

**بررسی جذب انرژی در جزء فداشونده لکوموتیو ER24PC زیمنس\***پریسا حسینی تهرانی<sup>(۱)</sup> ایمان فرستاده<sup>(۲)</sup>

**چکیده** در اکثر وسایل نقلیه برای جلوگیری از خسارت‌ها و یا کاهش آن از سیستم‌های جذب انرژی استفاده می‌شود. در این مقاله جذب انرژی در جزء فداشونده لکوموتیو ER24PC زیمنس مورد بررسی قرار گرفته است. پس از معرفی و نحوه عملکرد این قطعه در حین برخورد، مدل‌سازی آن در نرم‌افزار آباکوس انجام شده و خصوصیات برخورد آن مورد ارزیابی قرار گرفته است. با توجه به این‌که شکل جزء فداشونده لکوموتیو زیمنس هرمی است به‌منظور بررسی صحت نتایج حل عددی از یک حل تحلیلی استفاده شده است. در ادامه به‌علت این‌که ضخامت ورق جزء فداشونده زیاد است و در حین برخورد ممکن است پاره شود استفاده از مدل آسیب مناسب در شبیه‌سازی‌های عددی ضروری است. از سه مدل آسیب استفاده شده در این مقاله، یک مدل آسیب در خود نرم‌افزار وجود دارد و برای دو مدل آسیب دیگر کدنویسی انجام شده است و با مقایسه نتایج حل عددی با نتایج تست آزمایشگاهی مدل آسیب مطلوب مشخص شده است. به‌علاوه صحت مدل آسیب مطلوب از طریق استاندارد ECE R 66 بررسی شده است. سپس برای بهبود جذب انرژی در طی برخورد از فوم‌های فلزی به‌عنوان جذب انرژی استفاده شده است. در نهایت عملکرد جزء فداشونده پر شده از فوم با جزء فداشونده خالی مقایسه شده و عملکرد و بازدهی فوم داخل جزء فداشونده مورد ارزیابی قرار گرفته است.

**واژه‌های کلیدی** جذب انرژی، جزء فداشونده، مدل آسیب.

**Study of Energy absorption of Crushing element in ER24PC Locomotive**

P. Hosseini Tehrani I. Ferestadeh

**Abstract** In most engineering structures the energy absorption systems are used to prevent or reduce damages. In this paper, performance of a crushing element of ER24PC locomotive is investigated. The numerical modeling of this crushing element, after introducing its operation, is performed using the Abaqus finite element software in order to evaluate its crushing characteristics. Since the shape of crushing element of ER24PC locomotive is tapered, an analytical solution has been used to validate the numerical results. Because of the thickness of crushing element, rupture may be occur in this element and using of a proper damage model is essential in order to simulate this rupture. From three damage models introduced in this paper, one damage model is already provided in Abaqus and the other two models have been coded. By comparing numerical results with experimental test results, proper damage model in software is developed and used in order to properly simulate the crushing process of considered element. The desirable damage model is verified by using ECE R66 standard. Finally in order to improve the energy absorption capacity metallic foam is used as a filler in energy absorber element. Through comparing the energy absorption behavior of foam filled crushing element with the non-filled element the foam performance in crushing element is evaluated.

**Key Words** Energy absorber, crushing element, damage model.

\* تاریخ دریافت مقاله ۹۳/۳/۱ و تاریخ پذیرش آن ۹۳/۱۲/۱۱ می‌باشد.

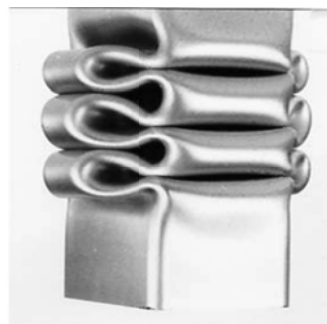
(۱) دانشیار، دانشکده مهندسی راه‌آهن، دانشگاه علم و صنعت ایران، تهران.

(۲) نویسنده مسئول: دانشجوی کارشناسی ارشد، دانشکده مهندسی راه‌آهن، دانشگاه علم و صنعت ایران. imanferestade@yahoo.com

## مقدمه

یکی از راه‌های جذب انرژی ضربه، استفاده از جاذب‌ها می‌باشد. این جاذب‌ها با توجه به هندسه و شرایط بارگذاری تغییرشکل‌های متفاوتی از خود نشان می‌دهند، اما در همه آن‌ها تغییرشکل‌های ماندگار مانند تغییرشکل پلاستیک باعث استهلاک انرژی ضربه می‌شود. کماتش پیش‌رونده دینامیکی (Dynamic progressive buckling) از متداول‌ترین روش‌های جذب انرژی در جاذب‌های انرژی جدارنازک تحت ضربه محوری است.

پدیده کماتش پیش‌رونده دینامیکی برای یک جاذب انرژی جدارنازک با مقطع مربعی در شکل (۱) نشان داده شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود به علت ضخامت کم، چین خوردگی‌ها (folding) از یک انتهای مقطع شروع می‌شوند و پیشروی می‌نمایند. به همین سبب این پدیده، کماتش پیش‌رونده نامیده می‌شود [1].



شکل ۱ کماتش پیش‌رونده دینامیکی در یک جاذب انرژی جدارنازک [2]

در جاذب‌های انرژی جدار ضخیم که نسبت ضخامت ( $h$ ) به شعاع سطح متوسط ( $R$ ) بیشتر از  $0.05$  است [3]، آنچه غالباً باعث تخریب سازه در حین برخورد می‌شود چین خوردگی همراه با پارگی ورق می‌باشد. با افزایش ضخامت ورق، مقاومت جاذب انرژی در مقابل چین خوردگی بیشتر می‌شود و نهایتاً پدیده کماتش پیش‌رونده در این نوع جاذب‌ها رخ

نمی‌دهد.

وانگ و لو در سال ۲۰۰۲ [4] جاذب‌های انرژی مدور جدار ضخیم را تحت بارگذاری دینامیکی قرار دادند و مشاهده کردند آنچه باعث تخریب این جاذب‌ها می‌شود پارگی ورق است. به طوری که پس از ضربه این جاذب‌ها به صورت قارچی (Mushrooming) دچار تغییرشکل می‌شوند (شکل ۲).



شکل ۲ پاره شدن ورق در یک جاذب انرژی جدار ضخیم [4]

با توجه به این که ابعاد جزء فداشونده لکوموتیو ER24PC زمینس به صورتی است که جزو جاذب‌های انرژی جدار ضخیم محسوب می‌شود [3] بنابراین پارگی ورق در آن، باعث تخریب در حین برخورد خواهد شد. لذا برای مدل‌سازی دقیق فرآیند تخریب استفاده از مدل‌های آسیب (Damage) برای پیش‌بینی پارگی ضروری است.

یکی از مدل‌های آسیب رایج برای فلزات نرم مدل آسیب جانسون-کوک است که به صورت وسیعی در شبیه‌سازی‌های برخورد مورد استفاده قرار می‌گیرد [5]. دیگر مدل آسیب رایج در این زمینه مدل آسیب گارسون - تورگارد - نیدلمن (GTN) [6-8] است که برای شرح رشد و گسترش حفره‌ها در فلزات نرم استفاده می‌شود [9-11]. لی و همکاران [12] نشان داد که استفاده از معیار آسیب برای فلزات نرم به معادله گسترش آسیب و در نظر گرفتن پارامترهای مناسب مثل پارامتر لود و ...

بافرها (که جزء فداشونده پشت آن قرار می‌گیرد) و سایر اجزای لکوموتیو است که در زمان برخورد دچار تغییر شکل می‌شوند. اجزای برگشت‌پذیر در بافرها می‌توانند اثرات برخورد اولیه را جذب نمایند در حالی که به وسیله نقلیه آسیب غیرقابل جبرانی وارد نشود. اگر نیروی اولیه برخورد زیاد از حد باشد جزء فدا شونده در پشت بافر به وسیله مکانیزم چین خوردگی و پارگی دچار تغییر شکل می‌شود و به این ترتیب از آسیب جدی به سایر قسمت‌ها جلوگیری می‌کند.

### حل تحلیلی برای جاذب‌های هرمی

**فشار شبه استاتیکی.** برای تخمین بار ضربه‌ای جاذب‌های هرمی در طی تغییر شکل از حل تحلیلی ویرزیکتی و آبرامویکز [6,17] استفاده شده است. ابتدا یک جاذب غیر هرمی با سطح مقطع مستطیل به ابعاد  $a \times b$  و طول  $2H$ ، مساوی با طول چین پلاستیک، در نظر گرفته شده است. به صورتی که در شکل (۴) نشان داده شده است در حین لهیدگی دیواره‌های مجاور متحمل تغییر شکل‌های جانبی شده‌اند. می‌توان نشان داد که انحنا و بار در هر لحظه متناسب با زاویه  $\alpha$  به صورت زیر است [16]:

$$\delta = 2H(1 - \cos \alpha) \quad (1)$$

$$P(\alpha) = \frac{4M_0}{\sin \alpha} \left[ f_1 \frac{r}{t} + f_2 \frac{c}{H} + f_3 \frac{H}{r} \right] \quad (2)$$

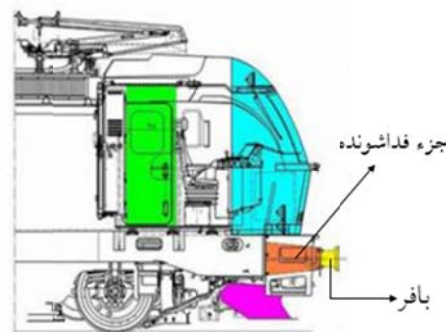
که  $c = \frac{(a+b)}{2}$  و  $f_i (i = 1, 2, 3)$  به صورتی که در مرجع [17] آورده شده است توابعی از  $\alpha$  هستند.

گشتاور خمشی پلاستیک بر واحد طول برای ورق فلزی  $M_0 = \frac{\sigma_0 t^2}{4}$  است که در آن  $\sigma_0$  و  $t$  به ترتیب تنش تسلیم ماده و ضخامت ورق است.

بار متوسط  $P_m(\alpha_0)$  برای تغییر شکل در زاویه

بستگی دارد. بعدها روزالر مدل آسیبی را براساس نظریه مکانیک محیط پیوسته در [13,14] منتشر کرد. تحقیقات اخیر [15] روی مدل روزالر نشان می‌دهد که این مدل می‌تواند به خوبی حالت شکست در تست کشش میله‌های شیاردار را تخمین بزند.

در این مقاله از سه مدل آسیب جانسون-کوک، GTN و روزالر اصلاح شده (Modified Rousselier) برای تخمین تخریب در تست برخورد جزء فداشونده لکوموتیو ER24PC زیمنس استفاده شده است. در این مقاله ابتدا به شرح شروع آسیب با فرض هر یک از این مدل‌ها پرداخته شده و سپس اطلاعات لازم برای وارد کردن این معیارهای آسیب در نرم‌افزار آباکوس شرح داده شده است. از طریق مقایسه نتایج حاصل از مدل سازی با معیارهای آسیب مختلف با نتایج تست آزمایشگاهی نهایتاً معیار آسیب مناسب مشخص شده است. در قسمت پایانی از فوم آلومینیوم به منظور افزایش جذب انرژی جزء فداشونده لکوموتیو زیمنس استفاده شده است.



شکل ۳ تجهیزات موجود در لکوموتیو زیمنس برای جذب انرژی ضربه

### معرفی لکوموتیو ER24PC و سیستم

#### جذب انرژی آن

لکوموتیو ER24PC زیمنس (شکل ۳) دارای جاذب چند مرحله‌ای می‌باشد که شامل اجزای برگشت‌پذیر در

از شکل (۴) مشخص می شود که  $c_i$  مرتبط با  $c_{i-1}$ ، طول محیطی متوسط چین قبلی است.

$$c_i = c_{i-1} + (H_{i-1} + H_i) \tan \theta \quad (7)$$

با جایگذاری مقدار  $c_i$  برای  $c$  در معادله (۳) و کمینه کردن بار متوسط  $p_m$  (با  $\alpha_0 = \frac{\pi}{2}$  برای جاذب خالی) مقدار متوسط  $H_m$  و  $r_m$  برای چین نام می تواند به صورت زیر نوشته شود:

$$H_{mi} \approx \sqrt[3]{c_{i-1}^2 t} \quad (8)$$

$$r_{mi} = 0.69 \sqrt[3]{c_{i-1} t^2} \quad (9)$$

که از طریق آن  $g_1$ ،  $g_2$  و  $g_3$  محاسبه شده و جایگذاری شده اند. نهایتاً نیروی برخورد متوسط و میزان فشردگی به صورت زیر خواهد شد [17]:

$$P_{mi} = 4M_0 \left[ 9.6 \sqrt[3]{\frac{c_{i-1}}{t}} + \pi \tan \theta \right] \quad (10)$$

$$\delta_i = 2H_{mi} \quad (11)$$

راه حل ذکر شده، براساس یک هرم متقارن است و بنابراین برای جاذب های هرمی با دو سطح شیب دار قابل استفاده است. با توجه به این که شکل جزء فداشونده لکوموتیو زیمنس هرم با دو سطح شیب دار است می توان از راه حل ذکر شده برای تخمین نیروی ناشی از ضربه استفاده کرد.

**تأثیر نرخ کرنش.** تأثیر نرخ کرنش روی جاذب های هرمی فلزی که تحت بارگذاری دینامیکی قرار گرفته اند به صورت خلاصه در مرجع [17] آورده شده است. نسبت نیروی متوسط ضربه بارگذاری دینامیکی به

$\alpha = \alpha_0$  با انتگرال گیری از معادله (۲) به دست می آید:

$$P_m(\alpha_0) = \frac{4M_0}{(1 - \cos \alpha_0)} \left[ g_1 \frac{r}{t} + g_2 \frac{c}{H} + g_3 \frac{H}{r} \right] \quad (3)$$

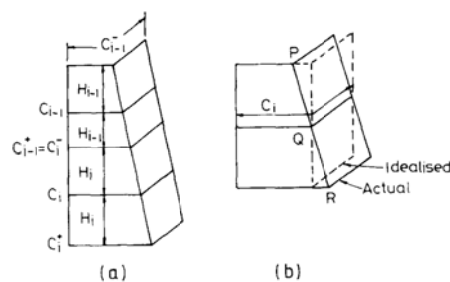
که  $g_i = \int_0^{\alpha_i} f_i d\alpha$  ( $i = 1, 2, 3$ ) مستقل از ابعاد جاذب است و تنها به گسترش تغییر شکل بستگی دارد. با کمینه کردن  $P_m$ ، مقدار  $H$  و  $r$  به صورت زیر به دست می آید:

$$H_m = \sqrt[3]{\frac{g_2^2}{g_1 g_3} c^2 t} \quad (4)$$

$$r_m = \sqrt[3]{\frac{g_2 g_3}{g_1^2} c t^2} \quad (5)$$

که با جایگذاری در رابطه (۲) معادله برای بار متوسط به صورت زیر می شود:

$$P_m(\alpha_0) = \frac{12M_0}{(1 - \cos \alpha_0)} \left( \frac{g_1 g_2 g_3 c}{t} \right)^{1/3} \quad (6)$$



شکل ۴ مکانیزم تغییر شکل جاذب های هرمی در حالت ایده آل (a) تعریف  $c_{i-1}$  (b) مقطع هرم در حالت ایده آل [17]

به عنوان اولین تقریب، رفتار جاذب هرمی به صورت یک سری از جاذب های غیرهرمی با سطح مقطع مستطیلی در نظر گرفته می شود که طول آن از یک چین به چین دیگری به صورتی که در شکل (۴) نشان داده شده است افزایش می یابد. برای چین نام به طول  $2H_i$ ، طول کمینه یک چهارم محیط  $c_i^-$ ، طول بیشینه یک چهارم محیط  $c_i^+$  و مقدار متوسط  $c_i$  نامیده می شود.

فداشونده هر می است. ابعاد قاعده کوچکتر  $430 \text{ mm} \times 400 \text{ mm}$  و ابعاد قاعده بزرگتر  $800 \text{ mm} \times 480 \text{ mm}$  است. طول جزء فداشونده  $830 \text{ mm}$  و ضخامت آن  $15 \text{ mm}$  است. از آنجایی که ضخامت قطعه مورد نظر نسبت به ابعاد آن کم نیست برای مدل سازی از المان Solid استفاده شده است. مدول یانگ برای فولاد مورد نظر  $200 \text{ GPa}$ ، ضریب پواسون  $0.3$  و چگالی برابر  $7800 \text{ kg/m}^3$  می باشد [20]. آزمایش تست کشش ساده برای به دست آوردن خواص این فولاد براساس استاندارد ASTM E8M-09 انجام شده است. جزئیات بیشتر در مرجع [20] بیان شده است.

جزء فداشونده مورد نظر از یک طرف به پایه ای صلب متصل است و از یک ورق صلب به عنوان ضربه زننده در مدل سازی استفاده شده است. جرم متمرکز  $100 \text{ تن}$  در مرکز این ورق صلب قرار داده شده است که معادل با جرم قطار می باشد. از الگوریتم سطح به سطح (surface to surface) برای تماس ضربه زننده صلب و جزء فداشونده استفاده شده است و از الگوریتم تماس عمومی (General contact) برای تماس قسمت های مختلف جزء فداشونده با یکدیگر در حین ضربه استفاده شده است. در هر دو مورد ضریب اصطکاک برابر  $0.3$  معادل ضریب اصطکاک تماس فولاد با فولاد در نظر گرفته شده است. جزء فداشونده از سمت پایه کاملاً مقید است و از سمت آزاد ورق صلب با سرعت  $120 \text{ km/hr}$  به آن برخورد می کند که این سرعت، سرعت حرکت لکوموتیو زیمنس در خطوط ایران است. شکل (۵) مدل سازی جزء فداشونده لکوموتیو زیمنس در نرم افزار آباکوس را نشان می دهد.

جزء فداشونده لکوموتیو زیمنس از فولاد S355J2G3 ساخته شده است که کاربرد این نوع فولاد بیشتر در صنایع ریلی می باشد. از آنجایی که در مسائل مربوط به برخورد، نرخ کرنش اهمیت بسیاری دارد و حتماً در مدل سازی ها باید اعمال شود، نمودار تنش-کرنش فولاد S355J2G3 در نرخ کرنش های مختلف در

نیروی متوسط ضربه بارگذاری شبه استاتیکی مشابه با جاذب غیرهرمی برای فولاد به صورت زیر است [18]:

$$\frac{P_m^d}{P_m^s} = 1 + \left(\frac{\xi}{6844}\right)^{\frac{1}{3.91}} \quad (12)$$

که  $3/91$  و  $6844$  ثوابت ماده می باشند. نرخ کرنش مؤثر،  $\xi$ ، در چینی که تحت سرعت  $V$  تشکیل شده است می تواند به صورت زیر نشان داده شود [18]:

$$\xi = 0.47 \frac{V}{c} \quad (13)$$

مقدار  $V$  به صورتی که در مراجع [17,18] آمده است برابر نصف سرعت برخورد اولیه  $V_0$ ، در طی کل تغییر شکل است. در حالی که  $c$  برای همه چین ها در یک جاذب غیرهرمی ثابت است، سرعت از  $V_0$  به صفر کاهش می یابد. بنابراین نرخ کرنش از یک چین به چین بعدی کاهش می یابد. علاوه بر این، در مورد جاذب های هر می مقدار  $c$  از یک چین به چین دیگری افزایش می یابد. هر دوی این عوامل، (یعنی افزایش  $c$  و کاهش سرعت) منجر به بیش ترین نرخ کرنش مؤثر در اولین چین می شود.

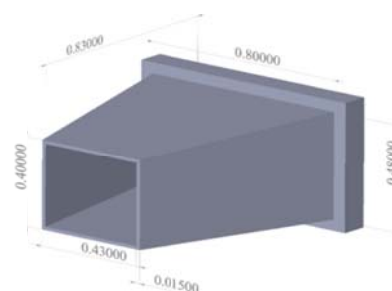
بنابراین می توان با وارد کردن اطلاعات مربوط به جزء فداشونده لکوموتیو زیمنس در معادله (۱۲) نیروی متوسط ناشی از ضربه را به دست آورد.

محاسبه نیروی لحظه ای ناشی از ضربه به روش تحلیلی در مرجع [19] برای جاذب های انرژی هر می در حالت کلی بیان شده است. نتایج [19] نشان می دهد می توان نیروی لحظه ای ناشی از ضربه را مشابه با حل انجام شده تخمین زد.

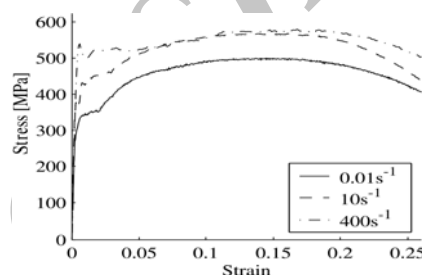
### مدل سازی و حل به روش المان محدود

مدل سازی جزء فداشونده لکوموتیو زیمنس با استفاده از نرم افزار آباکوس انجام شده است. شکل جزء

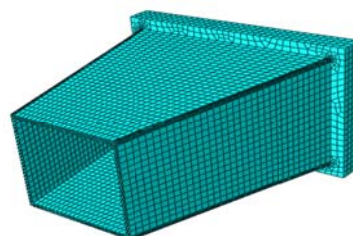
شکل (۶) آورده شده است [21].



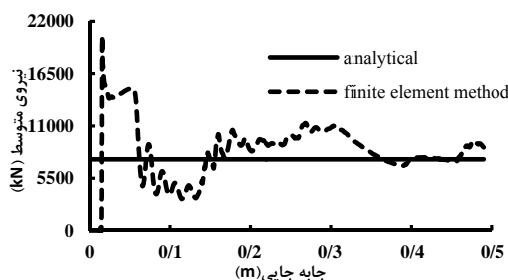
شکل ۵ مدل‌سازی جزء فداشونده لکوموتیو زیرمنس در نرم‌افزار آباکوس



شکل ۶ نمودار تنش-کرنش فولاد S355J2G3 در نرخ کرنش‌های مختلف



شکل ۷ مش‌بندی جزء فداشونده لکوموتیو زیرمنس



شکل ۸ نمودار نیرو بر حسب جابه‌جایی برای حل عددی و حل تحلیلی

مش‌بندی. در این مقاله به‌منظور مش‌بندی از المان C3D8R استفاده شده است. در راستای ضخامت از ۴ المان استفاده شده تا تأثیرات خطی‌سازی در راستای ضخامت در نتایج تأثیر نگذارد. به‌منظور اطمینان از این‌که نتایج به‌دست آمده از تعداد المان مستقل است ابتدا آنالیز حساسیت مش انجام شد. در این آنالیز با بیشتر کردن تعداد گره‌ها یا به تعبیری ریز کردن المان‌ها مقدار یک کمیت در یک گره ثبت شد. مشاهده شد که با زیاد کردن بیش از حد تعداد گره‌ها یا ریز کردن بیش از حد المان‌ها جواب‌های به‌دست آمده دچار خطا می‌شود. نهایتاً بهترین مش‌بندی که باعث می‌گردد نتایج تقریباً از تعداد المان‌ها مستقل شود، مش‌بندی با تعداد ۲۱۸۳۵ گره و ۱۷۲۲۸ المان است. شکل (۷) مش‌بندی جزء فداشونده را نشان می‌دهد.

### نتایج شبیه‌سازی و مقایسه با حل تحلیلی

نتایج شبیه‌سازی با نتایج تحلیلی شبیه‌سازی در مدت ۰/۰۱۵ ثانیه مقایسه شد. در این مدت ۰/۴۹ متر از طول جزء فداشونده دچار لهیدگی می‌شود و بعد از این زمان جزء فداشونده از انتها دچار بیرون‌زدگی می‌شود. نمودار نیرو بر حسب جابه‌جایی در شکل (۸) نشان داده شده است. در این نمودار نتایج حاصل از شبیه‌سازی با نتایج حاصل از حل تحلیلی (معادله ۱۲) مقایسه شده است. نتایج حاصل از حل تحلیلی با قرار دادن مقادیر مربوط به هندسه و جنس جزء فداشونده در معادله (۱۲) به‌دست آمده است که نهایتاً مقدار  $7496 \text{ kN}$  به‌عنوان متوسط نیرو محاسبه شده است که این مقدار با مقدار نیروی متوسط  $7806 \text{ kN}$  تخمین زده‌شده در شبیه‌سازی‌های عددی توافق خوبی دارد. نهایتاً از مقایسه این دو مقدار مشخص می‌شود که خطای شبیه‌سازی عددی تقریباً ۴/۱٪ است.

### استفاده از مدل‌های آسیب در شبیه‌سازی

به منظور حل دقیق‌تر و توافق بیشتر مسئله شبیه‌سازی شده با واقعیت از مدل‌های آسیب استفاده شده است. برای این منظور از سه مدل آسیب جانسون-کوک، GTN و روزالر اصلاح شده استفاده شده است. ابتدا به شرح شروع آسیب در این مدل‌ها پرداخته می‌شود و سپس اطلاعات لازم برای وارد کردن این معیارهای آسیب در نرم‌افزار آباکوس شرح داده می‌شود و نهایتاً معیار آسیب مناسب از مقایسه نتایج حاصل از مدل‌سازی با معیارهای آسیب مختلف با نتایج تست آزمایشگاهی مشخص می‌گردد.

می‌توان مدل‌های آسیب را به دو دسته کلی تقسیم‌بندی کرد: مدل‌های آسیب ماکروسکوپیک پیوسته (مدل‌های آسیب موجود در نرم‌افزار آباکوس) و مدل‌های آسیب ریزساختار. استفاده از مدل‌های آسیب پیوسته در نرم‌افزارهای المان محدود ساده است اما برای محاسبه پارامترهای آسیب در این مدل‌ها نیاز به اطلاعات آزمایشگاهی زیادی است. درحالی‌که در مدل‌های آسیب ریزساختار که تأثیر تنش سه‌محوره را روی رفتار آسیب شرح می‌دهند، پارامترهای آسیب مستقل از هندسه قطعه می‌باشد.

**مدل‌های آسیب پیوسته.** این مدل‌ها بر اساس متغیرهای حالت ماکروسکوپیک ایجاد شده‌اند. چنین متغیرهای حالتی می‌توانند مؤلفه‌ای از تانسور تنش، تانسور کرنش، نرخ کرنش و گاهی اوقات دما باشند. از آزمایش‌های مختلف مشخص شده است که فرآیند آسیب که منجر به شکست ناگهانی جسم می‌شود به شدت به تاریخچه بارگذاری مرتبط است. بنابراین از برخی از این متغیرهای آسیب برای تعیین تأثیر تاریخچه بارگذاری استفاده شده است.

چنین مدل‌هایی از مدل‌های آسیب ریزساختار ساده‌تر هستند. در این مدل‌ها فلز نرم به صورت یک ماده پیوسته بدون خلل و فرج ایده‌آل‌سازی می‌شود. هم‌چنین

در مدل‌های آسیب پیوسته، آسیب به صورت یک متغیر جدا که مستقل از استحکام ماده است عمل می‌کند. در این مدل‌ها که به مدل‌های آسیب کرنش انباشته نیز معروف‌اند فرض می‌شود که تاریخچه تغییر شکل پلاستیک ماده منجر به آسیب می‌شود. زمانی که متغیر آسیب از مقدار بحرانی‌اش بیشتر شود شکست اتفاق می‌افتد. مقدار بحرانی متغیر آسیب برای هر ماده به تابع وزنی آن بستگی دارد و این تابع وزنی، تابعی از حالت تنش، دما، نرخ کرنش و ... است. به عبارت دیگر مدل آسیب کرنش انباشته می‌تواند به صورت زیر نوشته شود:

$$D = \int_0^{\epsilon_c} f(\sigma, \epsilon, T, \dot{\epsilon}) d\epsilon_p \quad (14)$$

در ادامه مدل آسیب پیوسته موجود در نرم‌افزار آباکوس معرفی می‌شود.

**مدل آسیب جانسون-کوک.** جانسون و کوک با در نظر گرفتن یک مدل برای شکست براساس کرنش انباشته، مدل اولیه‌شان را گسترش دادند. مدل شکست جانسون-کوک براساس کرنش انباشته به صورت زیر است:

$$\epsilon^F = \left( D_1 + D_2 \exp \left[ D_3 \frac{P}{\sigma_{eff}} \right] \right) (1 + D_4 \ln \dot{\epsilon}) (1 + D_5 T_H) \quad (15)$$

که در این رابطه  $\sigma_{eff}$  تنش مؤثر P فشار هیدرواستاتیکی و  $D = \sum \frac{\Delta \epsilon_{eff}^p}{\epsilon^F}$  است. شکست زمانی اتفاق می‌افتد که  $D = 1$ . مدل جانسون-کوک همان‌طور که مشاهده می‌شود نیازمند به داشتن پنج ثابت ماده است.

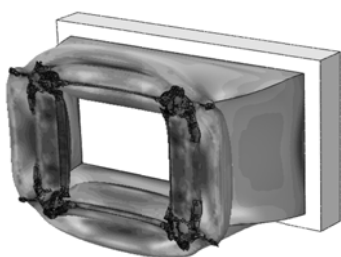
براساس مرجع [22]، برای به دست آوردن ثابت‌های موجود در معادله جانسون-کوک از اطلاعات به دست آمده از آزمایش‌ها و شبیه‌سازی‌های عددی در نرخ کرنش‌های مختلف و سطوح مختلف تنش سه‌محوری استفاده شده است. برای استفاده از این مدل فقط به

جدول ۲ ثابت‌های مدل جانسون-کوک برای فولاد نرم [22]

$D_1$	$D_2$	$D_3$	$D_4$
۰	۸/۵۴	۲/۵	-۰/۱۳۲
$D_5$	نقطه ذوب	دمای گذار	نرخ کرنش مرجع
۰	۰	۰	۰/۰۲

همان‌طور که در شکل (۹) نشان داده شده است در نبود اطلاعات بیشتر از ۲/۵ برای  $\frac{\sigma_m}{\sigma_e}$  و هم‌چنین مقادیر کوچک کرنش شکست برای  $\frac{\sigma_m}{\sigma_e}$  متوسط، می‌توان فرض کرد که مقدار  $D_1$  برای فولاد نرم صفر است. دو ثابت  $D_2$  و  $D_3$  با گذراندن منحنی از اطلاعات به دست آمده از تست محاسبه شده‌اند. ثابت  $D_4$  نیز با در نظر گرفتن نرخ کرنش مرجع قابل محاسبه است. توضیحات بیشتر در [22] بیان شده است. نهایتاً ثوابت مورد نیاز برای معیار جانسون-کوک در جدول (۲) آورده شده است [22].

از اطلاعات موجود در جدول (۲) برای معیار جانسون-کوک در نرم‌افزار آباکوس استفاده شد و شبیه‌سازی در مدت ۰/۰۱۵ ثانیه صورت گرفت. کانتور تنش در شکل (۱۰) نشان داده شده است. مشاهده می‌شود که جزء فداشونده از گوشه‌ها دچار پارگی می‌شود و این پارگی به سایر قسمت‌ها گسترش می‌یابد.



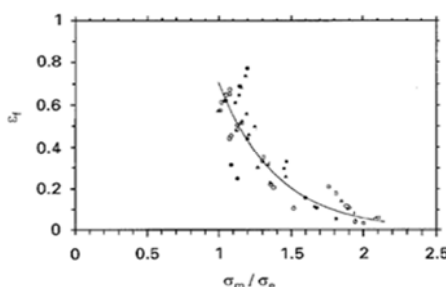
شکل ۱۰ کانتور تنش برای مدل جانسون - کوک

مدل‌های آسیب ریزساختار. ریزساختار فلزات شامل دانه‌ها، ذرات فاز ثانویه، رسوبات و حفره‌هاست. برخلاف فرضیات مدل‌های آسیب ماکروسکوپی، در مدل‌های آسیب ریزساختار ماده به صورت مجموعه‌ای از

تعداد محدودی از ثابت‌ها نیاز است، درحالی‌که برای استفاده از مدل‌های شکست فلزات نرم نیاز به ثابت‌های بیشتری است [23, 24]. نتایجی که در ادامه بیان خواهد شد برای فولاد نرم (Mild steel) است که این نوع فولاد از نظر خصوصیات مکانیکی شباهت زیادی به فولاد S355J2G3 دارد. (نتایج مقایسه خواص مکانیکی این دو فولاد در جدول (۱) نشان داده شده است). براساس نتایج آزمایش‌های مرجع [22] مشخص می‌شود که کرنش شکست به تنش سه‌محوری  $\frac{\sigma_m}{\sigma_e}$  وابستگی زیادی دارد درحالی‌که در نرخ کرنش‌های مختلف تغییر چندانی نمی‌کند. هم‌چنین آزمایش‌ها در دمای اتاق انجام شده است بنابراین ثابت  $D_5$  در معادله (۱۵) تحت این شرایط برابر صفر است. اولین ترم در معادله (۱۵) که از عبارت ارائه شده توسط هنکاک و مکنزی [25] پیروی می‌کند نشان می‌دهد با افزایش تنش سه‌محوری، کرنش به صورت نمایی کاهش می‌یابد.

جدول ۱ مقایسه خواص مکانیکی فولاد نرم و S355J2G3

فولاد	مدول الاستیک (GPa)	استحکام تسلیم (MPa)
فولاد نرم (mild steel) [26]	۲۰۷	۳۴۰
[20] S355J2G3	۲۰۰	۳۵۵



شکل ۹ نمودار کرنش مؤثر بر حسب تنش سه‌محوری

برای فولاد نرم [22]



برسد ترک ظاهر می‌شود و زمانی که  $f$  به  $f_U^*$  (گسترش نهایی حجم حفره) برسد ماده قابلیت تحمل تنش را کاملاً از دست می‌دهد.

با توجه به این که مدل آسیب GTN در بین مدل-های آسیب نرم‌افزار آباکوس وجود ندارد برای استفاده از این مدل آسیب در نرم‌افزار از سابروتین نویسی استفاده شده است. سابروتین مورد استفاده در اینجا سابروتین Vumat است که برای تعریف مدل‌های پیچیده مواد و همچنین مدل‌هایی که در محیط گرافیکی نرم‌افزار وجود ندارد مورد استفاده قرار می‌گیرد. در Vumat ابتدا برای ماتریس مواد خصوصیات الاستیک تعریف می‌شود سپس خصوصیات تسلیم و پلاستیک ماده تعریف می‌شود و در نهایت برای نرم‌افزار تعریف می‌شود که اگر مقدار تنش از حد مجاز بیشتر شود شروع به حذف المان‌های مورد نظر بکند. همان‌طور که از معادله (۱۶) مشخص است برای تعریف این مدل آسیب نیاز به چند پارامتر ورودی است که این پارامترها مربوط به جنس ماده مورد نظر می‌شود. در اینجا از اطلاعات موجود در کار هویون تو و زیگفرید اشمودر [28] به منظور وارد کردن پارامترهای ورودی برای مدل آسیب GTN برای جزء فداشونده لکوموتیو زیمنس استفاده شده است. اطلاعات موجود از مرجع [28] برای فولاد s355 در جدول (۳) آورده شده است.

شبه‌سازی در مدت زمان ۰/۰۱۵ ثانیه انجام شد. در این حالت به علت وجود سابروتین مدت زمان حل زیادتر شد. نهایتاً کانتور تنش در شکل (۱۱) نشان داده شده است.

جدول ۳ اطلاعات ورودی برای استفاده از مدل آسیب GTN

$q_1$	$q_2$	$q_3$	$\epsilon_n$
۱/۵	۱	۲/۲۵	۰/۲
$s_n$	$f_n$	$f_c$	$f_f$
۰/۱	۰/۰۱	۰/۰۵	۰/۲

سلول‌های غیرهمگن فرض می‌شود.

فرآیند انباشته شدن کرنش که منجر به شکست نرم می‌شود در این مدل‌های آسیب بسیار پیچیده است. مشاهدات متالورژی نشان می‌دهد که شکست فلزات نرم اغلب با جوانه‌زنی، رشد و به هم پیوستن ریزحفره‌ها تحت تنش‌های کششی شروع می‌شود. بنابراین در این مدل‌های آسیب مواد به صورت ساختاری متخلخل در نظر گرفته می‌شوند.

در ادامه دو مدل آسیب ریزساختار GTN و روزالر اصلاح شده معرفی می‌شوند.

**مدل آسیب GTN** در مکانیک محیط پیوسته، مدلی برای پلاستیسیته فلزات متخلخل توسط گازسون ارائه شد [6] که بعدها سطح تسلیم اولیه آن توسط تورگارد و نیدلمن [7,8] تصحیح گردید.

این معادله که به مدل گازسون - تورگارد - نیدلمن یا همان GTN معروف است به صورت زیر است:

$$\phi = \left( \frac{\sigma_{eq}}{\sigma} \right)^2 + 2q_1 f^* \cosh \left( \frac{q_2 \sigma_m}{2\sigma} \right) \quad (16)$$

$$1 - q_3 f^{*2} = 0$$

در این رابطه  $\sigma_{eq}$  تنش معادل فون - میزس،  $\sigma_m$  تنش هیدرواستاتیکی،  $\sigma$  تانسور تنش و  $f$  میزان رشد حفره‌ها را نشان می‌دهد. پارامترهای  $q_1, q_2, q_3$  پارامترهای معرفی شده توسط تورگارد هستند [27] و  $f^*$  تابعی است که آسیب ناشی از به هم پیوستن حفره‌ها را زمانی که حجم حفره به مقدار بحرانی  $f_c$  برسد نشان می‌دهد.

$$f^* = \begin{cases} f & \text{for } f \leq f_c \\ f_c + k(f - f_c) & \text{for } f \geq f_c \end{cases}$$

$$k = \frac{f_U^* - f_c}{f_F - f_c} \quad (17)$$

بر طبق این معادله، زمانی که  $f$  به مقدار نهایی  $f_F$

به صورت زیر است:

$$f = \frac{(D + k_w \omega(\sigma)) f_0}{(D + k_w \omega(\sigma) - D f_0) e^{-(D + k_w \omega(\sigma)) p} + D f_0} \quad (19)$$

که در این رابطه:

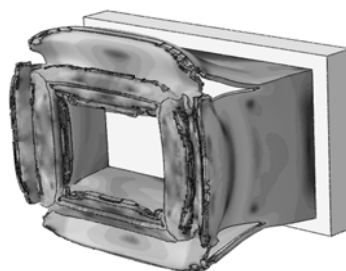
$$\omega = \left( \frac{27 J_3}{2 \sigma_{eq}^3} \right)^2 \quad (20)$$

برای استفاده از مدل روزالر اصلاح شده در قطعه مورد نظر باید کدنویسی کرد. با توجه به اینکه مدل آسیب روزالر اصلاح شده جزو مدل های آسیب موجود در نرم افزار آباکوس نیست برای وارد کردن آن در مدل، مشابه قسمت قبل باید از سابروتین Vumat استفاده کرد. از کار یوهانگ گوا و شننگدن ژائو در مرجع [30] به منظور نوشتن معادلات و حل عددی آن ها استفاده شده است. هم چنین برای به دست آوردن پارامتر مواد ( $D$  و  $\sigma$ ) از مرجع [13] استفاده شده است. در این مرجع از مدل آسیب روزالر برای فولاد A508 CI 3 استفاده شده است که خصوصیات مکانیکی این فولاد با خصوصیات مکانیکی فولاد به کار رفته در جزء فداشونده لکوموتیو زمینس هم خوانی قابل قبولی دارد (جدول ۴). با توجه به مرجع [13] از مقادیر  $\sigma = 2$  و  $D = 490 \text{ Mpa}$  در شبیه سازی های عددی استفاده شده است.

مشابه مدل های آسیب قبلی، شبیه سازی در مدت زمان ۰/۰۱۵ ثانیه انجام شد. در این حال به علت وجود سابروتین زمان کامل شدن حل در نرم افزار بیشتر شد. نهایتاً کانتور تنش در شکل (۱۲) نشان داده شده است.

جدول ۴ مقایسه خواص مکانیکی A508 CI 3 و S335J2G3

فولاد	مدول الاستیک (GPa)	استحکام تسلیم (MPa)
A508 CI 3 [31]	۲۰۵	۳۸۰
S335J2G3 [20]	۲۰۰	۳۵۵



شکل ۱۱ کانتور تنش برای مدل GTN

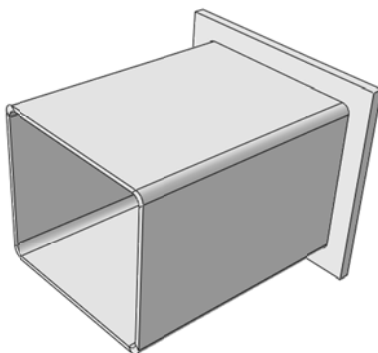
مدل آسیب روزالر اصلاح شده. این مدل برای اولین بار توسط نیشون و هاجینسون [29] پیشنهاد شد. این مدل می تواند هر دو نوع شکست ناشی از کشش و برش را نشان دهد. از مدل سختی همسانگرد (isotropic hardening) آسیب استفاده شده است. دو متغیر داخلی برای نشان دادن فرآیند آسیب ماده در این مدل به کار رفته است، اولین متغیر کرنش پلاستیک معادل  $p$  است و دیگری میزان گسترش حجم حفره  $f$  است که متغیر آسیب نامیده می شود. معادله آسیب روزالر هم چنین شامل تابع پتانسیل تسلیم، رابطه تنش - کرنش و تغییرات متغیر آسیب است. تابع پتانسیل تسلیم به صورتی که در معادله (۱۸) نشان داده شده است رابطه ای است که میزان رشد آسیب را به تنش هیدرواستاتیکی مرتبط می کند.

$$\phi = \frac{\sigma_{eq}}{\rho} - R(p) + Df\sigma_1 \exp\left(\frac{\sigma_m}{\rho\sigma_1}\right) = 0 \quad (18)$$

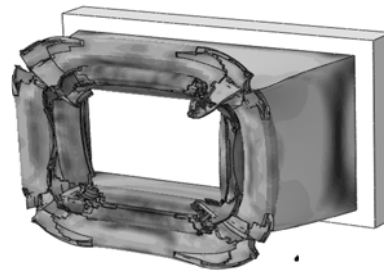
که در این رابطه  $\sigma = \sigma_d + \sigma_m I$  تناسور تنش کوشی،  $\sigma_d$  تنش دیویاتوریک،  $\sigma_m$  تنش هیدرواستاتیکی،  $I$  تناسور واحد مرتبه دوم،  $\sigma_{eq}$  تنش معادل فون میزس،  $\rho = (1 - f)/(1 - f_0)$  چگالی نسبی،  $f$  متغیر آسیب یا گسترش حجم حفره،  $f_0$  حجم اولیه حفره در ماده،  $R(p)$  تابع سختی ماده،  $p$  کرنش پلاستیک معادل و  $D$  و  $\sigma_1$  ثوابت ماده برای رابطه روزالر است (معمولاً  $D = 2$  در نظر گرفته می شود [12-14]).

متغیر آسیب برای مدل آسیب روزالر اصلاح شده

**تعیین مدل آسیب مناسب.** برای تعیین مدل آسیب مناسب باید نتایج حاصل از شبیه‌سازی با مدل‌های آسیب مختلف را با نتایج آزمایشگاهی مقایسه کرد. برای این منظور نیاز به اطلاعات آزمایشگاهی از تست برخورد جزء فداشونده لکوموتیو زیمنس است که متأسفانه چنین اطلاعاتی حتی در شرکت سازنده این لکوموتیو (شرکت مپنا) وجود ندارد. نهایتاً برای انتخاب مدل آسیب مناسب از اطلاعات تست جزء فداشونده دیگری استفاده شده است. کار روی این جزء فداشونده توسط اینک و ترکمن در سال ۲۰۱۱ [32] انجام شده است. با توجه به این‌که جنس این جزء فداشونده از فولاد است و هم‌چنین نسبت طول به ضخامت آن برابر  $\frac{l}{t} = 55$  است به خوبی شرایط هندسی آن با شرایط جزء فداشونده لکوموتیو زیمنس تطابق دارد ( $\frac{l}{t} = 55.3$ ). بنابراین از اطلاعات موجود در [32] استفاده شده و مدلی مطابق شکل (۱۳) برای این جزء فداشونده ساخته شده است. سپس در مدت زمان ۵۰ میلی‌ثانیه شبیه‌سازی با سه مدل آسیب مختلف صورت گرفت و نتایج حاصل از شبیه‌سازی با نتایج حاصل از تست مقایسه شد. شکل‌های (۱۶-۱۴) مقایسه نتایج شبیه‌سازی با مدل‌های آسیب مختلف را با نتایج حاصل از اطلاعات آزمایشگاهی نشان می‌دهد.



شکل ۱۳ مدل طراحی شده براساس اطلاعات مرجع [32]



شکل ۱۲ کانتور تنش برای مدل روزالر اصلاح شده

جدول ۵ مقایسه بین خصوصیات برخورد در شبیه‌سازی با

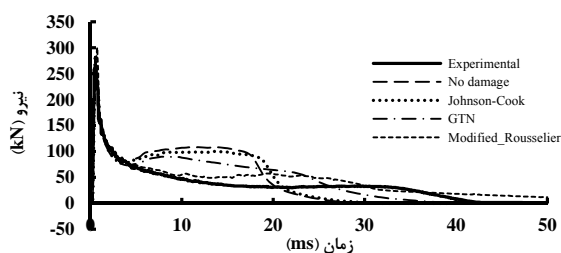
مدل‌های آسیب مختلف		$F_{max}(kN)$	$E(MJ)$	مدل
کاهش	کاهش			
$F_{max}$	$E$			
٪۳/۵	٪۳۱	۱۹۶۲۴	۲/۸۱	جانسون-کوک
٪۴/۳	٪۳۸	۱۹۴۵۷	۲/۵۳	GTN
٪۱۶/۹	٪۳۶	۱۶۹۱۷	۲/۶۲	روزالر اصلاح شده

**مقایسه بین مدل‌های آسیب مختلف.** به منظور مقایسه بین مدل‌های آسیب مختلف، مقادیر بیشینه نیرو و بیش‌ترین جذب انرژی برای هر مدل آسیب محاسبه شده و نتایج در جدول (۵) آورده شده است. مقادیر درصدی نسبت به نتایج شبیه‌سازی بدون در نظر گرفتن معیار آسیب محاسبه شده است.

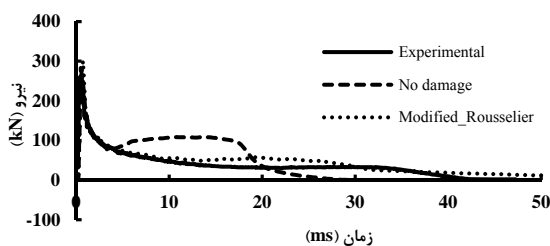
با توجه به نتایج جدول مشخص می‌شود که استفاده از مدل‌های آسیب باعث کاهش بیشینه نیرو می‌شود. علت این امر، پاره شدن جسم در حین برخورد است که باعث می‌شود جسم مقاومت کمتری در برابر تغییر شکل اولیه از خود نشان دهد. البته این موضوع باعث کاهش جذب انرژی نیز می‌شود. از نتایج جدول مشخص می‌شود که مدل آسیب روزالر اصلاح شده بهترین خصوصیات برخورد را، از نظر کاهش بیشتر بیشینه نیرو و افت کمتر انرژی جذب شده، در بین مدل‌های آسیب دارد. حال باید تعیین کرد کدام مدل آسیب می‌تواند رفتار برخورد جزء فداشونده لکوموتیو زیمنس را به درستی نشان دهد.

چین خوردگی در سازه ایجاد نمی‌شود. بنابراین اولین اتفاقی که طی برخورد رخ می‌دهد پاره شدن سازه است بنابراین شبیه‌سازی تست برخورد قطعه‌ای که ضخامت آن زیاد است بدون در نظر گرفتن معیار آسیب عملاً نتایج اشتباهی می‌دهد.

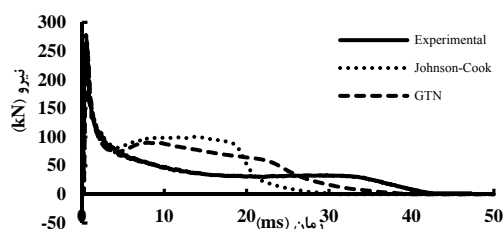
به‌علاوه، همان‌طوری که شکل‌های (۱۶ و ۱۴) نشان می‌دهند نمودار مربوط به مدل آسیب پیوسته (مدل جانسون-کوک) نسبت به نمودارهای مربوط به مدل‌های آسیب ریزساختار (GTN و روزالر اصلاح‌شده) دارای خطای بیشتری است. زیرا مدل‌های آسیب پیوسته جسم را به‌صورت پیوسته و بدون فرج و خلل در نظر می‌گیرند. این ویژگی باعث می‌شود که فرآیند آسیب مستقل از رفتار پلاستیک مواد در نظر گرفته شود. به‌عبارت دیگر، با گسترش آسیب در ماده، در این مدل‌های آسیب، خصوصیات پلاستیک مواد بدون تغییر می‌ماند. بنابراین آسیب به‌صورت تدریجی در خصوصیات مکانیکی ماده اثر نمی‌گذارد بلکه به‌صورت یک افت ناگهانی در نمودار تنش - کرنش ماده رخ می‌دهد که این ساده‌سازی رفتار شکست ماده را از واقعیت دور می‌کند. درحالی‌که در مدل‌های آسیب ریزساختار چون ماده به‌صورت متخلخل در نظر گرفته می‌شود آسیب به‌صورت تدریجی با رشد حفره‌ها، بهم پیوستن آن‌ها و شکل‌گیری حفره‌های بزرگ‌تر در خصوصیات مکانیکی ماده اثر می‌گذارد. همین نکته باعث شده است که نمودار مربوط به مدل آسیب جانسون - کوک در شکل‌های (۱۶ و ۱۴) دچار افت ناگهانی شود درحالی‌که در مدل آسیب GTN و مدل آسیب روزالر اصلاح‌شده مشابه نتایج آزمایشگاهی منحنی دچار افت ناگهانی نشده و به‌تدریج کاهش می‌یابد. علت موفقیت مدل‌های ریزساختاری این است که در این مدل‌ها تابع تسلیم جدیدی معرفی می‌شود که پلاستیسیته را به آسیب انباشته مرتبط می‌کند و از این طریق آسیب به‌صورت تدریجی اثر خود را در خصوصیات مکانیکی ماده نشان می‌دهد.



شکل ۱۴ نمودار نیرو برحسب جابه‌جایی برای سه مدل آسیب مختلف و نتایج آزمایشگاهی



شکل ۱۵ نمودار نیرو برحسب جابه‌جایی برای مدل روزالر اصلاح شده، مدل بدون معیار آسیب و نتایج آزمایشگاهی

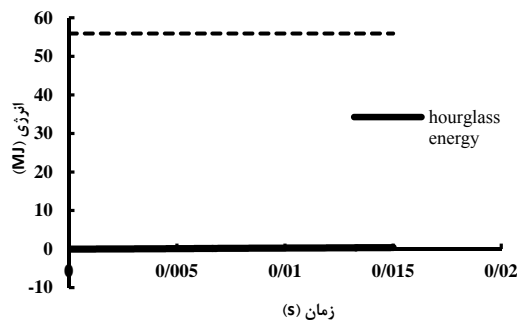


شکل ۱۶ نمودار نیرو برحسب جابه‌جایی برای مدل جانسون - کوک، مدل GTN و نتایج آزمایشگاهی

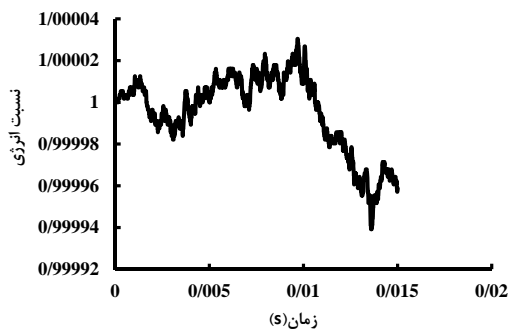
### تفسیر نتایج

می‌توان از جنبه‌های مختلف این نمودارها را مورد بررسی قرار داد. اولین نکته‌ای که جلب توجه می‌کند این است که عدم استفاده از معیار آسیب نتایج صحیحی را نشان نمی‌دهد. همان‌طور که از منحنی‌های شکل‌های (۱۵ و ۱۴) مشخص است آن منحنی که مربوط است به نتایج شبیه‌سازی بدون در نظر گرفتن معیار آسیب، بیش‌ترین اختلاف را با منحنی مربوط به نتایج آزمایشگاهی دارد. چون ضخامت جزء فداشونده زیاد است، در طی برخورد مکانیزم‌های کم‌انرژی و

شکل (۱۷) انرژی کل و انرژی ساعت شنی را در یک نمودار نشان می‌دهد. با توجه به این شکل به وضوح مشخص است که مقدار انرژی ساعت شنی در محدوده ذکر شده در استاندارد قرار دارد. زیرا بیشینه انرژی ساعت شنی ( $0.39 \text{ MJ}$ ) معادل  $0.7$  درصد انرژی کل ( $55.93 \text{ MJ}$ ) است. بنابراین شرط اول استاندارد برقرار است.



شکل ۱۷ نمودار انرژی بر حسب زمان



شکل ۱۸ نمودار نسبت انرژی بر حسب زمان

شکل (۱۸) پارامتر نسبت انرژی بر حسب زمان را نشان می‌دهد. در این شکل نیز به وضوح شرط دوم استاندارد احراز شده است. زیرا پارامتر نسبت انرژی در محدوده  $0.99994$  تا  $1.00004$  در حال تغییر است که در محدوده تعیین شده در استاندارد قرار دارد و از حدود مورد اشاره در استاندارد تجاوز نمی‌کند. لذا شرط دوم

همچنین مشاهده می‌شود که از بین مدل‌های آسیب ریز ساختار، مدل آسیب GTN نسبت به مدل آسیب روزالر اصلاح شده انحراف بیشتری از نتایج آزمایشگاهی دارد. علت این انحراف این است که در مدل GTN هیچ جمله‌ای برای شکست ناشی از برش در نظر گرفته نشده است. همان‌طور که از معادله (۱۶) دیده می‌شود رشد حفره‌ها در این مدل تنها به تنش هیدرواستاتیکی مرتبط است بنابراین تغییر شکل برشی نمی‌تواند با در نظر گرفتن این مدل آسیب نشان داده شود در حالی که طی برخورد شکست ناشی از نیروی برشی یکی از مکانیزم‌های ایجاد آسیب است که مدل GTN از نشان دادن آن ناتوان است. اما در مدل روزالر اصلاح شده همان‌طور که بیان شد جمله‌ای برای در نظر گرفتن شکست ناشی از برش در نظر گرفته شده است. بنابراین همان‌طوری که از شکل‌ها دیده می‌شود مدل آسیب روزالر اصلاح شده بهترین تطابق را با نتایج آزمایشگاهی دارد و بهترین مدل برای تخمین شرایط ضربه جزء فداشونده لکوموتیو زیمنس می‌باشد.

**مقایسه میزان جذب انرژی در مدل آسیب روزالر اصلاح شده با استاندارد جذب انرژی.** با توجه به قسمت‌های قبل مشخص شد که در بین مدل‌های آسیب ذکر شده مدل آسیب روزالر اصلاح شده به خوبی شرایط تست برخورد جزء فداشونده لکوموتیو زیمنس را تخمین می‌زند. در این بخش به منظور بررسی صحت مدل‌سازی کامپیوتری، نتایج حاصل از شبیه‌سازی با در نظر گرفتن مدل آسیب روزالر اصلاح شده با شرایط ذکر شده در استاندارد ECE R 66 مقایسه شده است. با توجه به این استاندارد، مدل‌سازی کامپیوتری زمانی صحیح است که دو شرط زیر هم‌زمان برقرار باشد:

۱. مقدار انرژی ساعت شنی باید کمتر از ۵ درصد انرژی کل باشد.
۲. مقدار پارامتر نسبت انرژی نباید از  $1 \pm 0.05$  تجاوز کند.

استاندارد نیز برقرار است. بنابراین با توجه به احراز شرایط مطرح در استاندارد ECE R 66، صحت مدل سازی کامپیوتری طبق این استاندارد تأیید می گردد.

### استفاده از فوم به منظور افزایش جذب انرژی

به منظور بهبود جذب انرژی جزء فداشونده شیوه های مختلفی وجود دارد. یکی از بهترین شیوه ها استفاده از فومها به منظور جذب بیشتر انرژی در حین ضربه است. هانسن و دیگران [33, 34] برای نشان دادن نقش فوم آلومینیوم در جذب انرژی، تیوب های جدار نازک پر شده از فوم آلومینیوم را به صورت آزمایشگاهی و حل عددی مورد مطالعه قرار دادند. مطالعات آنها نشان داد که استفاده از فوم آلومینیوم به عنوان جاذب انرژی در کاربردهای مربوط به ضربه باعث افزایش جذب انرژی می شود اما از طرف دیگر نیروی حاصل از برخورد را نیز افزایش می دهد.

در این جا از فوم آلومینیوم به عنوان جاذب انرژی استفاده شده است. فوم آلومینیوم در نظر گرفته شده با فرآیند ریخته گری پیوسته تولید شده و به نام Hydro Aluminium AS شناخته می شود. چگالی این فوم  $340 \text{ kg/m}^3$ ، مدول یانگ آن  $0.948 \text{ Gpa}$  و ضریب پواسون آن  $0.325$  است. ابعاد هندسی فوم مورد نظر به صورتی طراحی شده است که با قرار دادن آن داخل جزء فداشونده، حجم خالی داخل جزء فداشونده کاملاً پر شود. جرم فوم آلومینیوم مورد نظر با ابعاد هندسی بیان شده  $68.34 \text{ g}$  است که با قرار دادن آن داخل جزء فداشونده جرم جزء فداشونده  $11.3\%$  افزایش می یابد. هانسن و هپرستد [35] خصوصیات کرنش سختی این فوم آلومینیوم را با یک معادله ساده به صورت زیر شرح دادند.

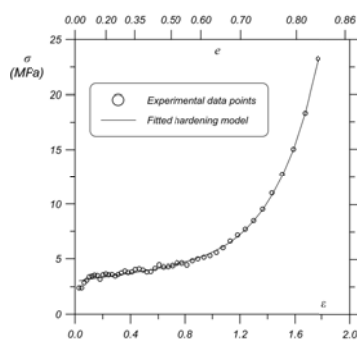
$$\sigma = \sigma_p + \gamma \frac{e}{e_D} + \alpha \ln \left[ \frac{1}{1 - \left(\frac{e}{e_D}\right)^\beta} \right] \quad (21)$$

$$e_D = 1 - \left[ \frac{\rho_f}{\rho_{f0}} \right]$$

اولین جمله  $\sigma_p$  نشان دهنده تنش تک محوری یا فشار هیدرواستاتیکی پس از گذر از ناحیه الاستیک است. به صورتی که دیده می شود این جمله مستقل از کرنش  $e$  است. دومین جمله مربوط به کرنش - سختی خطی است که شیب منحنی کرنش با  $\gamma$  ثابت کرنش - سختی نشان داده شده است. آخرین جمله نشان دهنده کرنش - سختی غیرخطی است که با ثابت  $\alpha$  (ضریب تناسب) و  $\beta$  (ضریب شکل) توصیف شده است.

هانسن و هپرستد [36] مدل ارائه شده را بر اساس تست های تک محوری انجام شده روی نمونه فوم آلومینیوم بهینه کردند. نهایتاً به صورتی که در شکل (۱۹) نشان داده شده است مشخص شد که مدل ارائه شده قادر است همه منحنی های تنش - کرنش اندازه گیری شده را با دقت خوبی تخمین بزند.

معادله (۲۱) همراه با اطلاعات بهینه شده در جدول (۶) شرح کاملی از خصوصیات کرنش سختی فوم آلومینیوم برای استفاده در شبیه سازی های عددی را ارائه می دهد.



شکل ۱۹ انطباق مدل کرنش سختی پیشنهادی با نتایج آزمایشگاهی برای فوم آلومینیوم [36]

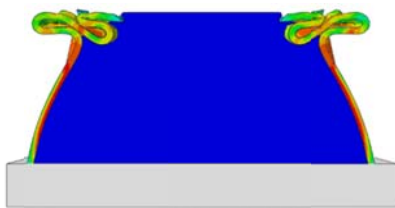
جدول ۶ ضرایب مورد استفاده در مدل کرنش

سختی فوم آلومینیوم [36]

ضریب	$\sigma_p$	$\alpha$	$1/\beta$	$\gamma$	$E_p$
$C_0$	۰	۰	۰/۱۰۵	۰	۰
$C_1$	۱۷۲۰	۲۴۰	۹/۸۵	۱۵۹	۲
n	۲/۸۹	۱	۳	۱/۷۷	۳/۳۳

### تفسیر نتایج

شکل (۲۳) نحوه تشکیل چین و قرار گرفتن فوم بین چین‌ها را نشان می‌دهد. از این شکل مشخص می‌شود علت این‌که استفاده از فوم توانسته است جذب انرژی را افزایش دهد این است که در هنگام ایجاد چین در جزء فداشونده فوم بین چین‌ها قرار گرفته است و مقاومت سازه را در برابر چین خوردگی افزایش می‌دهد بنابراین انرژی جذب شده بیشتر می‌شود.



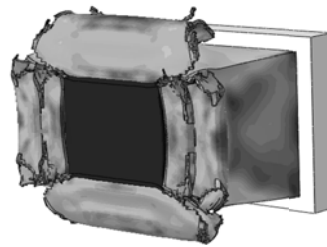
شکل ۲۳ قرار گرفتن فوم بین چین‌های ایجادشده در حین ضربه

### نتایج

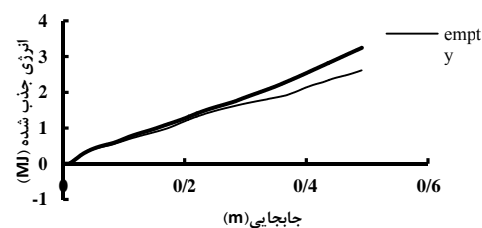
در این مقاله عملکرد برخورد لکوموتیو ER24PC زیرمنس مورد بررسی قرار گرفت. این کار با استفاده از حل عددی و نرم‌افزار آباکوس صورت پذیرفت. در طی این شبیه‌سازی، دو پارامتر بیشینه نیرو و انرژی جذب شده - که دو عامل مهم در بررسی‌های مربوط به عملکرد برخورد قطعات محسوب می‌شوند - مورد مطالعه قرار گرفت. در نهایت نتایج زیر به دست آمد:

۱. از مقایسه نتایج نرم‌افزاری با نتایج حل تحلیلی مشخص شد که دقت نتایج مدل‌سازی در نرم‌افزار آباکوس در حد قابل قبول است.
۲. به علت این‌که ضخامت ورق جزء فداشونده لکوموتیو زیرمنس زیاد است و در حین برخورد پاره می‌شود شبیه‌سازی بدون در نظر گرفتن معیار آسیب نتایج صحیحی را نشان نمی‌دهد.
۳. مدل‌های آسیب نرم‌افزار آباکوس به علت این‌که ماده را به صورت پیوسته و بدون خلل و فرج در نظر می‌گیرند رفتار شکست را به درستی نشان نمی‌دهند.

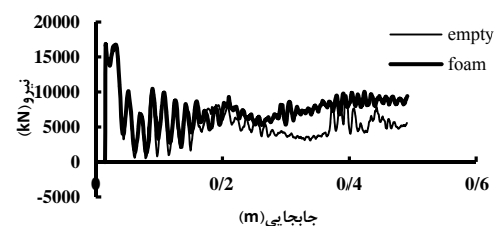
نتایج حاصل از شبیه‌سازی. شبیه‌سازی با استفاده از مدل روزالر اصلاح‌شده و با قرار دادن ماده فوم آلومینیوم با مشخصاتی که در قسمت قبل ذکر شد داخل جزء فداشونده لکوموتیو زیرمنس، انجام شد. کانتور تنش در لحظه  $0/013$  ثانیه در شکل (۲۰) نشان داده شده است. نمودار جذب انرژی برحسب جابه‌جایی برای جزء فداشونده خالی و جزء فداشونده پر شده از فوم در شکل (۲۱) نشان داده شده است. مشاهده می‌شود که جذب انرژی با وجود فوم به مقدار  $24$  درصد افزایش می‌یابد درحالی‌که نیروی بیشینه تنها به میزان  $0/2$  درصد رشد می‌یابد (شکل ۲۲).



شکل ۲۰ کانتور تنش در لحظه  $0/013$  ثانیه با وجود فوم



شکل ۲۱ نمودار جذب انرژی برحسب جابه‌جایی برای جزء فداشونده خالی و جزء فداشونده پر شده از فوم



شکل ۲۲ نمودار نیرو بر حسب جابه‌جایی برای جزء فداشونده خالی و جزء فداشونده پر شده از فوم

- درحالی که در مدل‌های آسیب ریزساختار ماده به صورت متخلخل در نظر گرفته می‌شود
۴. به علت این که مدل آسیب روزالر اصلاح شده جمله‌ای برای شکست ناشی از برش در نظر می‌گیرد نسبت به مدل آسیب GTN که فاقد این ویژگی است رفتار شکست جزء فداشونده لکوموتیو زیمنس را دقیق‌تر نشان می‌دهد و بنابراین بهترین مدل آسیب برای شبیه‌سازی برخورد جزء فداشونده لکوموتیو زیمنس است.
۵. به منظور تأیید صحت شبیه‌سازی‌های انجام شده با
- مدل آسیب روزالر اصلاح شده، از استاندارد ECE R 66 استفاده شد و نشان داده شد که شبیه‌سازی‌های صورت گرفته به خوبی شرایط بیان شده در استاندارد ECE R 66 را ارضا می‌کند.
۶. استفاده از فوم آلومینیوم جذب انرژی را به میزان ۲۴ درصد افزایش می‌دهد درحالی که بیشینه نیرو تنها به میزان ۰/۲ درصد رشد می‌کند بنابراین برای افزایش جذب انرژی می‌توان از فوم آلومینیوم داخل جزء فداشونده لکوموتیو زیمنس استفاده کرد.

## مراجع

- Jones. N, "Structural impact", Cambridge University Press, (1989).
- Abramowicz. W, "Thin-walled structures as impact energy absorbers", *Thin-Walled Structures*, Vol. 41, No. 2, pp. 91-107, (2003).
- Ugural. C, "Stresses in plates and shells", McGraw-Hill, New York, (1999).
- Wang. B, Lu. G, "Mushrooming of circular tubes under dynamic axial loading", *Thin-walled structures*, Vol. 40, No. 2, pp. 167-182, (2002).
- Peirs. J, Verleysen. P, Van Paepegem. W, and Degrieck. J, "Determining the stress-strain behaviour at large strains from high strain rate tensile and shear experiments", *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 38, No. 5, pp. 406-415, (2011).
- Gurson. L, *Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth. Part I. Yield criteria and flow rules for porous ductile media*, Brown Univ, Providence, RI (USA). Div. of Engineering, pp. 2-15, (1975).
- Tvergaard. V, "Influence of void nucleation on ductile shear fracture at a free surface", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 30, No. 6, pp. 399-425, (1982).
- Tvergaard. V and Needleman. A, "Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar", *Acta metallurgica*, Vol. 32, No. 1, pp. 157-169, (1984).
- Østby. E, Thaulow. C, Zhang. Z, Numerical simulations of specimen size and mismatch effects in ductile crack growth-Part I: Tearing resistance and crack growth paths, *Engineering fracture mechanics*, Vol. 74, No. 11, pp. 1770-1792, (2007).
- Østby. E, Thaulow. C and Zhang. Z, "Numerical simulations of specimen size and mismatch effects in ductile crack growth-Part II: Near-tip stress fields", *Engineering fracture mechanics*, Vol. 74, No. 11, pp. 1793-1809, (2007).
- Bernauer. G and Brocks. W, "Numerical round robin on micro-mechanical models-Results", *ESIS TC8, GKSS Research Center, Geesthacht*, (2000).
- Li. H, Fu. M, Lu. J and Yang. H, "Ductile fracture: Experiments and computations", *International Journal of Plasticity*, Vol. 27, No. 2, pp. 147-180, (2011).
- Rousselier. G, "Ductile fracture models and their potential in local approach of fracture", *Nuclear engineering and design*, Vol. 105, No. 1, pp. 97-111, (1987).



14. G. Rousselier, "Dissipation in porous metal plasticity and ductile fracture", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 49, No. 8, pp. 1727-1746, (2001).
15. Lorentz. E, Besson. J and Cano. V, "Numerical simulation of ductile fracture with the Rousselier constitutive law", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 197, No. 21, pp. 1965-1982, (2008).
16. Wierzbicki. T, and Abramowicz. W, "On the crushing mechanics of thin-walled structures", *Journal of Applied mechanics*, Vol. 50, No. 4A, pp. 727-734, (1983).
17. Reid. S, Reddy. T and Gray. M, "Static and dynamic axial crushing of foam-filled sheet metal tubes", *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 28, No. 5, pp. 295-322, (1986).
18. Abramowicz. W and Jones. N, "Dynamic axial crushing of square tubes", *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 2, No. 2, pp. 179-208, (1984).
19. Tehrani. P. H. and Ferestade. I, "Studying Energy Absorption in Tapered Thick Walled Tubes", *Latin American Journal of Solids and Structures*, an ABCM Journal, Vol. 11, (2014).
20. Krummenacker. J, "Simulation of the welding process of steel tube joints made of S355 and S690", (2011).
21. Wall. O, "Dynamic crack propagation in large steel specimens", *Engineering fracture mechanics*, Vol. 69, No. 7, pp. 835-849, (2002).
22. Mirza. M, Barton. D and Church. P, "The effect of stress triaxiality and strain-rate on the fracture characteristics of ductile metals", *Journal of materials science*, Vol. 31, No. 2, pp. 453-461, (1996).
23. Seaman. L, Curran. D, Aidun. J and Cooper. T, "A microstatistical model for ductile fracture with rate effects", *Nuclear engineering and design*, Vol. 105, No. 1, pp. 35-42, (1987).
24. Needleman. A and Tvergaard. V, "An analysis of ductile rupture in notched bars", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 32, No. 6, pp. 461-490, (1984).
25. Hancock. J and Mackenzie. A, "On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 24, No. 2, pp. 147-160, (1976).
26. J.-B. Y, Liew. J, Zhang. M.-H and Wang. J.-Y, "Mechanical properties of normal strength mild steel and high strength steel S690 in low temperature relevant to Arctic environment", *Materials & Design*, Vol. 61, pp. 150-159, (2014).
27. Tvergaard. V, "On localization in ductile materials containing spherical voids", *International Journal of Fracture*, Vol. 18, No. 4, pp. 237-252, (1982).
28. J.-B. Y, Liew. J, Zhang. M.-H, and Wang. J.-Y, "Mechanical properties of normal strength mild steel and high strength steel S690 in low temperature relevant to Arctic environment," *Materials & Design*, Vol. 61, pp. 150-159, (2014).
29. Nahshon. K, Hutchinson. J, "Modification of the Gurson model for shear failure", *European Journal of Mechanics-A/Solids*, Vol. 27, No. 1, pp. 1-17, (2008).
30. Guo. J, Zhao. S, Murakami R.-i, Zang. S, "Experimental and numerical investigation for ductile fracture of Al-alloy 5052 using modified Rousselier model", *Computational Materials Science*, Vol. 71, pp. 115-123, (2013).
31. Cheong. Y.-M, Jung. H, Joo. Y, Kim. S, Kim. Y, "Dynamic elastic constants of Weld HAZ of SA 508 CL. 3 steel using resonant ultrasound spectroscopy", *IEEE Trans. Ultrason. Ferroelectr. Freq. Control*, Vol. 47, No. 3, pp. 559-564, (2000).
32. İnce. F, Türkmen. H, Mecitoğlu. Z, Uludağ. N, Durgun. İ, Altınok. E and Örenel. H, "A numerical and experimental study on the impact behavior of box structures", *Procedia Engineering*, Vol. 10, pp. 1736-1741, (2011).

33. Hanssen. AG, Langseth. M, Hopperstad. O, "Static crushing of square aluminium extrusions with aluminium foam filler", *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 41, No. 8, pp. 967-993, (1999).
34. Hanssen, A.G., Hopperstad, O. and Langseth, M., "Bending of square aluminium extrusions with aluminium foam filler", *Acta Mechanica*, Vol. 142, No. 1-4, pp. 13-31, (2000).
35. Hanssen. AG, Hopperstad. O. and Langseth. M, "Design of aluminium foam-filled crash boxes of square and circular cross-sections", *International Journal of Crashworthiness*, Vol. 6, No. 2, pp. 177-188, (2001).
36. Hanssen. AG, Hopperstad. O, Langseth. M. and Istad. H, "Validation of constitutive models applicable to aluminium foams", *International journal of mechanical sciences*, Vol. 44, No. 2, pp. 359-406, (2002).

Archive of SID