



## ارزیابی انتگرال $J$ در صفحات دارای شیار لا شکل ساخته شده از فولاد هدفمند باینیتی در حالت توقف گر و تقسیم گر شیار

محمدرضا سعیدی<sup>1</sup>، یونس علیزاده و قاصلو<sup>2\*</sup>

1- دانشجوی کارشناسی ارشد، مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی امیرکبیر، تهران

2- دانشیار، مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی امیرکبیر، تهران

\* تهران، صندوق پستی 15875-4413، alizadeh@aut.ac.ir

### اطلاعات مقاله

مقاله پژوهشی کامل

دریافت: 13 آبان 1394

پذیرش: 24 آذر 1394

ارائه در سایت: 28 دی 1394

کلید واژگان:

فولاد هدفمند

انتگرال  $J$

شیار لا شکل

مود اول بارگذاری

روش المان محدود

### چکیده

در این تحقیق یک نوع فولاد هدفمند باینیتی شامل فازهای فریت، باینیت و آستنیت به روش ذوب دوباره سرباره‌ای تولید شد و با آزمون ریزسختی سنجی ویکرز و متالوگرافی محل لایه‌های مرتبه‌ای مشخص گردید. سپس نمونه‌هایی با شیار لا شکل در حالت توقف گر و تقسیم گر شیار، تحت آزمون خمش سه نقطه‌ای در مود اول بارگذاری قرار گرفت و اثر تغییر عمق شیار بر بار بحرانی شکست و بر مقدار  $J_{cr}$  بررسی شد. همچنین مقدار انتگرال  $J$  در عمق‌های مختلف شیار در فولاد هدفمند و فولاد همگن در حالت بارگذاری ثابت محاسبه شد و ضمن بررسی تأثیر عمق شیار، مقایسه‌ای بین مقدار انتگرال  $J$  در این دو فولاد انجام گرفت. نتایج نشان دادند که در حالت توقف گر شیار بیشینه بار بحرانی شکست در فولاد هدفمند در آغاز ناحیه باینیتی صورت می‌گیرد و مقدار  $J_{cr}$  به عمق و جنس ناحیه انتهایی شیار وابسته است اما در حالت تقسیم گر شیار تغییرات بار بحرانی و  $J_{cr}$  روند یکنواختی مانند شیار در مواد همگن دارند و مقادیر آنها در مقایسه با حالت توقف گر شیار کمتر می‌باشد. در هر یک از حالت‌های مورد بررسی علاوه بر محاسبه انتگرال  $J$  به صورت تجربی، مقدار این پارامتر براساس تئوری رایس و با استفاده از نرم افزار المان محدود آباکوس نیز محاسبه شده است. با مقایسه داده‌های حاصل از روش شبیه‌سازی و روش تجربی، تطابق خوبی بین این دو مشاهده گردید.

## $J$ integral evaluation of U-notched bainitic functionally graded steel plates in notch arrester and notch divider configuration

Mohammad Reza Saeedi, Younes Alizadeh Vaghaslou\*

Department of Mechanical Engineering, AmirKabir University of Technology, Tehran, Iran

\* P.O.B. 15875-4413, Tehran, Iran, alizadeh@aut.ac.ir

### ARTICLE INFORMATION

Original Research Paper  
Received 04 November 2015  
Accepted 15 December 2015  
Available Online 18 January 2016

#### Keywords:

Functionally Graded Steel  
 $J$  integral  
U notch  
mode I loading  
Finite element approach

### ABSTRACT

In the present study, the bainitic form (ferrite-bainite-austenite) of Functionally Graded (FG) steel has been produced using the Electro Slag Remelting (ESR) process. The position of each layer has been determined utilizing the Metallography and Vickers Hardness tests. In order to investigate the fracture behaviour of the U notched FGS specimens, the three point bending test configuration has been utilized. The fracture of the U notched specimens has been examined in the form of the notch arrester and notch divider. For the mode I loading case, the effect of the notch depth on the critical fracture load and  $J_{cr}$  value have been studied. In order to present the differences between the FG and homogeneous steels, the  $J$  values of them under constant load have been investigated. Moreover, the effect of the notch depth on the  $J$  values for the mentioned case have been studied. Results show that for the notch arrester type the maximum value of the critical fracture load has been obtained when the notch tip is located at the beginning of Bainite phase. Results also show that the  $J_{cr}$  values are severely dependent on the material properties of the layers which are located at the front of the notch tip. Results show that for the notch divider type the response of the FG steel specimens is similar to the homogeneous ones. Also, in this case the variation of the  $J_{cr}$  with respect to the notch depth is negligible. The  $J$  value of each of the studied configurations was then computed using finite element approach based on Rice theory and a good agreement was observed between numerical results with the experimental ones.

### 1- مقدمه

هواپیماها، فضاپیماها، کشتی‌ها، پل‌ها، مخازن، جنگ افزارها و ... سبب ایجاد نیاز به درک دقیق‌تر از پدیده شکست شده است. علی‌رغم پیشرفت چشمگیر در زمینه مکانیک شکست پس از جنگ جهانی دوم، نادانسته‌های بسیاری هنوز باقی مانده است که انگیزه محققان را در ادامه تلاش‌های گذشته فراهم آورده است.

یکی از مهمترین مسائلی که انسان از شروع ساخت نخستین وسایل برای رفع نیازهای خود با آن مواجه بوده است مسئله شکست می‌باشد و به دلیل پیشرفت تکنولوژی در عصر حاضر، این مسئله از اهمیت بیشتری نسبت به گذشته برخوردار می‌باشد. از بین رفتن بسیاری از سازه‌های مهندسی نظیر

Please cite this article using:

M.R. Saeedi, Y. Alizadeh Vaghaslou, integral evaluation of U-notched bainitic functionally graded steel plates in notch arrester and notch divider configuration, *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 16, No. 1, pp. 307-316, 2016 (in Persian)

برای ارجاع به این مقاله از عبارت ذیل استفاده نمایید:

فیلیپی و همکارانش [2] در سال 2002 توزیع تنش الاستیک در اطراف شیارهای U و V شکل را به صورت تحلیلی به دست آوردند. کار آنها مبنای کارهای تحقیقاتی دیگری شد که در آنها توزیع تنش در اطراف شیار مورد نیاز بود. گومز و الیسز [4,3] در سال‌های 2003 و 2004 در دو کار مجزا ضریب شدت تنش در شیارهای تیز و انحناءدار (K<sub>v</sub>) را معرفی نمودند که می‌تواند به عنوان یک پارامتر شکست در شیار مورد استفاده قرار گیرد. آنها با استفاده از تعریف ضریب شدت تنش در مکانیک شکست کلاسیک در ترک، این پارامتر را برای کاربرد در شیار معرفی کردند که برای پیش‌بینی بار شکست و مقدار انتگرال L در شیارها مناسب‌تر از K<sub>v</sub> می‌باشد. آنها آزمایش‌هایی بر روی پی وی سی انجام دادند و مشخص نمودند که پارامتر جدید معرفی شده می‌تواند به خوبی بار شکست را پیش‌بینی نماید.

یوسیباش [5] در سال 2004 با تعریف شعاع کنترل برای شیارهای U و V شکل نشان داد که شعاع کنترل خارج از منطقه پلاستیک اطراف شیار بوده و اگر شعاع کنترل به عنوان مسیر انتگرال‌گیری برای محاسبه انتگرال L در نظر گرفته شود این انتگرال مستقل از مسیر می‌باشد.

چن و لو [6] در سال 2004 مستقل از مسیر بودن مقدار انتگرال L در شیارها را بررسی نمودند. آنها نشان دادند که در شیارهای V شکل دارای انحناء مقدار انتگرال L همواره وابسته به مسیر می‌باشد. اما در شیارهای U شکل اگر مسیر انتگرال‌گیری کاملاً بخش نیم‌دایره‌ای شکل انتهایی آن را دربر بگیرد مستقل از مسیر بوده و اگر تنها بخشی از قسمت نیم‌دایره‌ای شکل انتهایی شیار را دربر بگیرد به نقاط ابتدائی و انتهائی مسیر بستگی دارد. به عبارت دیگر اگر دو نقطه مشخص از شیار انتخاب شود و این دو نقطه روی بخش نیم‌دایره‌ای شکل انتهایی شیار باشند، هر مسیری که بین این دو نقطه انتخاب شود (مشروط بر این‌که از ناحیه پلاستیک اطراف شیار عبور نکند) مقدار انتگرال L یکسان می‌باشد. اما اگر نقاط ابتدائی و انتهائی مسیر تغییر کنند مقدار انتگرال L متفاوتی به دست می‌آید. بنابراین انتخاب نقاط ابتدائی و انتهائی مسیر انتگرال‌گیری بسیار مهم است.

برتو و همکارانش [7] در سال 2007 روابط دقیق‌تری برای توزیع چگالی انرژی کرنشی در روی مرز شیارهای U و V شکل انحناءدار ارائه کردند. این کار برای بارگذاری کششی در مود اول برای مواد با رفتار الاستیک خطی و نیز موادی که از قانون کارسختی تبعیت می‌کنند انجام شده است.

پس از آن‌که آقازاده و شاه‌حسینی [8] در سال 2005 موفق به تولید فولادهای هدفمند با روش تصفیه الکتریکی سرباره‌ای شدند، کارهای تجربی و تحلیلی متعددی در زمینه شکست این کامپوزیت‌ها انجام شده است.

براتی و همکاران [9] در سال 2010 یک روش عددی مناسب برای ارزیابی انتگرال L در فولادهای هدفمند با ساختار آستنیت-مارتنزیت-آستنیت ارائه دادند. مقایسه انتگرال L به وسیله دو مسیر انتگرال‌گیری (مرز شیار و مرز حجم کنترل) نشان داد خصوصیت مستقل از مسیر بودن انتگرال L برای فولادهای هدفمند معتبر است.

صلواتی و همکاران [10,11] نمونه‌هایی از جنس فولاد هدفمند فریت-باینیت-آستنیت شامل فازهای اولیه فریت و آستنیت دارای شیار V شکل نوک‌گرد را در حالت توقف‌گر شیار و بارگذاری مود ترکیبی شکست مورد بررسی قرار دادند. در تحقیق انجام گرفته توسط وی شکست نمونه‌ها تحت بارگذاری استاتیکی بررسی شده و همچنین اثر چهار پارامتر عمق شیار، شعاع انحنای شیار، زاویه شیار و فاصله نیروی اعمالی از نیمساز شیار بر روی بار بحرانی شکست مورد بررسی قرار گرفته است. ضمن آن‌که مقادیر تجربی زاویه شروع رشد ترک نیز گزارش شده است.

مفهوم مواد هدفمند، اولین بار در سال 1984 توسط آزمایشگاه ملی هوافضای ژاپن در شهر سندایی برای به دست آوردن موادی با مقاومت گرمایی بالا معرفی گردید. نام "مواد مرتبه‌ای<sup>1</sup> هدفمند" توسط پژوهشگران ژاپنی در سال 1985 به این مواد داده شد [1]. به دلیل خاصیت تغییر پیوسته مواد در فضای با مقیاس ماکروسکوپی، استفاده از مواد هدفمند نسبت به مواد با ساختار فیبری از نظر رفتار مکانیکی به خصوص تحت بارهای حرارتی ترجیح داده می‌شود. زیرا مواد لایه‌ای دارای ناهماهنگی در خواص مکانیکی در محل اتصال دو لایه به دلیل پیوند دو نوع ماده مختلف می‌باشند. در نتیجه ساختارهای کامپوزیتی تقویت شده با الیاف مستعد گسسته شدن پیوند بین الیاف و ماتریس در بارهای حرارتی بالا می‌باشد. در ساختارهای هدفمند زمانی که نیروی خارجی به آنها اعمال می‌گردد پیک‌های تنش میرا می‌شود. دلیل این امر عدم وجود شکاف درونی یا مرزی در ساختار می‌باشد و در نتیجه از شکست به دلیل عدم پیوستگی درونی و تمرکز تنش جلوگیری می‌شود. همچنین اختلاف ضریب انبساط حرارتی بین الیاف و ماتریس در مواد کامپوزیتی مشکلات دیگری را به دلیل وجود تنش‌های پسماند به وجود می‌آورد. در مواد هدفمند به دلیل تغییر تدریجی در کسر حجمی مواد تشکیل‌دهنده (به جای تغییر ناگهانی آنها)، این مشکلات کاهش پیدا می‌کند. با استفاده از روش تغییرات پیوسته و تدریجی قرار دادن یک روکش سخت و ترد بر روی موادی که دارای جنس نرم‌تری هستند آسان‌تر صورت می‌گیرد. همچنین به کمک تغییر تدریجی خواص در لایه‌های سطحی می‌توان از اثرات ناشی از بریدگی‌های سطحی و فرورفتگی‌ها و ... که موجب ایجاد میدان‌های تکین می‌شوند جلوگیری کرد. به این ترتیب خواص تغییرشکل پلاستیک ماده در اطراف بریدگی‌ها تغییر می‌کند. مزیت اصلی استفاده از مواد هدفمند استفاده از آنها در شرایط گرادیان حرارتی بالا می‌باشد. بنابراین از این مواد می‌توان در ساخت بدنه فضاپیما و همچنین بدنه راکتورهای هسته‌ای استفاده نمود.

با توسعه روزافزون قطعات شیاردار در نمونه‌های صنعتی بررسی مکانیک شکست در شیارها (V شکل و U شکل) اهمیت زیادی یافته و کارهای تحقیقاتی زیادی بر این موضوع تمرکز یافته است. رزوه در پیچ‌ها، ایجاد شیار در شافت‌ها برای کاربردهای مختلف از قبیل نصب ارینگ، خار و غیره، ایجاد شیار در غلطک نورد گرم به جهت خنک‌کاری و روغنکاری و نیز ایجاد شیار در روتور توربین برای نصب پره چند نمونه از موارد استفاده از شیار در طراحی‌های مهندسی می‌باشد. برای کاهش وزن و صرفه‌جویی در مصرف انرژی پژوهشگران و طراحان به این نتیجه رسیده‌اند که در قطعات صنعتی در بعضی نواحی از قطعه که تنش کمتری ایجاد می‌شود شیارهایی (به صورت U شکل و یا V شکل) برای کاهش وزن ایجاد نمایند. در این گونه مسائل ابعاد شیار باید به گونه‌ای در نظر گرفته شود که شکست در قسمت شیار خورده نمونه اتفاق نیفتد. این موضوع بخصوص در صنایع هوافضا (که کاهش وزن قطعات از اهمیت بسیار زیادی برخوردار می‌باشد) مورد توجه قرار گرفته است. در این قطعات طراحی به گونه‌ای انجام می‌شود که هم در ناحیه‌ای که شیار ایجاد شده از حداکثر مقاومت ماده استفاده گردد و هم خود شیار باعث ایجاد شکست در نمونه نشود. با توجه به اهمیت شیار در کاربردهای مختلف مهندسی تحقیقات گسترده‌ای توسط محققین مختلف بر روی آن انجام شده است. در سال‌های اخیر کارهای تحقیقاتی گوناگونی بر روی شیار U در مواد همگن انجام گرفته که در ادامه به برخی از آنها اشاره می‌شود.

فرآیند ذوب ارتفاعی از الکتروود که درون مذاب سرباره شناور است برابر 5 میلی متر می باشد. توان مصرف شده جهت عملیات ذوب برابر 16 کیلوولت آمپر بوده و مقدار آن در طی زمان ذوب ثابت است. در حین فرآیند ذوب به دلیل پخش شدن عناصر آلیاژی لایه آستنیتی نظیر اتمهای کرومیوم (Cr) و نیکل (Ni) به درون لایه فریتی و همچنین نفوذ اتمهای کربن (C) از لایه فریتی به درون لایه آستنیتی لایه باینیتی شکل می گیرد. پس از پایان عملیات ذوب ارتفاع کامپوزیت حاصل 120 میلی متر می باشد (شکل 3). سپس ارتفاع آن توسط عملیات پرس گرم در دمای 980 درجه سانتی گراد به 22 میلی متر کاهش یافت و در انتها توسط عملیات سنگ زنی ارتفاع آن به 18 میلی متر رسید (شکل 4).

## 2-2- متالوگرافی نمونه ها

جهت شناسایی فازهای ایجاد شده در شمش باینیتی حاصل از فرآیند ذوب، بر روی آن متالوگرافی صورت گرفت. قبل از انجام متالوگرافی بر روی سطح شمش به ترتیب عملیات سایش نرم، پرداخت خشن، پرداخت نهایی و اچ کردن انجام شد سپس با استفاده از میکروسکوپ نوری از مقطع مورد نظر عکس برداری شده است که نتیجه آن برای ناحیه باینیتی در شکل 5 نمایش داده شده است.

## 2-3- ریز سختی سنجی نمونه ها

به منظور بدست آوردن تغییرات سختی در راستای عرضی نمونه ها منحنی سختی نمونه ها توسط آزمون ریز سختی سنجی ویکرز<sup>8</sup> استخراج گردید. در این آزمون از یک وزنه 100 گرمی استفاده شد و مقدار سختی ویکرز 38 نقطه از نمونه در امتداد عرض 18 میلی متری آن اندازه گرفته شد که نحوه تغییرات آن در شکل 6 نشان داده شده است.

## 2-4- اندازه گیری خواص مکانیکی فولادهای تک فاز

در کار حاضر به منظور اندازه گیری خواص مکانیکی فولادهای تک فاز فریتی، باینیتی و آستنیتی، از یک نمونه فولاد هدفمند به وسیله برش وایرکات نمونه های تک فاز جهت آزمون کشش مطابق استاندارد [12] ASTM E8 تهیه گردید. خواص مکانیکی فولادهای مذکور در جدول 2 ارائه شده است.

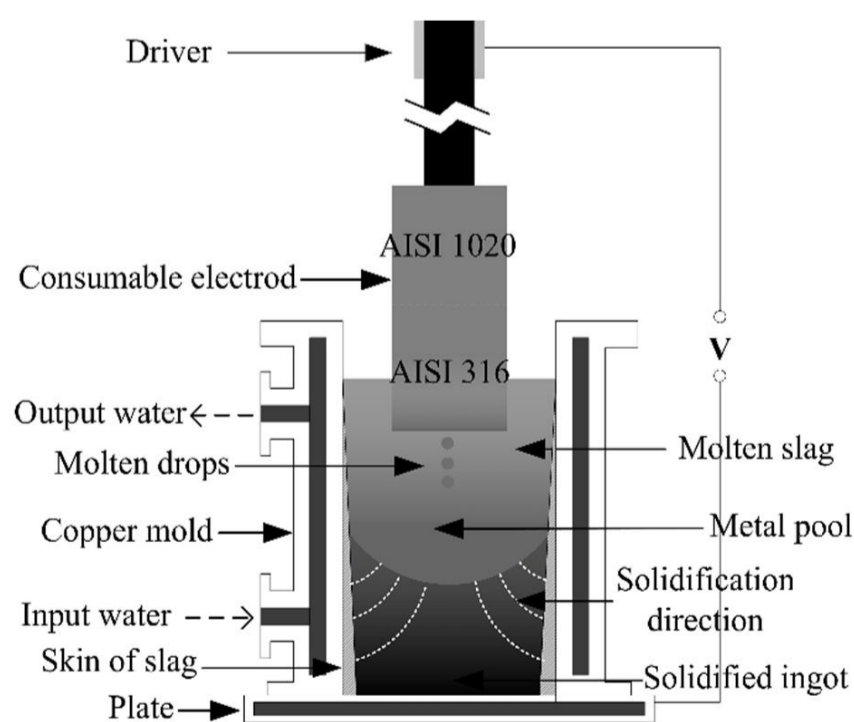


Fig. 1 Schematic view of ESR process

شکل 1 تصویر شماتیک از روش تصفیه الکتریکی سرباره ای

7- Metallurgy

8- Vickers Micro Hardness

در تحقیق حاضر در ابتدا یک نوع فولاد هدفمند باینیتی دار شامل فازهای فریت، باینیت و آستنیت به روش ذوب دوباره سرباره ای تولید شده و با روش ریز سختی سنجی و متالوگرافی محل لایه های مرتبه ای مشخص می گردد. سپس نمونه هایی با شیار ل شکل در حالت توقف گر<sup>1</sup> و تقسیم گر<sup>2</sup> شیار، تحت آزمون خمش سه نقطه ای در مود اول بارگذاری قرار گرفته و مقدار انتگرال L در بار بحرانی شکست ( $I_{cr}$ ) در عمق های مختلف شیار محاسبه می شود. ضمناً مقدار انتگرال L در یک نیروی وارد شده ثابت، برای نمونه هایی با عمق شیار متغیر و شعاع نوک شیار ثابت مورد بررسی قرار می گیرد. همچنین جهت بررسی اثر گرادیان خواص مکانیکی بر رفتار کامپوزیت مورد بحث مقایسه ای بین انتگرال L فولاد هدفمند و فولاد همگن صورت خواهد گرفت. در نهایت با شبیه سازی تمامی نمونه ها در نرم افزار آباکوس<sup>3</sup> نتایج نرم افزار با نتایج حاصل از آزمون های تجربی مقایسه می گردد.

## 2- فرآیندهای تجربی

### 2-1- فرآیند ساخت فولادهای هدفمند

فرآیند ساخت فولادهای هدفمند<sup>4</sup> با استفاده از دستگاه ذوب دوباره سرباره ای<sup>5</sup> انجام شد. ساختمان این دستگاه در شکل 1 نمایش داده شده است.

در این روش از یک سرباره ای مذاب که به صورت الکتریکی گرم می شود (انرژی گرمایی لازم به واسطه مقاومت الکتریکی ایجاد شده توسط سرباره تامین می شود)، برای تولید حرارت لازم جهت فرآیند ذوب استفاده می شود. در کار حاضر ترکیبی به وزن 1500 گرم شامل 20 درصد آهنک، 20 درصد آلومینا و 60 درصد کلسیم فلوراید به عنوان سرباره مورد استفاده قرار گرفته است. فولادهای پایه استفاده شده در این تحقیق شامل برش هایی از شمش فولاد کم کربن AISI 1020 (فریت) و شمش فولاد ضد زنگ AISI 316 (آستنیت) بودند (در تحقیق حاضر این فولادها به ترتیب آلفا ( $\alpha$ ) و گاما ( $\gamma$ ) نام گرفته اند) که خواص آن ها در جدول 1 آورده شده است.

برای تولید فولاد هدفمند باینیتی ( $\gamma\beta\alpha$ ) از دو شمش فریتی و آستنیتی استفاده شده است که طول هر کدام 200 میلی متر و قطر آن 45 میلی متر می باشد. جهت تهیه الکتروودهای مورد نیاز برای فرآیند ساخت، هر جفت از شمش ها توسط جوش دی اکسید کربن به یکدیگر متصل می شوند. قالب مورد استفاده در این تحقیق یک قالب مسی آبگرد بوده که مقطع آن مربع شکل و طول ضلع آن 70 میلی متر می باشد. برای دستیابی به نرخ سرمایش مورد نظر دبی آب خروجی از قالب توسط یک شیر قابل تنظیم است. قالب بر روی یک کفی فولادی قرار می گیرد که درون کفی جهت خنک کاری آب جریان دارد. در مرکز کفی یک استوانه تو خالی قرار دارد که به آن استارتر<sup>6</sup> گفته می شود و وظیفه آن ایجاد مقاومت اولیه جهت شروع عملیات ذوب می باشد. درون استارتر توسط پودر آلومینا و تکه های ریز آهن پر می شود. برای انتقال الکتروود به درون قالب، الکتروود تهیه شده از یک سمت به دراپور دستگاه ذوب متصل می گردد. در شروع عملیات ذوب ابتدا محتویات داخل استارتر ذوب شده و مقداری سرباره به درون قالب اضافه می گردد که ذوب شدن آن سبب می شود یک حمام مذاب درون قالب شکل بگیرد. سپس الکتروود توسط دراپور دستگاه شروع به حرکت کرده و به صورت عمودی وارد حمام مذاب شده و با عبور دما از نقطه ذوب فلز، فرآیند ذوب شروع می گردد (شکل 2). در طول

1- Arrester

2- Divider

3- Abaqus

4- Functionally Graded Steels

5- Electro Slag Remelting

6- Starter

جدول 1 ترکیب شیمیایی فولادهای کم کربن فریتی ( $\alpha_0$ ) و ضد زنگ آستنیتی ( $\gamma_0$ )

Table 1 Chemical composition of the low carbon (ferritic) and stainless (austenitic) steels									
P %	C %	Ni %	Cr %	Mo %	Cu %	Si %	Mn %	S %	
0.01	0.11	0.07	0.12	0.02	0.29	0.19	0.63	0.08	فریت ( $\alpha_0$ )
0.04	0.01	9.58	16.69	1.89	0.43	0.53	1.5	0.04	آستنیت ( $\gamma_0$ )

جدول 2 خواص مکانیکی فولادهای تک فاز در فولاد هدفمند

Table 2 Mechanical properties of the single phase steels in the FGS				
فولاد تک فاز	مدول الاستیسیته (GPa)	ضریب پواسون	استحکام تسلیم (MPa)	استحکام نهایی (MPa)
فریت	207	0.33	245	424
آستنیت	207	0.33	200	480
باینیت	207	0.33	1025	1125



Fig. 3 the produced FGS ingot

شکل 3 شمش تولید شده فولاد هدفمند

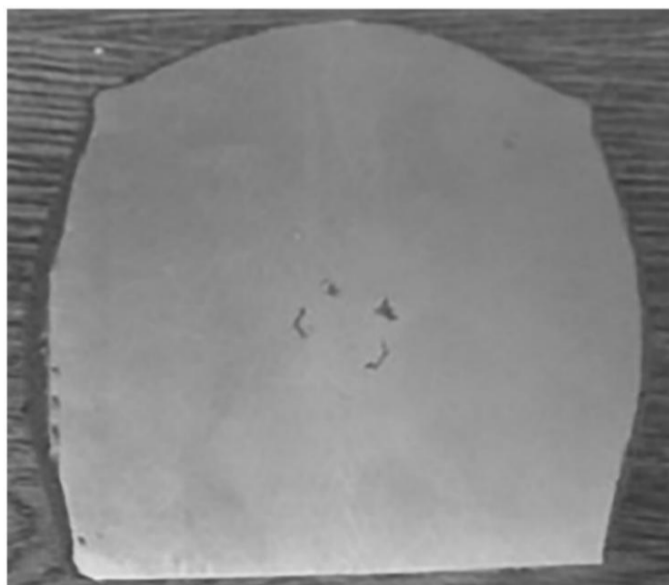


Fig. 4 The hot-pressed FGS plate

شکل 4 پلیت فولاد هدفمند پس از فرآیند پرس گرم

بجای رابطه (5) برای محاسبه  $K$  در شیار L شکل، گومز و همکارانش [15] در سال 2006 رابطه‌ی (6) را پیشنهاد دادند.

$$K = K^U \frac{2.24d_0^{0.5}}{(\rho + 4.5d_0)^{0.5}} \quad (6)$$

که در آن  $d_0$  یک فاصله بحرانی از لبه شیار بوده و از رابطه (7) به دست می‌آید [15]:

$$d_0 = \frac{1}{1.122\pi} \frac{K_{IC}}{\sigma_{ut}} \quad (7)$$

در رابطه (6) مقدار  $K^U$  از رابطه (8) به دست می‌آید [15].

### 3- تعیین مقدار انتگرال J با استفاده از آزمایش‌های تجربی

برای بررسی تجربی انتگرال J نمونه‌ها تحت آزمایش خمش سه نقطه‌ای با سرعت 1 میلی‌متر بر دقیقه قرار گرفتند و نمودار نیرو بر حسب تغییر مکان نقطه اثر نیرو در هر نمونه بدست آمد.

طبق استاندارد [13] ASTM E399 جهت انجام آزمایش خمش سه نقطه-

ای ابعاد نمونه باید شرایط زیر را داشته باشد:

$$\begin{cases} w \geq 2B \\ S \geq 4w \end{cases} \quad (1)$$

بنابراین از شمش‌ها نمونه‌هایی با طول، عرض ( $w$ ) و ضخامت ( $B$ ) به ترتیب 90، 18 و 8 میلی‌متر توسط برش وایرکات استخراج گردید.

مطابق استاندارد [14] ASTM E1820 می‌توان مقدار انتگرال J را در

بارهای مختلف به دست آورد. براساس این استاندارد مقدار انتگرال J از رابطه (2) محاسبه می‌شود:

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad (2)$$

که در آن  $J_{el}$  و  $J_{pl}$  به ترتیب مؤلفه‌های الاستیک و پلاستیک انتگرال J می‌باشند که از روابط (3) و (4) محاسبه می‌شوند [14].

$$J_{el} = \frac{K^2(1 - \nu^2)}{E} \quad (3)$$

$$J_{pl} = \frac{2A_{pl}}{B(w - a)} \quad (4)$$

مقدار  $K$  در رابطه (3) از رابطه (5) محاسبه می‌شود [14].

$$K = \frac{F}{B\sqrt{w}} \frac{3\frac{s}{w}\sqrt{\frac{a}{w}}}{2\left(1 + 2\frac{a}{w}\right)\left(1 - \frac{a}{w}\right)^{1.5}} \left[ 1.99 - \frac{a}{w} \left( 1 - \frac{a}{w} \right) \left\{ 2.15 - 3.93\left(\frac{a}{w}\right) + 2.7\left(\frac{a}{w}\right)^2 \right\} \right] \quad (5)$$

لازم به ذکر است که روابط (2) تا (4) برای شیار نیز صادق می‌باشد.



Fig. 2 A view of the ESR process

شکل 2 نمایی از فرآیند ذوب دوباره سرباره‌ای

$$\begin{cases} \Delta x = x_{i+1} - x_i \\ \Delta y = y_{i+1} - y_i \end{cases} \quad (11)$$

$$\begin{cases} n_x \Delta x + n_y \Delta y = 0 \\ n_x^2 + n_y^2 = 1 \end{cases} \quad (12)$$

با به دست آوردن مؤلفه‌های بردار نرمال، مؤلفه‌های بردار ترکشن در هر نقطه از مسیر  $(t_x$  و  $t_y)$  را می‌توان به سادگی با استفاده از رابطه (13) محاسبه نمود.

$$\begin{cases} T_x = \sigma_{xx} n_x + \tau_{xy} n_y \\ T_y = \tau_{xy} n_x + \sigma_{yy} n_y \end{cases} \quad (13)$$

مشتقات جابجایی نسبت به محورها نیز با استفاده از روابط کرنش - جابجایی (رابطه 14) قابل محاسبه خواهد بود.

$$\begin{cases} \epsilon_{xx} = \frac{\partial u_x}{\partial x} \\ \epsilon_{yy} = \frac{\partial u_y}{\partial y} \\ \gamma_{xy} = \frac{\partial u_x}{\partial y} + \frac{\partial u_y}{\partial x} \end{cases} \quad (14)$$

در نهایت بخش دوم انتگرال  $J$  (به نام  $J_2$ ) را می‌توان توسط رابطه (15) بدست آورد.

$$J_2 = - \int T \frac{\partial u}{\partial x} ds \approx - \sum_{i=1}^n [(T_x)_i \left( \frac{\partial u_x}{\partial x} \right)_i + (T_y)_i \left( \frac{\partial u_y}{\partial x} \right)_i] \sqrt{(\Delta x)^2 + (\Delta y)^2} \quad (15)$$

به این ترتیب می‌توان عبارت دوم انتگرال  $J$  را برای تمامی فواصل بین نقاط به دست آورد و مقدار انتگرال  $J$  را برای مسیر در نظر گرفته شده از رابطه (16) محاسبه نمود.

$$J = J_1 + J_2 \quad (16)$$

برای تعیین انتگرال  $J$  با استفاده از نرم‌افزار آباکوس تنش‌ها، کرنش‌ها، جابجایی‌ها و چگالی انرژی کرنشی در امتداد مسیر انتگرال‌گیری بدست آمده و با جای‌گذاری این مقادیر در روابط (10) و (15) مقدار انتگرال  $J$  بدست خواهد آمد.

مسیر انتگرال‌گیری می‌بایست مسیر غیربسته‌ای باشد. اگر مسیر انتگرال‌گیری در شیار  $U$  شکل کاملاً بخش نیم‌دایره‌ای شکل انتهای شیار را دربرداشته باشد، مقدار انتگرال  $J$  مستقل از مسیر می‌باشد [17]، اما اگر مسیر انتگرال‌گیری فقط بخشی از ناحیه نیم‌دایره‌ای شکل انتهای شیار را دربرداشته باشد، مقدار انتگرال  $J$  وابسته به دو نقطه ابتدایی و انتهایی مسیر بوده اما مستقل از مسیر می‌باشد. بنابراین می‌توان هر مسیری که انحنا شیار را کاملاً شامل باشد انتخاب نمود. البته باید اشاره کرد مسیر انتخاب شده باید منطقه پلاستیک اطراف شیار را کاملاً در برداشته باشد.

## 5- خواص مکانیکی فولاد هدفمند

به منظور استخراج معادله ساختاری و سایر خواص مکانیکی فولاد هدفمند تحت مطالعه، کامپوزیت به 5 قسمت اصلی شامل سه ناحیه همگن و دو ناحیه تبدیل مطابق شکل 7 تقسیم شده است. نواحی همگن شامل ناحیه فریتی اولیه ( $\alpha_0$ )، باینیتی ( $\beta$ ) و آستنیتی اولیه ( $\gamma_0$ ) و نواحی تبدیل شامل ناحیه تبدیل فریت به باینیت ( $\alpha$ ) و ناحیه تبدیل باینیت به آستنیت ( $\beta$ ) می‌باشد. ضخامت مربوط به هر ناحیه با استفاده از نتیجه آنالیز سختی محاسبه شده است. همچنین نواحی تبدیل  $\alpha$  و  $\gamma$  به ترتیب به  $m_\alpha$  و  $m_\gamma$  لایه تقسیم شدند.

در مدل‌سازی فولاد هدفمند تحقیق حاضر مدول یانگ و ضریب پواسون در کل کامپوزیت ثابت در نظر گرفته می‌شود اما سایر خواص مکانیکی مانند تنش تسلیم و تنش نهائی از یک مرز در نواحی تبدیل تا مرز دیگر تغییر می‌نماید. ضمناً از رابطه کارسختی توانی (رابطه هولومان<sup>1</sup>) برای پیش‌بینی نواحی پلاستیک فولاد هدفمند استفاده شده است. در تحقیق حاضر برای مدل‌سازی تغییرات مقادیر تنش‌های تسلیم و نهایی در راستای عرضی نمونه، مطابق با

$$K^U = \frac{\sigma_{\max}}{2} \sqrt{\pi \rho} \quad (8)$$

در رابطه (4) برای محاسبه مقدار  $A_{pl}$  کفایت از هر نقطه دلخواه روی منحنی نیرو- تغییر مکان نقطه اثر نیرو، خطی به موازات شیب اولیه نمودار رسم نمود. سپس سطح محصور شده را محاسبه کرد.

## 4- تعیین مقدار انتگرال $J$ با استفاده از آباکوس

برای به دست آوردن مقدار انتگرال  $J$  در شیار  $U$  شکل با استفاده از نرم‌افزار آباکوس از رابطه انتگرال  $J$  که توسط رایس [16] ارائه شده است، استفاده شد.

$$J = \int (W dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds) \quad (9)$$

در رابطه (9) معرف چگالی انرژی کرنشی  $W$ ،  $T_i$  مؤلفه‌های بردار ترکشن<sup>2</sup> و  $u_i$  مؤلفه‌های بردار جابجایی می‌باشند.

اگر مسیر انتگرال‌گیری به  $n$  قسمت تقسیم شود، بخش اول رابطه بالا را که در این قسمت  $J_1$  نام‌گذاری می‌شود را می‌توان توسط رابطه (10) محاسبه نمود.

$$J_1 = \int W dy \approx \sum_{i=1}^n W_i (y_{i+1} - y_i) \quad (10)$$

برای محاسبه بخش دوم انتگرال  $J$  می‌بایست ابتدا مؤلفه‌های بردار ترکشن، بردار نرمال مسیر در نقاط مختلف، و نیز مشتقات جابجایی را یافت. اگر  $n_x$  و  $n_y$  مؤلفه‌های بردار نرمال مسیر در هر نقطه باشند، می‌توان این پارامترها را توسط روابط (11) و (12) بدست آورد.



Fig. 5 The micro structure of the bainite phase

شکل 5 میکرو ساختار فاز باینیت

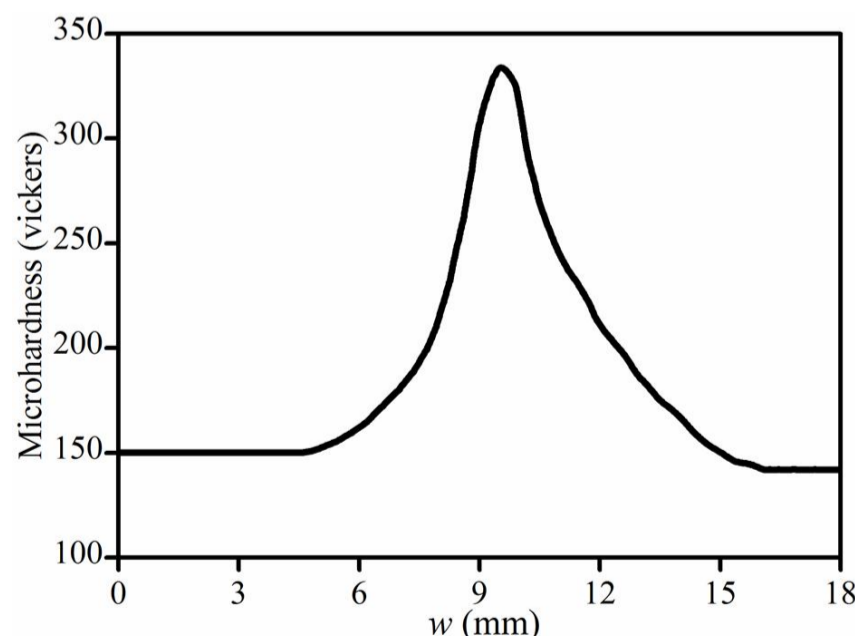


Fig. 6 Vickers micro hardness profile of bainitic FGS

شکل 6 سختی سنجی ویکرز نمونه هدفمند باینیت‌دار

- 1- Strain Energy Density
- 2- Traction

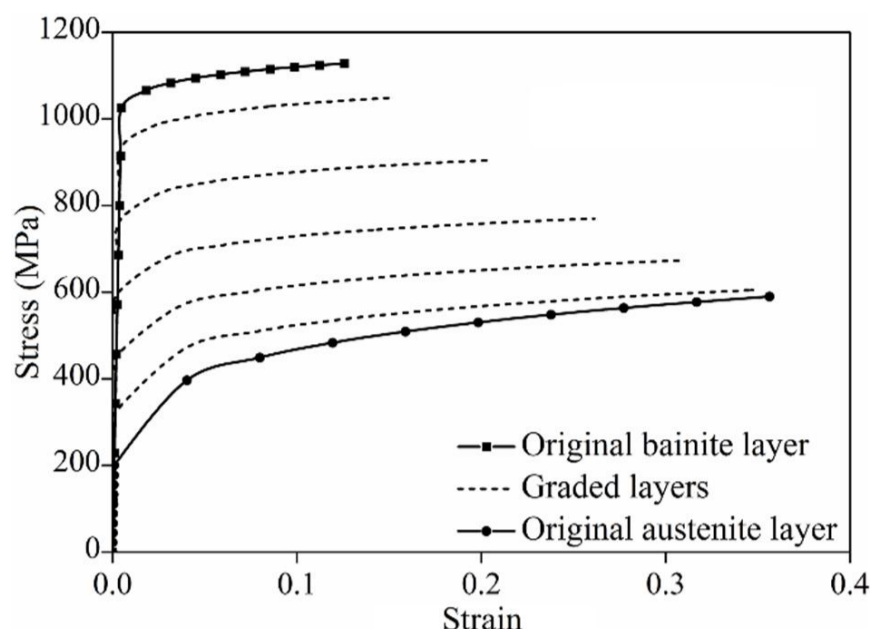


Fig.9 True stress-strain curves of different layers located at austenite to bainite transition region

شکل 9 منحنی تنش- کرنش حقیقی لایه‌های قرار گرفته در ناحیه تبدیل آستنیت به باینیت

همان‌طور که از شکل 10 ملاحظه می‌شود بعد از انتخاب 32 المان بر روی نیم‌دایره انتهای شیار ل میزان انتگرال  $J$  همگرا می‌گردد. بنابراین نصف نیم-دایره انتهای شیار جهت کاهش حجم محاسبات و افزایش دقت به 16 المان تقسیم گردید.

جهت المان‌بندی بهتر و با توجه به اهمیت بیشتر حوزه‌ی اطراف شیار و همچنین کاهش زمان حل، در اطراف شیار ل، مربعی به ضلع سه برابر قطر شیار پارتیشن‌بندی شد تا در این منطقه مش‌های بیشتری در مقایسه با سایر نقاط به کار گرفته شود. تمامی قسمت‌های نمونه توسط المان‌های چهاروجهی<sup>2</sup> شامل چهار نود<sup>3</sup> مش‌بندی شده است. نمونه‌ای از نحوه مش‌بندی در اطراف شیار در شکل 11 نمایش داده شده است.

## 7- بحث و نتایج

### 7-1- اندازه‌گیری بار بحرانی شکست

نمونه‌هایی با شعاع ثابت 1 میلی‌متر در عمق‌های مختلف تحت آزمون خمش سه نقطه‌ای در مود اول بارگذاری قرار گرفت و مقادیر بار بحرانی شکست در عمق‌های متفاوت بدست آمد که نتایج آن در شکل 12 آورده شده است.

همان‌طور که از شکل 12 مشخص است، در ناحیه تبدیل فریت به باینیت با افزایش عمق شیار و افزایش مقدار استحکام نهایی شکست مقدار بار بحرانی شکست افزایش می‌یابد و این افزایش تا ناحیه باینیتی ادامه می‌یابد. اما در عمق‌های 7 تا 9 میلی‌متری که انتهای شیار در ناحیه کاملاً باینیتی قرار دارد، با توجه به عدم تغییر خواص مواد با افزایش عمق شیار و کاهش مقدار پیشانی شیار ( $w-a$ ) مقدار بار بحرانی شکست کاهش می‌یابد. کاهش بار بحرانی شکست در ناحیه تبدیل باینیت به آستنیت و ناحیه کاملاً آستنیتی با کاهش تنش نهایی شکست و کاهش پیشانی شیار ادامه می‌یابد و شیب کاهش در ناحیه تبدیل باینیت به آستنیت بیشتر می‌باشد. نمونه‌ای از فولاد تبدیل پس از آزمایش خمش سه نقطه‌ای در شکل 13 نشان داده شده است. نمونه‌ای از منحنی نیرو- تغییر مکان حاصل از آزمایش خمش سه نقطه‌ای بر روی نمونه شیاردار با عمق شیار 11 میلی‌متر در شکل 14 نمایش داده شده است.

### 7-2- اثر عمق شیار بر مقدار انتگرال $J$ بحرانی ( $J_{cr}$ )

مقدار انتگرال  $J$  در بار بحرانی شکست با استفاده از نمودار نیرو- تغییر مکان

مرجع [11] فرض شده است که در هر لایه از نواحی تبدیل مقدار این تنش‌ها با مقدار ریزسختی ویکرز آن لایه متناسب باشد، به عبارت دیگر:

$$\sigma_f(\alpha_i) = \frac{\sigma_f(\beta) - \sigma_f(\alpha_0)}{VH(\beta) - VH(\alpha_0)} VH(\alpha_i) + \frac{\sigma_f(\alpha_0)VH(\beta) - \sigma_f(\beta)VH(\alpha_0)}{VH(\beta) - VH(\alpha_0)}, i = 1 \dots m_\alpha \quad (17)$$

$$\sigma_f(\gamma_i) = \frac{\sigma_f(\beta) - \sigma_f(\gamma_0)}{VH(\beta) - VH(\gamma_0)} VH(\gamma_i) + \frac{\sigma_f(\gamma_0)VH(\beta) - \sigma_f(\beta)VH(\gamma_0)}{VH(\beta) - VH(\gamma_0)}, i = 1 \dots m_\gamma \quad (18)$$

در روابط (17) و (18)،  $\sigma_f(\gamma_i)$  و  $\sigma_f(\alpha_i)$  به ترتیب معرف تنش‌های تسلیم و نهایی ناحیه‌های تبدیل فریت به باینیت و آستنیت به باینیت،  $\sigma_f(\alpha_0)$ ،  $\sigma_f(\beta)$ ،  $\sigma_f(\gamma_0)$  و  $\sigma_f(\beta)$  به ترتیب نشان‌دهنده مقدار ریزسختی ویکرز هر لایه در نواحی تبدیل  $\alpha$  و  $\gamma$  بوده و  $VH(\alpha_0)$ ،  $VH(\gamma_0)$  و  $VH(\beta)$  به ترتیب معرف ریزسختی ویکرز لایه فریت، آستنیت و باینیت می‌باشند. با استفاده از روابط و فرضیات مطرح شده، نمودار تنش-کرنش حقیقی متعلق به تعدادی از لایه‌ها در ناحیه‌های تبدیل فریت به باینیت و تبدیل آستنیت به باینیت بدست آمد که نتایج آن به ترتیب در شکل‌های 8 و 9 نمایش داده شده است.

## 6- بررسی اثر اندازه مش

مش‌بندی در اطراف لبه شیار از اهمیت بسیاری برخوردار است میزان مش اطراف شیار باید به گونه‌ای انتخاب گردد تا بیشترین دقت در لبه شیار بدست‌آمده و از طرفی حجم محاسبات بهینه باشد. بدین منظور ابتدا اثر افزایش تعداد مش در اطراف شیار با عمق در پاسخ را بررسی کرده تا تعداد مش بهینه انتخاب گردد.

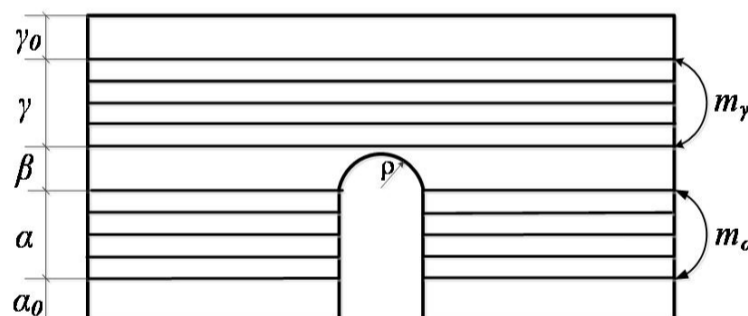


Fig. 7 Splitting of the FGS to different layers

شکل 7 تقسیم بندی فولاد هدفمند  $\gamma\beta\alpha$  به قسمت‌های مختلف

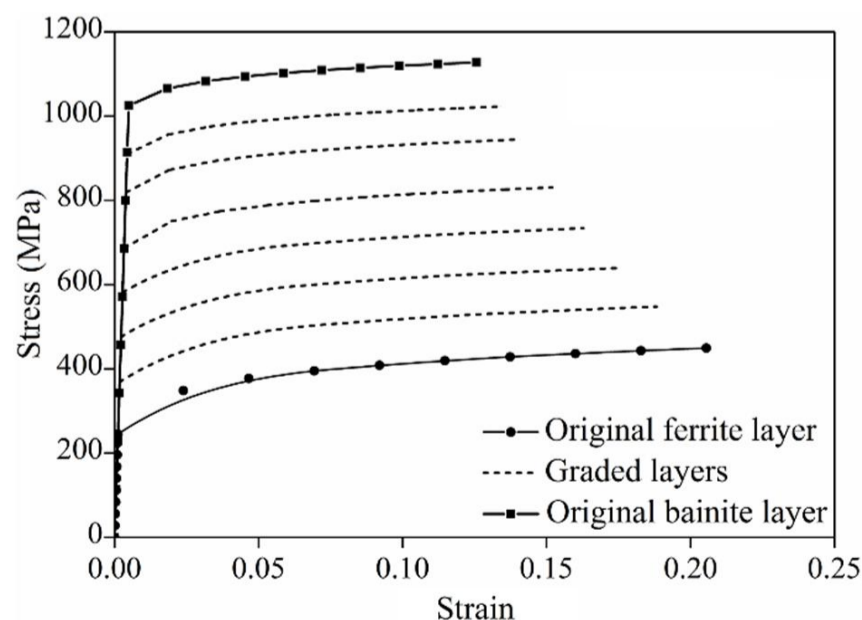


Fig.8 True stress-strain curves of different layers located at ferrite to bainite transition region

شکل 8 منحنی تنش- کرنش حقیقی لایه‌های قرار گرفته در ناحیه تبدیل فریت به باینیت

2- Quadrilateral  
3- Node

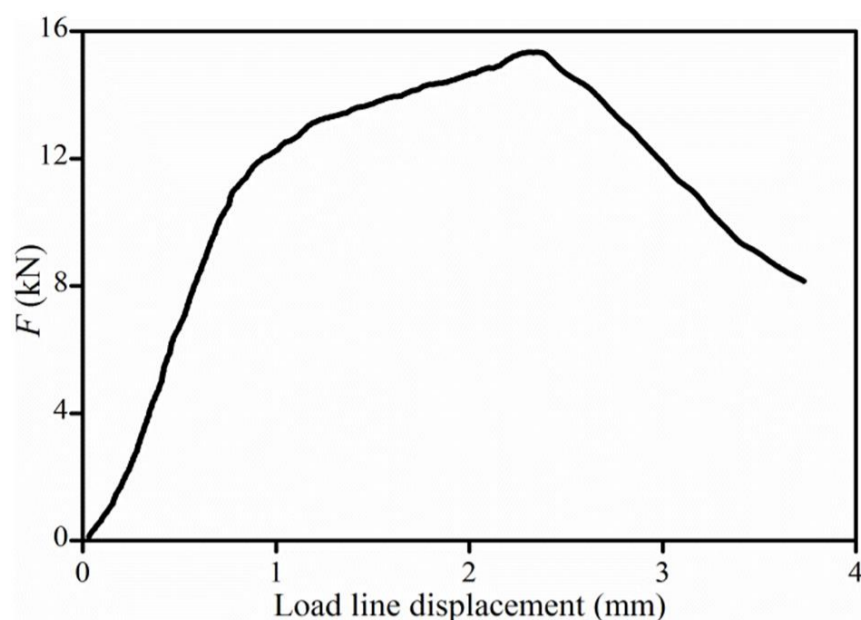


Fig. 14 Experimental load vs displacement curve of a sample containing a 11 mm depth notch

شکل 14 نمودار نیرو بر حسب تغییر مکان حاصل از آزمون تجربی در نمونه‌ای با عمق 11 میلی‌متر

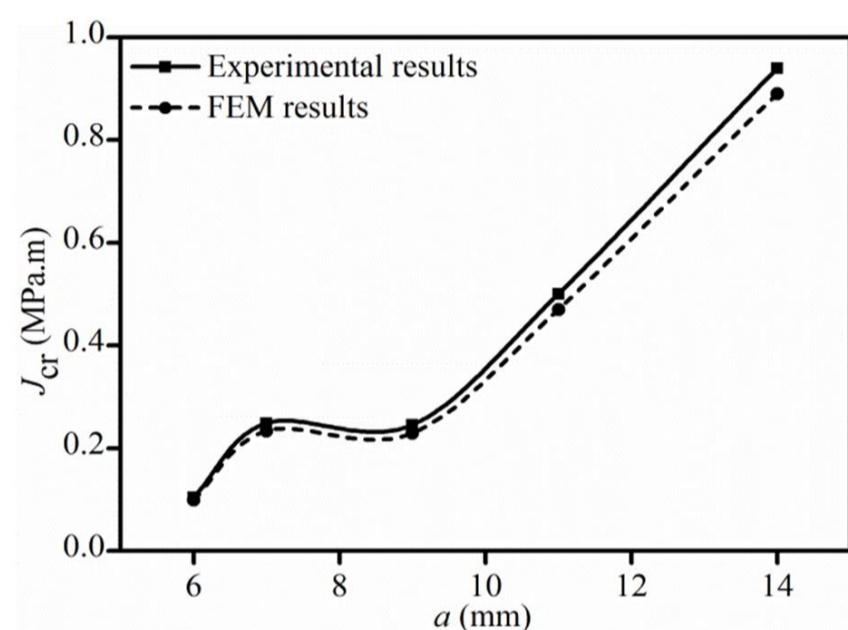


Fig. 15  $J_{cr}$  value vs notch depth curve at 1 mm constant radius

شکل 15 تغییرات  $J_{cr}$  بر حسب تغییرات عمق شیار در شعاع ثابت 1 میلی‌متر

با توجه به شکل 15 ملاحظه می‌شود که در ناحیه تبدیل فریت به باینیت با افزایش عمق به سمت ناحیه با چقرمگی بیشتر، مقدار  $J_{cr}$  افزایش می‌یابد و در ناحیه کاملاً باینیتی با توجه به ثابت بودن خواص مواد با تغییر عمق شیار مقدار  $J_{cr}$  تقریباً ثابت باقی می‌ماند. در ناحیه تبدیل باینیت به آستنیت با افزایش چقرمگی شکست در راستای افزایش عمق شیار، مقدار  $J_{cr}$  افزایش می‌یابد. همچنین با ملاحظه نتایج تجربی و نتایج حاصل از مدلسازی در شکل 15 تطابق خوبی بین این دو مشاهده می‌شود.

### 7-3- بررسی انتگرال $J$ در فولادهای هدفمند تحت نیروی ثابت

نمونه‌های متعددی با عمق‌های مختلفی از شیار تحت بارگذاری با نیروی ثابت 400 نیوتنی قرار گرفتند و مقدار انتگرال  $J$  مربوط به هر کدام از آن‌ها محاسبه شد که نتایج آن و نتایج روش المان محدود در شکل 16 نمایش داده شده است. همان‌طور که ملاحظه می‌شود در بارگذاری ثابت با افزایش عمق در ناحیه تبدیل فریت به باینیت مقدار انتگرال  $J$  کاهش می‌یابد. اما در ناحیه تمام باینیتی این مقدار به سبب افزایش عمق شیار و ثابت بودن خواص مکانیکی ناحیه جلوی شیار، افزایش یافته و این افزایش با شیب بیشتری در ناحیه تبدیل باینیت به آستنیت ادامه می‌یابد.

با مقایسه شکل‌های 12، 15 و 16 ملاحظه می‌شود که در ناحیه تبدیل فریت به باینیت مقدار  $J_{cr}$  افزایش و مقدار  $J$  کاهش می‌یابد در نتیجه در این ناحیه بر مقدار بار بحرانی شکست افزوده می‌شود. در ناحیه تبدیل باینیت به

حاصل از آزمون تجربی و روابط (2) تا (4) در عمق‌های مختلف محاسبه شد و نتایج آن همراه با نتایج حاصل از شبیه‌سازی در شکل 15 آورده شده است.

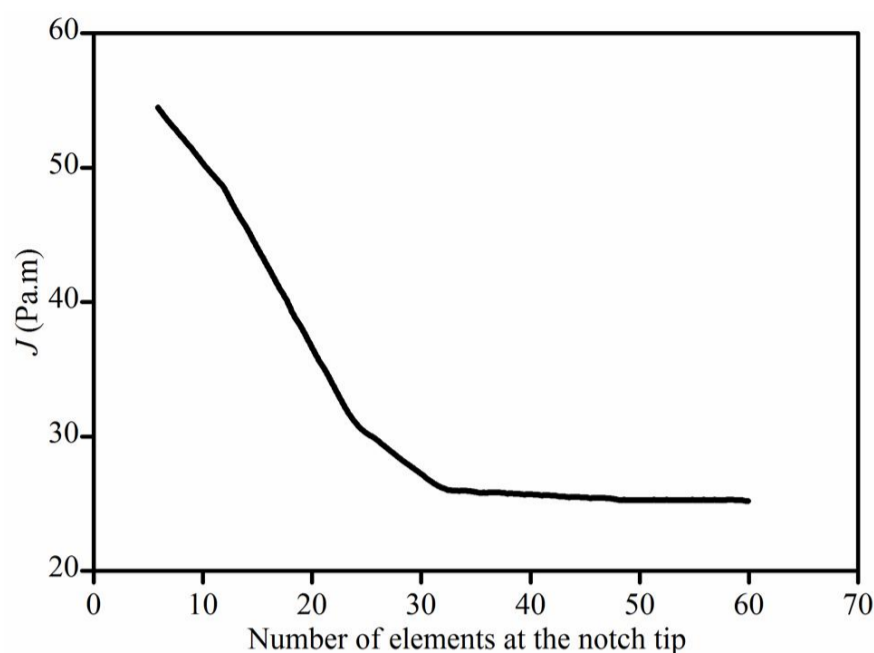


Fig. 10 Mesh refinement influence on the  $J$  value

شکل 10 اثر افزایش تعداد مش روی دهانه شیار U بر همگرایی انتگرال  $J$

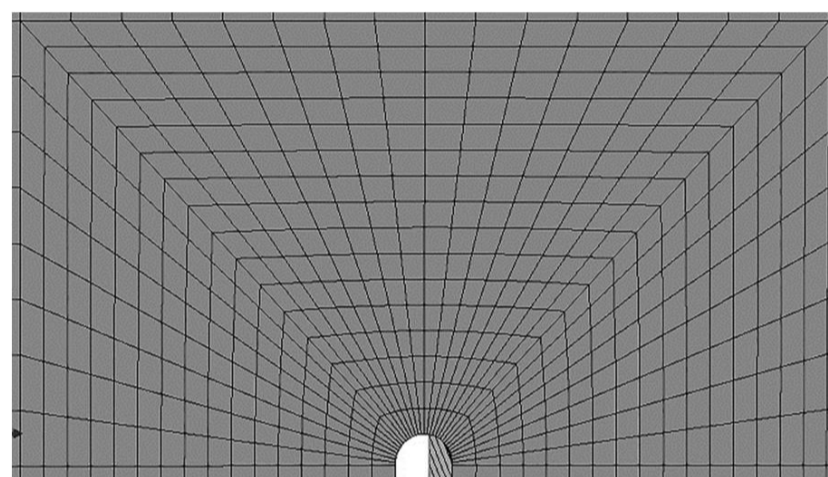


Fig. 11 A meshed sample of the U notched specimen

شکل 11 مش‌بندی نمونه دارای شیار U

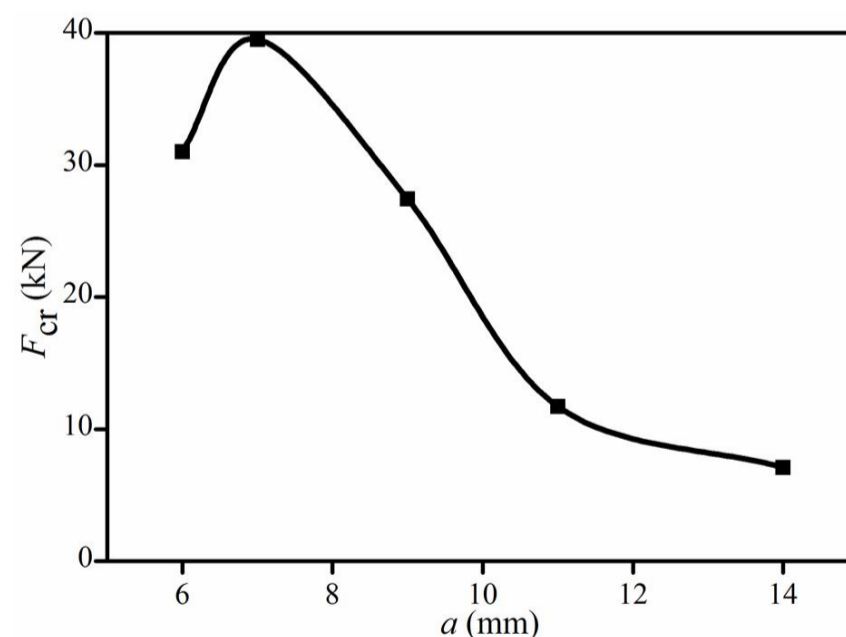


Fig. 12 Critical fracture load vs notch depth at 1 mm constant radius

شکل 12 نمودار تغییرات بار بحرانی شکست در شعاع ثابت 1 میلی‌متر و عمق‌های متفاوت

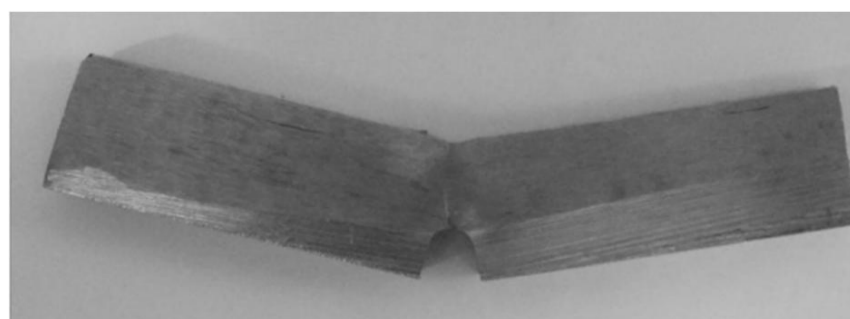


Fig. 13 A FGS sample after three point bending test

شکل 13 نمونه‌ای از فولاد هدفمند پس از آزمایش خمش

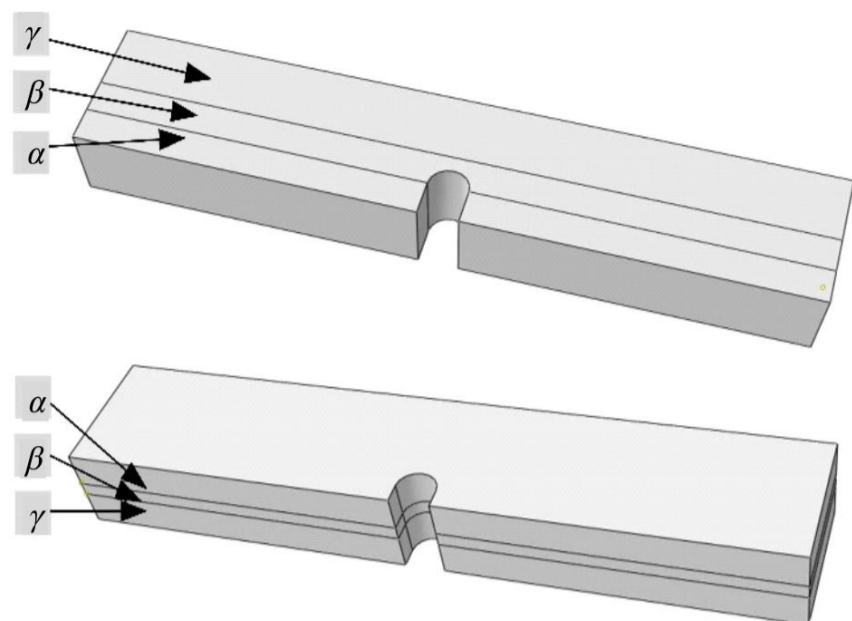


Fig. 18 The U notched FGS in notch arrester and notch divider configuration  
 شکل 18 نمایی از چگونگی تغییر خواص فولاد هدفمند به ترتیب در حالت توقف گر و تقسیم گر شیار

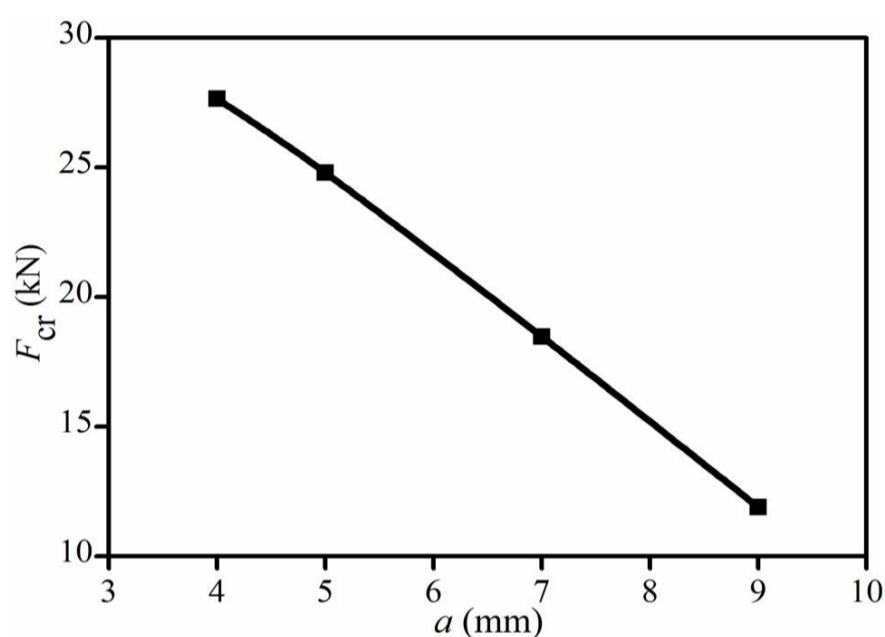


Fig. 19 Critical fracture loads of the U notched specimens in divider configuration  
 شکل 19 بار بحرانی شکست در فولاد هدفمند با شیار U شکل در حالت تقسیم گر شیار

در ناحیه تبدیل فاز باینیت به آستنیت، با افزایش عمق شیار مقدار انتگرال  $J$  در هر دو افزایش می‌یابد اما در فولاد همگن این افزایش با شدت بیشتری انجام می‌گیرد. بنابراین در این ناحیه مقدار انتگرال  $J$  در فولاد همگن بیشتر است.

با مقایسه نتایج بدست آمده برای حالت توقف گر شیار می‌توان گفت که برتری فولاد هدفمند تولید شده نسبت به فولادهای اولیه (فولاد کم کربن و فولاد آستنیتی) قابلیت تحمل بار بیشتر آن قبل از وقوع شکست در عین داشتن قابلیت تغییر شکل بالا می‌باشد. به عبارت دیگر در تحقیق حاضر سعی شده است با استفاده از فرآیند ذوب دوباره سرباره‌ای، به نوع جدیدی از فولادها دست یافت به گونه‌ای که ترکیبی از استحکام بالای فولاد باینیتی و قابلیت تغییر شکل بالای فولاد آستنیتی را به طور همزمان داشته باشند.

5-7- آزمایش‌های تجربی بر روی نمونه‌های تقسیم گر شیار U شکل در بخش پیشین مقدار انتگرال  $J$  برای حالتی که انتهای شیار در لایه‌ای مشخص از فولاد هدفمند (توقف گر) قرار داشت، بررسی شد. در حالت توقف-گر شیار بارگذاری در راستای گرادیان خواص صورت می‌گیرد اما در حالت تقسیم گر شیار راستای تغییر خواص به گونه‌ای که است که بارگذاری عمود بر گرادیان خواص می‌باشد. به طور مثال در فولاد هدفمند باینیت‌دار در حالت تقسیم گر شیار، انتهای شیار در هر سه فاز فریت، باینیت و آستنیت می‌باشد (شکل 18).

آستنیت نیز مقدار  $J_{cr}$  افزایش یافته ولی به دلیل افزایش شدیدتر مقدار  $J$  نسبت به مقدار  $J_{cr}$  در این ناحیه بار بحرانی کاهش می‌یابد.

#### 4-7- مقایسه انتگرال $J$ در فولاد هدفمند و همگن

برای بررسی اثر تغییرات خواص ماده در راستای عرض نمونه، مناسب است که مقدار انتگرال  $J$  در فولاد هدفمند را با فولاد همگن مقایسه نمود. برای این کار در عمق‌های مختلف، خواص مکانیکی فولاد هدفمند در لبه شیار به عنوان خواص مکانیکی فولاد همگن فرض شد. ابعاد شیار و نمونه در هر دو فولاد یکسان در نظر گرفته شدند. به این ترتیب تنها اثر تغییر خواص منظور شده است. تغییرات انتگرال  $J$  در فولاد هدفمند و همگن برحسب عمق شیار (برای بارگذاری ثابت 400 نیوتن) در شکل 17 آورده شده است.

همان‌طور که در شکل 17 ملاحظه می‌شود، در ناحیه تبدیل فریت به باینیت، مقدار انتگرال  $J$  در فولاد هدفمند بالاتر از مقدار  $J$  در فولاد همگن است. با افزایش عمق شیار مقدار انتگرال  $J$  در هر دو کم می‌شود. اما کاهش مقدار  $J$  در فولاد هدفمند شدیدتر می‌باشد.

دلیل این مسئله این است که علاوه بر این که خواص مکانیکی در لبه شیار در مقدار انتگرال  $J$  تاثیرگذار است، خواص مکانیکی جلوی شیار (پیشانی شیار) نیز در آن تاثیر دارد. در ناحیه فاز باینیت مقدار  $J$  در هر دو تقریباً برابر است. چون هم خواص مکانیکی لبه شیار و هم خواص مکانیکی پیشانی شیار در هر دو یکسان می‌باشد.

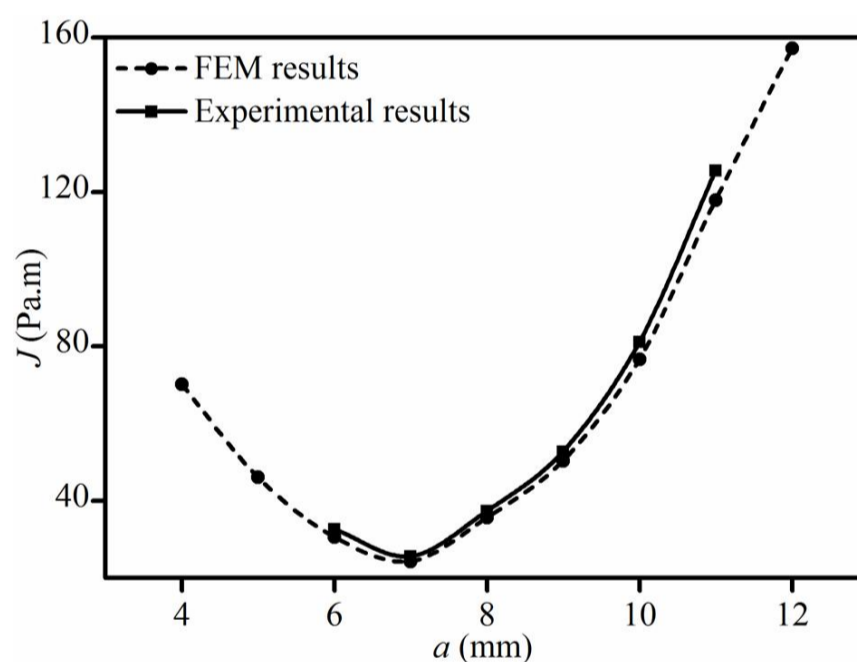


Fig. 16  $J$  value of the U notched specimens under 400 N constant loading  
 شکل 16 مقدار انتگرال  $J$  در نمونه‌های شیاردار تحت بارگذاری ثابت 400 نیوتن

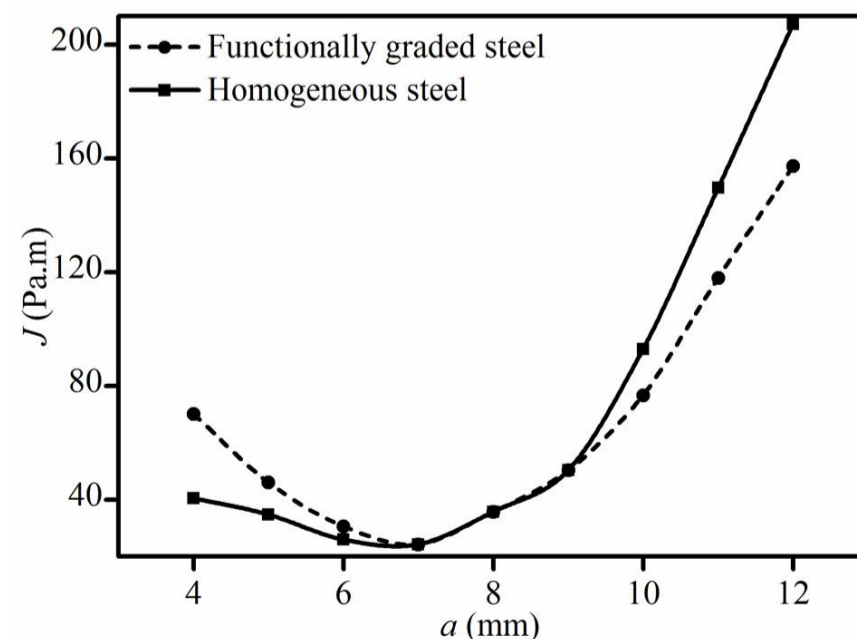


Fig. 17  $J$  value vs notch depth curve of the FGS and homogeneous steel  
 شکل 17 مقایسه تغییرات انتگرال  $J$  در فولاد هدفمند و همگن



- در یک نیروی ثابت، مقدار انتگرال  $J$  در عمق‌های مختلف شیار  $U$  شکل برای فولاد هدفمند و فولاد همگن بررسی شد و با مقایسه مقادیر حاصل مشخص شد که علاوه بر تاثیر خواص مکانیکی لبه شیار در وقوع شکست، مقادیر این خواص در ناحیه جلوی شیار نیز تاثیرگذار می‌باشد.

- در مود اول بارگذاری در حالت تقسیم‌گر شیار  $U$  در فولاد هدفمند باینیت‌دار بار بحرانی شکست با افزایش عمق شیار کاهش یافته و مقدار  $J_{cr}$  با افزایش عمق شیار افزایش پیدا کرد اما این افزایش از شدت بسیار کمتری در نمونه‌های توقف‌گر برخوردار بود.

### 9- فهرست علائم

$a$	عمق شیار (mm)
$A_{pl}$	مساحت محصور به منحنی نیرو-جابجایی و خط باربرداری (kNmm)
$B$	ضخامت نمونه (mm)
$E$	مدول الاستیسیته (GPa)
$F$	نیرو (kN)
$F_{cr}$	بار بحرانی شکست
$J_{el}$	مولفه الاستیک انتگرال $J$ (MPam)
$J_{pl}$	مولفه پلاستیک انتگرال $J$ (MPam)
$J_{cr}$	مقدار بحرانی انتگرال $J$ (MPam)
$K_{Ic}$	چقرمگی شکست ( $MPam^{0.5}$ )
$K_{U}$	چقرمگی شکست شیار ( $MPam^{0.5}$ )
$s$	فاصله بین دو تکیه‌گاه (mm)
$T_i$	مولفه‌های بردار تنش در سطح
$u_i$	مولفه‌های بردار جابه‌جایی
$VH(\alpha_0)$	ریز سختی ویکرز لایه فریت
$VH(\alpha_i)$	ریز سختی ناحیه تبدیل فریت به باینیت
$VH(\beta_0)$	ریز سختی ویکرز لایه باینیت
$VH(\gamma_0)$	ریز سختی ویکرز لایه آستنیت
$VH(\gamma_i)$	ریز سختی ویکرز ناحیه تبدیل آستنیت به باینیت
$w$	عرض نمونه (mm)

### علائم یونانی

$\alpha_0$	فولاد فریتی
$\beta$	فولاد باینیتی
$\gamma_0$	فولاد آستنیتی
$\epsilon$	کرنش
$\rho$	شعاع انتهایی شیار (mm)
$\sigma_f(\alpha_0)$	تنش تسلیم یا نهایی لایه فریت (MPa)
$\sigma_f(\alpha_i)$	تنش تسلیم یا نهایی ناحیه تبدیل فریت به باینیت (MPa)
$\sigma_f(\beta)$	تنش تسلیم یا نهایی لایه باینیت (MPa)
$\sigma_f(\gamma_0)$	تنش تسلیم یا نهایی لایه آستنیت (MPa)
$\sigma_f(\gamma_i)$	تنش تسلیم یا نهایی لایه تبدیل آستنیت به باینیت (MPa)
$\sigma_{max}$	ماکزیمم تنش (MPa)

### 10- مراجع

[1] M. Abolghasemzadeh, *Modeling of failure strength and impact in functionally graded steels*, Msc Thesis, Department of Mechanical Engineering, Amir Kabir University of Technology, Tehran, 2012. (in Persian)

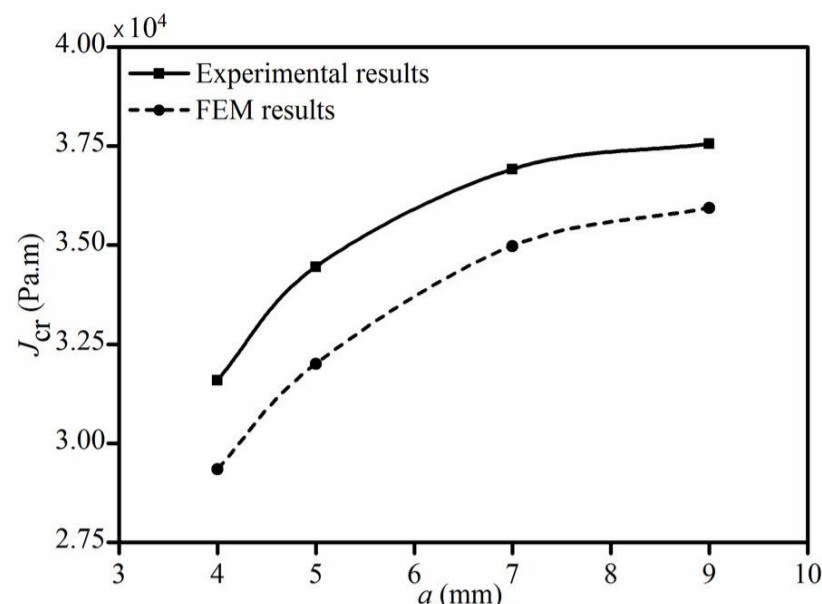


Fig. 20  $J_{cr}$  value of the notch divider configuration for different notch depth at 1 mm constant radius

شکل 20 تغییرات  $J_{cr}$  بر حسب عمق شیار در حالت تقسیم‌گر شیار

برای محاسبه انتگرال  $J$  آزمایش خمش سه نقطه‌ای طبق استاندارد ASTM E1820 [14] بر روی نمونه‌هایی با شعاع ثابت 1 میلی‌متر و در عمق‌های مختلف شیار صورت گرفت و نمودار نیرو- تغییر مکان نقطه اثر نیرو و بار بحرانی شکست در هر نمونه بدست آمد که نتایج آن در شکل 19 ارائه شده است.

همان‌طور که در شکل 19 مشاهده می‌شود با افزایش عمق شیار در فولاد هدفمند باینیت‌دار در حالت تقسیم‌گر شیار بار بحرانی شکست، کاهش می‌یابد.

که این روند با روند تغییرات بار بحرانی شکست در حالت توقف‌گر شیار که در آن مقدار بار بحرانی ابتدا صعودی و سپس نزولی بود، تفاوت دارد. مقدار  $J_{cr}$  در بار بحرانی شکست در عمق‌های مختلف محاسبه شد که نتایج آن و نتایج روش المان محدود در شکل 20 ارائه شده است.

با توجه به شکل 20 می‌توان گفت که با افزایش عمق شیار  $U$  شکل، با وجود کاهش بار بحرانی شکست مقدار  $J_{cr}$  افزایش می‌یابد. البته باید اشاره کرد که مقدار رشد  $J_{cr}$  با افزایش عمق شیار در حالت تقسیم‌گر در مقایسه با حالت توقف‌گر که عمق شیار در فازهای متفاوت قرار می‌گیرد به مراتب کمتر است.

### 8- نتیجه‌گیری

در تحقیق حاضر مقدار انتگرال  $J$  در فولاد هدفمند بررسی شد و نتایج حاصل از آن در ادامه ارائه شده است.

- فولاد هدفمند باینیت دار با استفاده از روش ذوب دوباره سرباره‌ای الکتریکی و عملیات پرس تولید شد و نتایج سختی‌سنجی ویکرز و متالوگرافی، ایجاد لایه‌های مرتبه‌ای را نشان داد.

- با انجام آزمایش خمش سه نقطه‌ای بر روی نمونه‌های دارای شیار  $U$  شکل در مود اول بارگذاری، در ناحیه تبدیل فریت به باینیت با افزایش عمق بار بحرانی شکست افزایش و در ناحیه کاملاً باینیتی و ناحیه تبدیل باینیت به آستنیت این مقدار کاهش یافت.

- در مود اول بارگذاری در ناحیه تبدیل فریت به باینیت با افزایش عمق شیار مقدار  $J_{cr}$  افزایش یافت و در ناحیه کاملاً باینیتی این مقدار تقریباً ثابت باقی ماند و در ناحیه تبدیل باینیت به آستنیت  $J_{cr}$  با شیب بیشتری افزایش یافت. این مقادیر در تطابق خوبی با نتایج حاصل از المان محدود بودند.

- در یک نیروی ثابت مقدار انتگرال  $J$  در عمق‌های مختلف شیار  $U$  شکل بررسی شد و در ناحیه تبدیل فریت به باینیت انتگرال  $J$  افزایش و در ناحیه باینیتی و تبدیل باینیت به آستنیت نیز این مقدار افزایش یافت.

- [10] H. Salavati, Y. Alizadeh, F. Berto, Effect of notch depth and radius on the critical fracture load of bainitic functionally graded steels under mixed mode I+ II loading, *Physical Mesomechanics*, Vol. 17, No. 3, pp. 178-189, 2014.
- [11] H. Salavati, Y. Alizadeh, A. Kazemi, F. Berto, A new expression to evaluate the critical fracture load for bainitic functionally graded steels under mixed mode (I+II) loading, *Engineering Failure Analysis*, Vol. 48, No. 4, pp. 121-136, 2015.
- [12] ASTM E8, Standard test methods for tension testing of metallic materials, *Annual Book of ASTM Standards*, Vol. 03, No. 1, 2001.
- [13] ASTM E399, Standard test method for linear-elastic plane-strain fracture toughness of metallic materials, *Annual Book of ASTM Standards*, Vol. 03, No. 1, 2001.
- [14] ASTM E1820, Standard test method for measurement of fracture toughness, *Annual Book of ASTM Standards*, Vol. 03, No. 1, 2001.
- [15] F. J. Gomez, G. V. Guinea, M. Elices, Failure criteria for linear elastic materials with U-notches, *International Journal of Fracture*, Vol. 141, No. 1, pp. 99-113, 2006.
- [16] J. R. Rice, Mathematical analysis in the mechanics of fracture, *Fracture: an Advanced Treatise*, Vol. 2, pp. 191-311, 1968.
- [17] F. Berto, P. Lazzarin, Y. G. Matvienko, J-integral evaluation for U-and V-blunt notches under Mode I loading and materials obeying a power hardening law, *International Journal of Fracture*, Vol. 146, No. 2, pp. 33-51, 2007.
- [2] S. Filippi, P. Lazzarin, R. Tovo, Developments of some explicit formulas useful to describe elastic stress fields ahead of notches in plates, *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 39, No. 17, pp. 4543-4565, 2002.
- [3] F. J. Gómez, M. Elices, A fracture criterion for sharp V-notched samples, *International Journal of Fracture*, Vol. 123, No. 3, pp. 163-175, 2003.
- [4] F. J. Gómez, M. Elices, A fracture criterion for blunted V-notched samples, *International Journal of Fracture*, Vol. 127, No. 3, pp. 239-264, 2004.
- [5] Z. Yosibash, A. Bussiba, I. Gilad, Failure criteria for brittle elastic materials, *International Journal of Fracture*, Vol. 125, No. 4, pp. 307-333, 2004.
- [6] Y. H. Chen, T. J. Lu, On the path dependence of the J-integral in notch problems, *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 41, No. 3, pp. 607-618, 2004.
- [7] E. Barati, *J integral evaluation of U notched specimens under bending load*, PhD Thesis, Department of Mechanical Engineering, Amir Kabir University of Technology, Tehran, 2011. (in Persian )
- [8] J. A. Mohandesi, M. H. Shahosseini, Transformation characteristics of functionally graded steels produced by electroslag remelting, *Metallurgical and Materials Transactions A*, Vol. 36, No. 12, pp. 3471-3476, 2005.
- [9] E. Barati, Y. Alizadeh, J. A. Mohandesi, J-integral evaluation of austenitic-martensitic functionally graded steel in plates weakened by U-notches, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 77, No. 16, pp. 3341-3358, 2010.