparison of empirical design formulas to predict the central deflection-thickness ratio with parametric study results $(\frac{9}{2} < \frac{W_0}{H_1} \le 6)$

در پنج بازه در نظر گرفته شده است. ضرایب مجهول معادلات تجربی در جدول ۷ نشان داده شده است. برای ساختارهای دولایه با لایهبندیهای مختلف، مقایسه بین نتایج حاصل از فرمولهای تجربی و نتایج شبیه سازی عددی در شکل ۱۲، شکل ۲۳، شکل ۲۴، شکل ۲۵ و شکل ۲۶ نشان داده شده است.

است. در ادامه و در شکل ۲۱ کانتور آسیب برای همین سه نمونه ارائه می گردد.

۶-۳- نتایج مدلسازی بیبعد برای دقت بیشتر معادلات تجربی در پیشبینی پاسخ سازه، روابط

شکل ۲۵. مقایسه مقادیر معادلات تجربی با نتایج مطالعه پارامتریک برای پیشبینی نسبت بیشترین خیز دائمی به ضخامت کلی ($\frac{W_0}{H_i} \leq \frac{15}{2}$)

Fig. 25. Comparison of empirical design formulas to predict the central deflection–thickness ratio with parametric study results $(6 < \frac{W_0}{H_1} < \frac{15}{2})$

شکل ۲۶. مقایسه مقادیر معادلات تجربی با نتایج مطالعه پارامتریک برای پیشبینی نسبت بیشترین خیز دائمی به ضخامت کلی ($rac{E_0}{H_t}$)

Fig. 26. Comparison of empirical design formulas to predict the central deflection-thickness ratio g with parametric $\left(\frac{W_0}{H_1}\leq 3\right)$ study results

در این نمودارها، بیشترین خیز دائمی لایههای جلویی و عقبی نسبت به ضخامت کلی که از رابطه تجربی حاصل شده است برحسب نتایج شبیه سازی و مطالعه پارامتریک مشخص گردیده است. همان طور که قبلاً ذکر شد، خط مشکی منقطعشده بیانگر این است که بیشترین خیز دائمی لایه نسبت به ضخامت در نتایج شبیهسازی عددی و نتایج حاصل از معادلات تجربی با یکدیگر برابر بوده و مقدار خطا صفر است. همچنین باند ایجادشده بین دو خط سیاه محدوده نتایج پیشبینی شده با خطای کمتر از ۱۰ درصد را نشان میدهد. برای همه لایهبندیها، سازگاری خوبی بین نتایج شبیهسازی عددی و نتایج حاصل از معادلات تجربی مشاهده می گردد بهطوری که اکثر نقاط در محدوده قابل اطمينان قرار مى گيرند. با توجه به نتايج بهدست آمده، معادلات تجربی ارائهشده، پیشبینی خوبی از بیشترین خیز دائمی لایههای عقبی و جلویی ساختارهای دولایه دایرهای در معرض توزیع بار دفعی غیریکنواخت در محدوده ۱۱/۴ تا ۶۲/۸ میلیمتر ارائه مىدهد. شايان توجه است كه اين روابط نسبت به تغيير كميتهايي نظیر شعاع و ضخامت ورق، ایمپالس بار اعمالی، خواص مکانیکی ماده و لایهبندیها، مقاوم بوده و پیشبینی بسیار خوبی از خود در گستره وسیعی از دادهها نشان میدهد.

۷- نتیجهگیری

در این مقاله هدف آن بود تا بتوان در ابتدا با استفاده از نرمافزار تجاری آباکوس به انجام شبیهسازیهای موردنیاز برای بررسی پاسخ دینامیکی ساختارهای دایرهای دولایه همجنس و غیر همجنس تحت بارگذاری انفجاری با توزیع غیریکنواخت پرداخت و سپس معادله تجربی بر مبنای عدد بیبعد برای پیشبینی خیز نهایی این ساختارها ارائه داد. لذا، در اولین گام از این تحقیق، شش کار آزمایشگاهی روی ساختارهای دولایه مس-آلومینیوم انجام شد. در ادامه، با انجام شبیهسازی عددی در نرمافزار آباکوس، مدلهای عددی ساختهشده موجود در ادبیات تحقیق صحتسنجی شد. در گام بعدی، مطالعه پارامتریک عددی انجام شد تا بتوان به یک دید کلی از مقاومت انفجاری ساختارهای یکلایه و دولایه فلزی در معرض بارگذاری

مطالعه پارامتریک، روابط بی بعد برای پیش بینی نسبت بیشترین خیز دائمی لایه های جلویی و عقبی به ضخامت کلی بر حسب کمیت هایی نظیر شعاع و ضخامت ورق، ایمپالس بار اعمالی، خواص مکانیکی ماده و لایه بندی ها ارائه شد که دقت خوبی داشت.

در تمامی مدلهای عددی، شعاعهای ۱۰۰ و ۱۵۰ میلیمتر برای ورقهای دایرهای کاملاً گیردار باضخامت معادل ۶ میلیمتر برای کل ساختار در نظر گرفته شد. چهار حالت مختلف برای شعاع خرج انفجاری شامل ۵/ ۱۶ میلیمتر، ۲۰ میلیمتر، ۲۷ میلیمتر و ۲۱/۵ میلیمتر در شبیهسازیهای عددی در نظر گرفته شد تا بتوان مطالعه مناسبی روی اثر شعاع خرج انفجاری روی پاسخ دینامیکی و تغییر شکل پلاستیک ساختارهای دایرهای یکلایه و دولایه تحت بارهای انفجار غیریکنواخت انجام داد. مطالعات روی سه ترکیببندی مختلف پاسخهای دینامیکی برای ساختارهای دولایه را پوشش داد؛ بنابراین، شش مدل مختلف عددی در نرمافزار المان محدوده گستردهای از شد و ۲۰۴ مورد مختلف در محدود ایمپالس ۱۰ تا ۱۰ نیوتن در شد و مرح مورد تحلیل و بررسی قرار گرفت. مهمترین نتایج عددی شامل موارد زیر است:

 ۱) ارتعاشات الاستیک و برگشت الاستیک فنری با افزایش ایمپالس و همچنین برای ایمپالسهای بیشتر از ۱۰ نیوتن در ثانیه از بین میروند و در ایمپالسهای بالاتر از ۱۰ نیوتن در ثانیه انرژی کرنش الاستیک ناچیز بوده و بیشتر تغییر شکلها به صورت پلاستیک و دائمی است.

۲) با افزایش ایمپالس و به دلیل افزایش انرژی جنبشی، مقدار
 بیشترین خیز دائمی لایههای عقبی و جلویی به صورت خطی افزایش
 مییابد.

۳) مکانیسم تغییر شکل پلاستیک و شکست برای هر نوع لایه چینی متفاوت است و مقاومت انفجاری ساختارهای مختلف دولایه با یکدیگر کاملاً تفاوت دارد. این اثر برای ساختارهای DWA و DCW و زمانی که مقادیر شعاع خرج و ایمپالس ثابت است، بیشتر احساس می شود.

۴) برای حالتهای مشابه بارگذاری، مقایسه بین مقدار بیشترین خیز دائمی لایههای عقبی بیانگر آن است که زمانی که study, International Journal of Impact Engineering, 74 45-36 (2014).

- [3] F. Zhu, Z. Wang, G. Lu, L. Zhao, Analytical investigation and optimal design of sandwich panels subjected to shock loading, Materials & Design, 100-91 (2009) (1)30.
- [4] T.M. Mostofi, H. Babaei, M. Alitavoli, G. Lu, D. Ruan, Large transverse deformation of double-layered rectangular plates subjected to gas mixture detonation load, International Journal of Impact Engineering, 125 106-93 (2019).
- [5] G. Nurick, J. Martin, Deformation of thin plates subjected to impulsive loading—a review part II: experimental studies, International journal of impact engineering, (2)8 186-171 (1989).
- [6] G. Nurick, J. Martin, Deformation of thin plates subjected to impulsive loading—a review: Part i: Theoretical considerations, International Journal of Impact Engineering, 170-159 (1989) (2)8.
- [7] S.C.K. Yuen, G. Nurick, The significance of the thickness of a plate when subjected to localised blast loads, Blast Impact Load. Struct, (499-471 (2000.
- [8] N. Jacob, G. Nurick, G. Langdon, The effect of stand-off distance on the failure of fully clamped circular mild steel plates subjected to blast loads, Engineering Structures, 2736-2723 (2007) (10)29.
- [9] H. Gharababaei, A. Darvizeh, M. Darvizeh, Analytical and experimental studies for deformation of circular plates subjected to blast loading, Journal of mechanical Science and Technology, 1864-1855 (2010) (9)24
- [10] H. Babaei, A. Darvizeh, Investigation into the response of fully clamped circular steel, copper, and aluminum plates subjected to shock loading, Mechanics Based Design of Structures and Machines, 526-507 (2011) (4)39.
- [11] C. Geretto, S.C.K. Yuen, G. Nurick, An experimental study of the effects of degrees of confinement on the response of square mild steel plates subjected to blast loading, International Journal of Impact Engineering, 79 44-32 (2015).

اهداف از ترکیب مواد مشابه ساخته شدهاند (DWW و DAA)، ساختار دولایه ۴+۲ میلیمتر کمترین خیز مرکزی و بهترین عملکرد انفجاری را در برابر بار دفعی غیریکنواخت دارد. این نتیجه به علت آن است که لایه دوم در مقایسه با لایه اول ضخیم تر است، سفتی و مقاومت خمشی بالاتری دارد و همچنین بیشتر انرژی ناشی از انفجار توسط لایه دوم جذب می گردد.

۵) نتیجه فوقالذکر همچنین برای ساختارهایی که در آنها
 میزان چگالی لایه جلویی و عقبی به هم نزدیک است، برقرار است.

۶) برای ساختارهای دولایه حاصل از ترکیب لایههای غیر همجنس که در آن چگالی لایههای عقبی و جلویی نزدیک به یکدیگر نیست، ترکیببندی ۴+۲ میلیمتر دارای ضعیفترین عملکرد است. این نتیجه به علت آن است که در ساختارهای موردبحث، کمترین چگالی مربوط به لایه ضخیمتر است.

۲) در ایمپالس یکسان، مقاومت انفجاری ساختارها با افزایش
 شعاع خرج افزایش می یابد.

۸) برای ساختار دولایه با ترکیب مواد غیر همجنس، بیشترین
 خیز دائمی لایههای جلویی و عقبی اختلاف چندانی با یکدیگر ندارند.

۹) برای لایهبندیهای DCW و DCA، بیشترین خیز دائمی لایه جلویی کمی بیشتر از لایه عقبی است و این بدان علت است که لایه اول استحکام و همچنین مقاومت در برابر تغییر شکل پلاستیک کمتری نسبت به لایه دوم دارد.

۱۰) برای ساختارهای دولایه ساخته شده از مواد مشابه، تفاوت بین بیشترین خیز دائمی لایه عقبی و جلویی قابل توجه بوده به طوری که
 در ساختارهای DWW و DAA به ترتیب در ایمپالس های ۵۰ و
 ۲۰ نیوتن در ثانیه خیز دائمی لایه عقبی از جلویی بسیار بیشتر است.
 ۱۱) هیچ گونه رابطه آشکاری بین چگالی سطحی و بیشترین

خیز دائمی لایههای جلویی و عقبی وجود ندارد.

مراجع

- N. Jones, Dynamic inelastic response of strain rate sensitive ductile plates due to large impact, dynamic pressure and explosive loadings, International Journal of Impact Engineering, 15-3 (2014) 74.
- [2] T.F. Henchie, S.C.K. Yuen, G. Nurick, N. Ranwaha,V. Balden, The response of circular plates to repeated uniform blast loads: An experimental and numerical

Experimental and theoretical study on large ductile transverse deformations of rectangular plates subjected to shock load due to gas mixture detonation, Strain, (4)53 2017)) e12235.

- [22] T.M. Mostofi, H. Babaei, M. Alitavoli, The influence of gas mixture detonation loads on large plastic deformation of thin quadrangular plates: Experimental investigation and empirical modelling, Thin-Walled Structures, 118 11-1 (2017).
- [23] E. Flores-Johnson, M. Saleh, L. Edwards, Ballistic performance of multi-layered metallic plates impacted by a -7.62mm APM2 projectile, International Journal of Impact Engineering, 1032-1022 (2011) (12)38.
- [24] M. Rezasefat, T.M. Mostofi, T. Ozbakkaloglu. Repeated localized impulsive loading on monolithic and multilayered metallic plates. Thin-Walled Structures, 144 106332 (2019).
- [25] M.S. Chafi, G. Karami, M. Ziejewski, Numerical analysis of blast-induced wave propagation using FSI and ALEmulti-material formulations, International Journal of Impact Engineering, 1275-1269 (2009) (11-10)36.
- [26] S.M. Nelson, B.J. O'Toole, Computational analysis of blast loaded composite cylinders, International Journal of Impact Engineering, 39-26 (2018) 119.
- [27] D. Karagiozova, G. Langdon, G. Nurick, S.C.K. Yuen, Simulation of the response of fibre-metal laminates to localised blast loading, International Journal of Impact Engineering, 782-766 (2010) (6)37.
- [28] D. Bonorchis, G. Nurick, The influence of boundary conditions on the loading of rectangular plates subjected to localised blast loading–importance in numerical simulations, International Journal of Impact Engineering, 52-40 (2009) (1)36.
- [29] G.R. Johnson, W.H. Cook, A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, in: Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics, The Netherlands, 1983, pp. 547-541.

- [12] G. Langdon, W. Lee, L. Louca, The influence of material type on the response of plates to air-blast loading, International Journal of Impact Engineering, (2015) 78 160-150.
- [13] W. Huang, B. Jia, W. Zhang, X. Huang, D. Li, P. Ren, Dynamic failure of clamped metallic circular plates subjected to underwater impulsive loads, International Journal of Impact Engineering, 108-96 (2016) 94.
- [14] W. Huang, W. Zhang, N. Ye, Y. Gao, P. Ren, Dynamic response and failure of PVC foam core metallic sandwich subjected to underwater impulsive loading, Composites Part B: Engineering, 238-226 (2016) 97.
- [15] V. Aune, E. Fagerholt, K.O. Hauge, M. Langseth, T. Børvik, Experimental study on the response of thin aluminium and steel plates subjected to airblast loading, International Journal of Impact Engineering, 121-106 (2016) 90.
- [16] V. Aune, G. Valsamos, F. Casadei, M. Larcher, M. Langseth, T. Børvik, Numerical study on the structural response of blast-loaded thin aluminium and steel plates, International Journal of Impact Engineering, (2017) 99 144-131.
- [17] N. Mehreganian, L. Louca, G. Langdon, R. Curry, N. Abdul-Karim, The response of mild steel and armour steel plates to localised air-blast loading-comparison of numerical modelling techniques, International Journal of Impact Engineering, 93-81 (2018) 115.
- [18] D. Zhang, S. Yao, F. Lu, J. Song, Y. Ding, Dynamic response and damage analysis of steel box wall under internal blast loading, Advances in Mechanical Engineering, (1)11 1687814018822601 (2019).
- [19] M.S. Ahmad, G. Langdon, G. Nurick, S. Yuen, A study on the response of single and double circular plates subjected to localised blast loading, Latin American Journal of Solids and Structures, 2018) (11)15).
- [20] M.S. Ahmad, Study of dynamic behaviour of multilayered structures subjected to blast loading, University of Cape Town, 2012.
- [21] T. Mirzababaie Mostofi, H. Babaei, M. Alitavoli,

square targets struck normally by rigid spherical projectile, Thin-Walled Structures, 265-257 (2016) 107.

- [39] T.M. Mostofi, H. Babaei, M. Alitavoli, S. Hosseinzadeh, On dimensionless numbers for predicting large ductile transverse deformation of monolithic and multi-layered metallic square targets struck normally by rigid spherical projectile, Thin-Walled Structures, 124-118 (2017) 112.
- [40] A. Jamali, H. Babaei, N. Nariman-Zadeh, S. Ashraf Talesh, T. Mirzababaie Mostofi, Multi-objective optimum design of ANFIS for modelling and prediction of deformation of thin plates subjected to hydrodynamic impact loading, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications, 378-368 (2020) (3)234.
- [41] H. Babaei, T.M. Mostofi, M. Alitavoli, N. Namazi, A. Rahmanpoor, Dynamic compaction of cold die Aluminum powders, Geomech Eng, 124-109 (2016) 10.
- [42] H. Babaei, T. Mirzababaie Mostofi, Modeling and prediction of fatigue life in composite materials by using singular value decomposition method, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications, -246 (2020) (2)234 254.
- [43] T.M. Mostofi, H. Babaei, M. Alitavoli, Theoretical analysis on the effect of uniform and localized impulsive loading on the dynamic plastic behaviour of fully clamped thin quadrangular plates, Thin-Walled Structures, (2016) 109 376-367.
- [44] T.M. Mostofi, A. Golbaf, A. Mahmoudi, M. Alitavoli, H. Babaei, Closed-form analytical analysis on the effect of coupled membrane and bending strains on the dynamic plastic behaviour of fully clamped thin quadrangular plates due to uniform and localized impulsive loading, Thin-Walled Structures, 56-48 (2018) 123.
- [45] H. Babaei, T.M. Mostofi, M. Alitavoli, A. Darvizeh, Empirical modelling for prediction of large deformation of clamped circular plates in gas detonation forming process, Experimental Techniques, 1494-1485 (2016) (6)40.

- [30] G. Johnson, W. Cook, Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates and temperatures and pressures. Engg. Fract. Mech., vol. 1) 1), in, 1985
- [31] P.M. Elek, S.S. Jaramaz, D.M. Micković, N.M. Miloradović, Experimental and numerical investigation of perforation of thin steel plates by deformable steel penetrators, Thin-Walled Structures, 67-58 (2016) 102.
- [32] T. Børvik, M. Langseth, O. Hopperstad, K. Malo, Ballistic penetration of steel plates, International journal of impact engineering, 886-855 (1999) (10-9)22.
- [33] N. Gupta, M. Iqbal, G. Sekhon, Experimental and numerical studies on the behavior of thin aluminum plates subjected to impact by blunt-and hemispherical-nosed projectiles, International Journal of Impact Engineering, 1944-1921 (2006) (12)32.
- [34] Q. Li, N. Jones, On dimensionless numbers for dynamic plastic response of structural members, Archive of Applied Mechanics, 254-245 (2000) (4)70.
- [35] B.-W. Park, S.-R. Cho, Simple design formulae for predicting the residual damage of unstiffened and stiffened plates under explosion loadings, International Journal of Impact Engineering, 1736-1721 (2006) (10)32.
- [36] H. Babaei, T. Mirzababaie Mostofi, E. Armoudli, On dimensionless numbers for the dynamic plastic response of quadrangular mild steel plates subjected to localized and uniform impulsive loading, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part E: Journal of Process Mechanical Engineering, 950-939 (2017) (5)231.
- [37] H. Babaei, T. Mirzababaie Mostofi, New dimensionless numbers for deformation of circular mild steel plates with large strains as a result of localized and uniform impulsive loading, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications, 245-231 (2020) (2)234.
- [38] H. Babaei, T.M. Mostofi, M. Alitavoli, Experimental and analytical investigation into large ductile transverse deformation of monolithic and multi-layered metallic

- [50] M. Alitavoli, E. Khaleghi, H. Babaei, T. Mirzababaie Mostofi, N. Namazi, N, Modeling and prediction of metallic powder behavior in explosive compaction process by using genetic programming method based on dimensionless numbers. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part E: Journal of Process Mechanical Engineering, 201-195 (2019) (2)233.
- [51] H. Babaei, T.M. Mostofi, M. Alitavoli, A. Saeidinejad. Experimental investigation and dimensionless analysis of forming of rectangular plates subjected to hydrodynamic loading, Journal of Applied Mechanics and Technical Physics, 147-139 (2017) (1)58.
- [52] B.C. Cerik, Damage assessment of marine grade aluminium alloy-plated structures due to air blast and explosive loads, Thin-Walled Structures, -123 (2017) 110 132.

- [46] H. Babaei, T.M. Mostofi, M. Alitavoli, Study on the response of circular thin plate under low velocity impact, Geomechanics and Engineering, 218-207 (2015) (2)9.
- [47] H. Babaei, T.M. Mostofi, M. Namdari-Khalilabad, M. Alitavoli, K. Mohammadi, Gas mixture detonation method, a novel processing technique for metal powder compaction: Experimental investigation and empirical modeling, Powder Technology, 181-171 (2017) 315.
- [48] H. Babaei, T.M. Mostofi, S.H. Sadraei, Effect of gas detonation on response of circular plate-experimental and theoretical, Struct Eng Mech, 548-535 (2015) (4)56.
- [49] H. Babaei, T. Mirzababaie Mostofi, M. Alitavoli, Experimental and theoretical study of large deformation of rectangular plates subjected to water hammer shock loading, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part E: Journal of Process Mechanical Engineering, 496-490 (2017) (3)231.

چگونه به این مقاله ارجاع دهیم T. Mirzababaie Mostofi, M. Rezasefat, M. Sayah Badkhor, H. Babaei, Effect of intense impulsive loading on performance of multi-layered plates, AmirKabir J. Mech. Eng., 53(Special Issue 4) (2021) 2639-2670.

DOI: 10.22060/mej.2020.18203.6763

																		1		ت: ا	بيوسن
هندسه			*	k ∓			*	×.			*	ķ			*	k k			*	×.	
کد مدل	3463	DAA33- 100-16.5	DAA33- 100-20	DAA33- 150-27	DAA33- 150-31.5	DWW33- 100-16.5	DWW33- 100-20	DWW33- 150-27	DWW33- 150-31.5	DWA33- 100-16.5	DWA33- 100-20	DWA33- 150-27	DWA33- 150-31.5	DCA33- 100-16.5	DCA33- 100-20	DCA33- 150-27	DCA33- 150-31.5	DCW33- 100-16.5	DCW33- 100-20	DCW33- 150-27	DCW33- 150-31.5
ρ_i	ν.		201				1113					32/11							V-1/- V		
ايميال	:	;	11	10	۵/۷۱	70	ż	ŝ	ŝ	۲.	;	ż	÷	17/0	10	2/77	٢۵	۵/۷۱	:	70	
") (S-N)		17/0	14	۵/۷۱	2	ż	٣۵	ż	ż	70	70	٣۵	۴۵	10	۵/۷۱	70	ż	:	70	۳.	٣۵
		11	١٧	۲.	r r/a	ra	ý.	50	÷	۲ ۷/۵		ż	ۍ ۲	۵/۸۱	۲.	rv/a	۲۵	rr/a	٢.	ra	۴.
		10	1Λ/Δ	70	70	ż	ŝ	`>	۰.	۲.	٣۵	FQ	i.	۲.	2/17	۳.	i.	70	r.a	۴.	۴۵
		15	۲.	۲۷/۵	ż	۴۵	00	۸۵	۹.	۲۵	i.	ۍ ۲	`>	r r/a	70	٣۵	۴۵	۲۷/۵	۴.	۴۵	۵.
		Λ//۵	r r/a	۲.	٢۵	ۍ ۲	i.	۰.	:-	<i>t</i> .	۴۵	i.	۰.	70	۳.	t.	ŝ	ż	۴۵	۵.	ۍ.
			۲۵	٣۵	ż	00	·>	٩٠	.11	50	ۍ ۲	·>	٩.	۲.	٣۵	ۍ. ۵	ż	٢۵	۰۵	ۍ د	·>
خنزلا		17/21	17/7	۵/۷۱	7119	15/2	18/4	70/1	78/1	۷/۷۱	5/51	74/4	۳.۰۲	10/8	1/21	X/77	۲/۱۷	17/9	18/0	19/91	×,
ه جلويے		15/0	3/31	۲۲	797	1/11	۵/۷۱	۲۹/۹	۲۹/۹	5/22	7119	X // D	rre r	11/1	19/1	7/D7	71/7	٩/۵٢	۶/۸۱	۲./۵	۲1/۲
(mm)		۵/۸۲	۲./۹	71/7	71/4	7117	۲ /۲	rr/r	re/1	1/31	1/31	rr/v	۳۷/۹	7117	277/2	۲/۷۲	۲1/۸	1/11	5/12	1/1	79/2
		ż	77	1/67	٣.٠٦	747	٢۵/٩	5/22	٣٩/٧	VV/Q	٣./٨	۲/۶	9/07	74/7	7 Q/T	٣./١	7/27	۲./۵	Y 0/0	۲۷/۵	۲ ۷/۷
		X1/Y	ΥΔ/Λ	1/17	7/27	TV/F	X/VX	7.7	FF/0	rr/0	ra/a	۴.19	25/7	71/4	7/17	r0/1	۴.19	5/22	7/87	٣./٩	۳.
		717F	۲.	r0/1	41	5/.7	r r/v	٣٩/٣	41,4	5/17	۴./۴	F9/F	5	٣.٠٧	7/77	۲۲	F0/0	Y 4/Y	rr/v	re/r	r V/r
		7/7	re/r	۴1/۳	FV/A	rr/A	۲/۸۲	te te	2r/r	پاره	66/0	پاره	پارہ	پاره	15	پاره	پارہ	پاره	ra/v	پاره	پاره
خيزلانا		1//1	17	7/07	PT/9	17/1	۲./۹	5/12	۲۷/۹	γ/۸	٧/3١	70/D	۲۹/۸	14/91	1/21	21/2	77/F	17/7	14/21	٧/٦١	1/11
ه عقبي (١	; _	۲ ۱/۸	7/77	79/87	۲۷/۵	r 1/0	7/77	٣٩/٣	rr/0	77/4	2/12	۲۹/۲	5/12	۲۲	19	r f/a	۲/۶۶	۷/۵۲	3/71	۲./۲	۲1/۲
(mm)		7F/A	۲۷/۱	Y/77	1/17	7/D/T	5/77	FT/A	٣٩/٢	YD/V	70/9	Tre Tre	r'/r	۲./۸	77	TV/F	21/12	۷/۸۱	Y117	rr/A	76/4
		۲/۶۲	γ۹/γ	F7/0	rr/9	P/17	re/r	7/27	FF/A	Y/Y	۳./۴	r1/f	66/99	Y 7 / Y	74/7	79/87	7'0/5	ż	79/97	1/11	TV/D
		۶/۸۲	rr/A	۴۷	F7/0	5/12	Y/Y	۴۹/۸	۵۰/۵	rr/0	50	F7/A	۵۲/۷	۲۶/۷	1/V/	4/4	÷	7/77	XA/A	٣./۴	r./۵
		1/11	5/12	۵۱/۷	0.19	7/27	47/1	25/7	2/20	5.1	5/62	27	51.2	۲۹/۸	7/77	٣٩/٣	FF/Q	1/37	٣1/٩	۳۳/۷	r9/2
		پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	5/23	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	۲۸	r4/9	۴./۳	4/19

	8		*	 ₩		224 224 224 224 224 224 224 224					*	k k			*	×			*	×.	
کد مدل	عددى	DAA24- 100-16.5	DAA24- 100-20	DAA1224- 150-27	DAA24- 150-31.5	DWW24- 100-16.5	DWW24- 100-20	DWW24- 150-27	DWW24- 150-31.5	DWA24- 100-16.5	DWA24- 100-20	DWA24- 150-27	DWA24- 150-31.5	DCA24- 100-16.5	DCA24- 100-20	DCA24- 150-27	DCA24- 150-31.5	DCW24- 100-16.5	DCW24- 100-20	DCW24- 150-27	DCW24- 150-31.5
c	\mathcal{P}_A		20	ŝ			11/1		1		K CI A	3	1		10 T				9 1 1		
1	ايمپال	;		۲.	10	ż	۲۵	ż	ۍ ۲	10	10	۲.	۲.	;	10	۲.	۲.	:1	٢۵	ż	ż
V.c.	3) (e. r	17/0	17/0	217/2	ż	207	ż	° S	ż	ż	ż	ż	ż	10	۵/۷۱	217/2	70	rr/a	ż	201	ż
	7	10	10	٢۵	٢۵	۴.	FQ	• •	·>	21/2	٢۵	۲۵	i.	۵/۷۱	۲.	٢۵	۳.	٢۵	۲۵	i.	۵.
		15	۵/۷۱	۲۷/۵	۲۷/۵	۴۵	ۍ ۲	·>	۰۷	70	۳.	ż	ۍ.	19	rr/0	۲۷/۵	٣۵	۲۷/۵	ż	۴۵	is.
		۵/۷۱	19	ż	ż	ŝ	00	۰,	٩.	۲۷/۵	٣۵	۴۵	i.		٢۵	ż	<i>د</i> .	ż	۴۵	ŝ	۲.
		19	۲.	ra	ra	00	ż	÷	:-	ż	۴.	ۍ ۲	÷	70	۲.	۲۵	FQ	ra	ۍ ۲	ż	·
		.,	52	<i>د</i> .	i.	م	۶۵		.11	٣۵	50	•\$	٠٧	. r	٣۵	۴.	ۍ.	i.	00	· >	٩٠
	2	17/1	11	۲./۹	Υ/٧	Υ/٧	3/71	۵/۸۱	YF/Y	1/31	14/4	۶/۸۲	1 Y/T	11	1	r1/0	19/4	16	1/21	٧/٧/	3/31
	ي. م. جبو يو	10/5	19/7	۲۳/۸	77/5	11	۲./۴	۲۲	۲۹/۵	71/5	۲./۴	5/V.5	7/27	1 // /	۹/۹	7/77	re/r	15	۲۱	۲1/۸	rr/a
(1111)		۹/۷۱	١٨	۲۶/۷	۲۹/۲	rr/r	rr/r	71/5	re/r	rt/1	Y'Q'	4/77	ra/r	T T T T	77/F	٢٧	۲۹/۵	۹/۷۱	2/22	79/97	7.1/Y
	-	۶/۸۲	r1/F	۲۹/۶	٣١/٨	7/27	۲۵/۵	1/11	٣٨/٨	7/27	٣١/١	٣٨/۵	FF/1	TF/T	7/27	۲۹/۹	4/5	۲./۴	۲۷/۱	۲۷/۸	re/r
		۲./۴	rr/0	5/12	4/4	۲۹/۲	Y/Y	7/57	FT/F	44	5/52	FT/F	۵۲/۹	70/S	۲۹/۵	rr/1	۲۹/۸	77/F	۳./۵	1.1	۴./۲
		1/11	۲۵/۵	r//f	٣٩/٧	rr/r	5/12	۴./۸	۴۷/۹	۳۱/۷	47/7	FA/F	۶ ۱/۸	پاره	7/27	r//2	۴۵	پاره	rr /۵	t'V/F	1/32
		TT/T	5/77	پارہ	FF/A	r0/r	7.0/S	FF/9	۵۲/۵	٣٧	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	FF/T	۵۰/۳	پارہ	پاره	پارہ	پاره
	۲. ۲.	1/51	0/11	rr/r	١٩/٧	۲./۴	1/11	10	77	5/51	11	3/61	1//1	۲/۱۱	٨/٤١	1/11	19/1	17/7	٨۵/٨	۶/۸۲	1519
	به علابی	۲۷	11/1	7/27	۲۷/۳	1/31	TQ/F	r1/0	5/77	Y//Y	19/8	3/67	5/52	11/1	19/1	rt/1	r t'/9	10/8	۲۹/۷	rr/r	77/4
()		7 Q/S	1/11	۴./۳	rr/r	۲٧/٨	۲۸/۸	٣٧/٩	٣٨	Y Q/A	rr/9	rr/r	ra/r	r1/0	rr/a	7/27	ra/a	17/4	٢٣	70/5	۲۸
		7 1/7	52	46/4	۳۸	۳1/۴	۳1/۹	FF/T	FT/0	۲۹/۱	۳./۴	۳۹/۱	FF/F	74/F	70/F	۲۹/۱	٣٣/٨	۹/۹	7/27	X/VX	rr/v
		¥./√	TA/F	41/5	61/5	ra/r	r0/1	۵ - /۹	4/1	rr/a	r0/F	FT/9	2r/r	Y 8/Y	TA/F	۳1/9	Y/V	۲1/۸	ż	r1/1	4/F
		پاره	5/.7	پاره	۴۹/۱	٩٩	rq/F	پاره	QF/A	52	F1/F	69	۶۲/۸	r1/rr	پاره	r//4	FT/5	۲۵/۵	rr/F	۲X	F0/1
		پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	FT/A	پاره	٢٩/٣	پاره	FF/T	۵۰/۵

Table B: Parametric study results for double-layered configurations under localized impulsive loading (4+2 mm) جدول ب: نتایج مطالعه پارامتریک برای ساختارهای دولایه در معرض بارگذاری دفعی غیریکنواخت با چیدمان (۲+۴ میلی متر)

هندسه		1	¥			*	×.			*	k.			*	k k			ţ	¥.	
کد مدل عددی	DAA24- 100-16.5	DAA24- 100-20	DAA1224- 150-27	DAA24- 150-31.5	DWW24- 100-16.5	DWW24- 100-20	DWW24- 150-27	DWW24- 150-31.5	DWA24- 100-16.5	DWA24- 100-20	DWA24- 150-27	DWA24- 150-31.5	DCA24- 100-16.5	DCA24- 100-20	DCA24- 150-27	DCA24- 150-31.5	DCW24- 100-16.5	DCW24- 100-20	DCW24- 150-27	DCW24- 150-31.5
$\rho_{_{A}}$			7/31			1000	1 / 4 1				V/21			01110					01/15	
ايمپالىر		11	11	۵/۸۱	÷	٣۵	ۍ. ۵	· ,	۲.	٢۵	40	د.	10	۲.	۲.	٢۵	17/0	۲۵	۲۵	٢۵
) (S•N)	17/0	10	10	2	ro	ý	00	۸۵	70	ż	ŝ	۶۵	31	2/77	217/2	ż	۵۱	۲۷/۵	ż	ż
	16	۵/۷۱	۵/۷۱	V/11	ż	40	š	·~	ż	ro	00 0	>	۵/۷۱	70	70	ro	۵/۷۱	ż	ra	۴۵
	01	۵/۸۱	ż	27	۴۵	ġ	۶۵	<i>۵</i> ۸	ro	ý	à	۵Y	2	۲۷/۵	ż	ż	ż	ro V	Ŷ	ŝ
	31	ż	r r/a	V/V	ġ	00	÷	٩	÷	۴۵	S S	÷	2/77	ż	ra	۴۵	70	ÿ	40	00
	۵/۷۱	17	٢۵	ż	00	à	۵Y	۵P	۴۵	ġ	÷	Ŷ	70	50	ÿ	ġ	ż	۴۵	ż.	ż
	ż	D/77	ż	r'o	š	S Q	÷	:-	ġ	00	۸۵	÷	ż	ÿ	ġ	å	ra	ġ	i.	÷
خيزلاء	17/1	1 8/2	14/4	1/17	۶/۷۲	۷/۸۱	Y Q/Y	rr/9	٩ ۵/٩	Υ,	77	۲.۹/۱	۲/۷	۲1/۲	۷/۷۱	1	۵/۱۱	۲۲	1//1	7/77
۽ جلويي	15/0	Υ,	۹/۷۱	r f/a	۲۸	۲۸	Y/VF	٣٧/۴	ż	۲1/9	ra/v	4/41	۷/۷۱	74/7	1	70/1	17/5	7/77	۲1/۷	52
(mm)	۷/۷۱	۲1/۵	r1/F	7/7	1/22	rr/A	1/17	۲/۹/۸	74	۲۵/۹	٣٩/٣	40/8	۲ . /۵	٢,٤٦	TT/T	7/87	10/7	1/77	7/D/T	79/F
	۲۲	77	LF/A	٣. ١٩	71/4	7/27	rr/V	FT/T	7/N	۲/۶٦	F1/9	۴۸/۹	rr/0	3/61	Y/Y	1/11	γ/λι	۴/γ۶	۲/۸۲	rr/F
	Y'Q'Y	YD/V	1/17	4.L	٣1/۴	۲۹/۵	7/27	FF/A	5/12	٣٣/٩	5/52	21/7	7/27	rr/r	rr/r	rv/F	T/77	٣١/٨	rr/r	70/5
	7/27	7/27	۳1/۴	Ϋ́Υ	r0/V	1/11	٣٨/٨	۴۷/٣	٣٧/١	٣٧/٣	۵./۲	۵۵/۷	7/7	r'//	۲/22	5/12	۲,27	r0/1	ra/A	۲/۱۸
	۲۸/۵	۲۹/۷	٣٧/٨	1/13	پارە	r0/1	41/4	۴۹/۸	پارە	۴1/۴	۵۴	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	پارہ	پاره	پاره	پاره
خيزلاي	Υ/٨١	1/17	5/22	7.0/r	Y/77	۲۶/۲	4/4	5/15	10/7	١٩/٨	1/11	5/62	۵/۷۱	7118	۷/۸۱	۲./۰	11/4	ż	11/7	LT/A
4 عقبي (77/4	T/D/T	۲۶/۹	۲۸/۹	7/27	۳./۲	Y/Y	FT/F	١ ٩/٨	5/22	Y/27	rer F	3/11	۲۳/۹	۲ . /۹	79/97	15/2	۲ ۱/۹	۲1/۲	51
(mm)	7.0/F	79/F	r1/r	rr/0	ż	rr/V	41/1	7/27	۲۳/۹	5/77	F./D	45/4	۲./۳	۲۶/۵	1/77	۲۸/۹	10/8	rr/v	70/1	1/67
	71/4	r1/r	۳۵/۹	1/32	rr/0	٣۶/٧	5/22	49	۲۸/۱	۳۱/۹	46/4	F9/A	77/9	1/1	TV/F	۳۲/۹	γ/۷	۲۷/۵	5/15	rr/r
	۲۹/۵	56/9	۴./۴	4/9	7.	ÿ	FA/T	۵۲	rr/r	7/57	FA/T	27/7	70/8	5/12	٣1/٩	P/27	77	r1/r	1/17	r.a/r
	rr/A	Y'Q/Y	FQ	Fr/A	47	پاره	۵۱/۵	QF/A	5/52	۴./۲	27/T	09/Y	TA/F	۲	7/27	۴./۹	7/27	r0/1	r0/0	r//0
	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	پاره	پارہ	41/1	پاره	پاره	پاره	rr/0	پاره	پاره	پاره	٣./۴	r//f	4/14	5/22

Table C: Parametric study results for double-layered configurations under localized impulsive loading (2+4 mm) جدول ج: نتایج مطالعه پارامتریک برای ساختارهای دولایه در معرض بارگذاری دفعی غیریکنواخت با چیدمان (۲+۴ میلی متر)