

مقدمه

توربین‌های گازی در صنعت استفاده روزافزون دارند، به همین جهت افزایش راندمان آن‌ها از اهمیت ویژه‌ای برخوردار است. استفاده از پوشش‌های سد حرارتی موجب افزایش دمای گاز داغ ورودی به توربین گازی بدون افزایش دمای زیرلایه می‌شود که موجب افزایش بازده کاری توربین گازی می‌گردد. به همین دلیل استفاده از پوشش‌های سد حرارتی به طور گسترده‌ای مورد توجه قرار گرفته است [۳]-[۱].

در سال‌های اخیر با توجه به اهمیت کاهش تنش‌های باقیمانده در پوشش‌های سد حرارتی به منظور افزایش طول عمر پوشش‌ها، تحقیقات فراوانی انجام شده است [۸]-[۴]. تحقیقات انجام شده در این حوزه را می‌توان در دو دسته کلی طبقه بندی نمود:

- تغییر طراحی پوشش‌های سد حرارتی [۱۲]-[۹]، [۷]
 - تغییر ترکیب لایه رویی [۱۵]-[۱۳]، [۸]، [۶]، [۵].
- استفاده از پوشش‌های سد حرارتی درجه بندی شده و پوشش‌های چند لایه در حوزه دسته اول قرار دارند. به علاوه تغییرات دامنه و طول موج فصل مشترک لایه‌ها و ضخامت لایه‌ها نیز در این دسته قرار دارد و توزیع تنش را تحت تاثیر قرار می‌دهند که در این تحقیق مورد بررسی قرار گرفته‌اند.

تحقیقات انجام شده نشان داده است که با افزایش ضخامت لایه‌های پوشش، تنش پسماند افزایش می‌یابد. دلیل این امر افزایش تنش ذخیره شده در لایه‌های پوشش با افزایش ضخامت و افزایش میزان مواد است. به عبارت دیگر منشا تنش‌های پسماند اختلاف ضریب انبساط حرارتی لایه‌های مختلف پوشش است و با افزایش ضخامت لایه‌ها و میزان مواد این تنش‌ها افزایش می‌یابد. یکی دیگر از متغیرهای مورد بررسی دامنه فصل مشترک است. تحقیقات انجام شده نشان داده است که با افزایش دامنه تنش پسماند ابتدا افزایش می‌یابد و سپس با افزایش

بیشتر دامنه، تنش پسماند کاهش می‌یابد [۹]. تغییر ترکیب شیمیایی لایه رویی و استفاده از ترکیب سرامیکی با ضریب انبساط حرارتی نزدیک‌تر به ضریب انبساط حرارتی لایه میانی و زیرلایه نیز می‌تواند موجب کاهش تنش‌های باقیمانده در پوشش سد حرارتی شود. در این پژوهش تاثیر تغییر ترکیب شیمیایی لایه رویی بر توزیع تنش نیز مورد بررسی قرار گرفته است [۹].

زیرکونیای پایدار شده با ایتریا (YSZ)^۱، یکی از پرکاربردترین ترکیبات مورد استفاده به عنوان لایه رویی می‌باشد. در کنار خواص مطلوبی که دارد دارای محدودیت‌هایی نیز می‌باشد، این محدودیت‌ها عبارتند از [۹]، [۱۸]-[۱۶]: YSZ در دماهای بالاتر از ۱۲۰۰ درجه سانتی گراد ناپایدار است به علاوه در این دماها تف جوشی رخ می‌دهد در نتیجه میزان تخلخل‌ها کاهش می‌یابد و به تبع آن هدایت حرارتی افزایش می‌یابد. یکی دیگر از مشکلات YSZ غلظت بالای جاهای خالی یون اکسیژن است که در دماهای بالا به عبور اکسیژن از لایه سرامیکی کمک می‌کند و سرعت اکسیداسیون را افزایش می‌دهد. علاوه بر موارد مطرح شده YSZ در محیط‌های خوردنده به شدت دچار خوردگی داغ می‌شود و به حمله CMAS^۲ حساس است [۲۱]-[۱۹].

در سال‌های اخیر تلاش‌های فراوانی برای یافتن مواد سرامیکی جدید که محدودیت‌های زیرکونیای پایدار شده با ایتریا را نداشته باشند، انجام شده است. در این بین زیرکونات‌های لانتانیدها ($Ln = Ln_2Zr_2O_7$ ، La, Nb, Sm, Gd) به دلیل پایداری فازی بالا و مقاومت در برابر CMAS مورد مطالعه قرار گرفته‌اند. در این گروه زیرکونات گادولینیوم ($Gd_2Zr_2O_7$) به دلیل خواص حرارتی مطلوب مورد توجه قرار گرفته است. از جمله این خواص می‌توان به موارد زیر اشاره کرد [۱۵]-[۱۳]،

¹ Yttria-stabilized zirconia (YSZ)

² Ca-Mg-Al-silicate

[۱۹]:

۲. هدایت حرارتی کم (کمتر از YSZ)

۱. پایداری حرارتی بالا حتی در دماهای بالاتر از

۱۲۰۰ درجه سانتی‌گراد

جدول ۱. مشخصات نمونه‌های مورد مطالعه در این پژوهش

نمونه	جنس لایه رویی	دامنه فصل مشترک	ضخامت BC	ضخامت BC + ۵۰٪ TC	ضخامت TC
۱	$Gd_2Zr_2O_7$ (GZ)	۵	۱۰۰	۱۰۰	۱۰۰
۲	$Gd_2Zr_2O_7$ (GZ)	۵	۱۰۰	۱۵۰	۱۵۰
۳	$Gd_2Zr_2O_7$ (GZ)	۵	۱۰۰	۲۰۰	۲۰۰
۴	$Gd_2Zr_2O_7$ (GZ)	۱۰	۱۰۰	۱۰۰	۱۰۰
۵	$Gd_2Zr_2O_7$ (GZ)	۱۰	۱۰۰	۱۵۰	۱۵۰
۶	$Gd_2Zr_2O_7$ (GZ)	۱۰	۱۰۰	۲۰۰	۲۰۰
۷	$Gd_2Zr_2O_7$ (GZ)	۱۵	۱۰۰	۱۰۰	۱۰۰
۸	$Gd_2Zr_2O_7$ (GZ)	۱۵	۱۰۰	۱۵۰	۱۵۰
۹	$Gd_2Zr_2O_7$ (GZ)	۱۵	۱۰۰	۲۰۰	۲۰۰
۱۰	Yttria-stabilized zirconia (YSZ)	۱۰	۱۰۰	۲۰۰	۲۰۰

۳. مقاومت خوردگی داغ بهتر که در نتیجه

حساسیت کیفیت سوخت مصرفی کاهش می‌یابد.

۴. مقاومت بالاتر در برابر حمله CMAS

علاوه بر موارد فوق کم بودن ضریب نفوذپذیری اکسیژن زیرکونات گادولینیوم موجب کاهش ضخامت لایه اکسیدی رشدیافته (TGO) نسبت به ضخامت این لایه در پوشش YSZ می‌شود. تحقیقات انجام شده توسط Doleker و همکارانش نیز موید مطلب فوق می‌باشد. در تحقیقات انجام شده توسط ایشان ضخامت لایه اکسیدی رشد یافته (TGO) در دو پوشش زیرکونات گادولینیوم و زیرکونیای پایدار شده با ایتریا در زمان‌های مختلف تست اکسیداسیون اندازه‌گیری شده است و نتایج نشان داده است که در تمامی زمان‌های اکسیداسیون، ضخامت لایه اکسیدی رشد یافته در پوشش زیرکونات گادولینیوم از پوشش زیرکونیای پایدار شده با ایتریا کمتر است [۱۵]–[۱۳]، [۱۹].

در کنار مزیت‌های مطرح شده $Gd_2Zr_2O_7$ دارای

محدودیت‌هایی نیز می‌باشد. این محدودیت‌ها شامل ضریب انبساط حرارتی کمتر نسبت به YSZ و تمایل شدید به واکنش با لایه TGO می‌باشند. برای حل مشکلات فوق استفاده از پوشش‌های با دو لایه سرامیکی GZ و YSZ مطرح شده است. زیرکونات گادولینیوم چقرمگی شکست کمتری نسبت به YSZ دارد، از این رو مطالعات جدید، در پی یافتن راهکاری برای افزایش چقرمگی این ماده می‌باشد. از جمله راهکارهای پیشنهادی می‌توان به دوپ کردن مواد مختلف مانند $LaPO_4$ اشاره کرد [۱۵]–[۱۳]، [۱۹]، [۲۲]، [۸].

وجود تنش‌های پسماند ممکن است مطلوب یا نامطلوب باشد. اگر یک تنش پسماند فشاری در ماده وجود داشته باشد، می‌تواند از شکست قطعه جلوگیری کند. با توجه به اینکه برآیند نیروهای اعمال شده به قطعه ناشی از تنش‌های پسماند فشاری و تنش کششی ناشی از بارگذاری خارجی است، تا وقتی تنش کششی نتواند بر تنش پسماند فشاری غلبه کند، برآیند تنش اعمال شده به ماده فشاری است و از رشد ترک و نهایتاً شکست

در صورت عدم پیش‌بینی صحیح تنش‌های پسماند، این تنش‌ها به تنش‌های طراحی افزوده می‌شوند و می‌توانند

جلوگیری می‌شود ولی در صورتی که تنش پسماند از نوع کششی باشد عکس این اتفاق رخ می‌دهد. افزایش تنش‌های پسماند در پوشش سد حرارتی موجب جوانه زنی و رشد ترک و در نتیجه شکست پوشش خواهد شد.

جدول ۲. خواص حرارتی و مکانیکی لایه‌های مختلف پوشش سد حرارتی [1]-[3]

YSZ	GZ	۵۰% NiCrAlY + ۵۰% GZ	لایه واسط NiCrAlY	زیرلایه Hastelloy-X	دما (K)	خواص ماده
۲۱۰	۱۷۵	۲۰۰	۲۲۵	۲۰۱	۲۷۶	مدول الاستیک (GPa)
۲۰۵	۱۷۰/۸	۱۷۸/۴	۱۸۶	۱۸۰	۶۷۳	
۱۸۱	۱۵۰/۸	۱۴۸/۹	۱۴۷	۱۵۰	۱۰۷۳	
۱۶۲	۱۳۵	۱۳۴/۵	۱۳۴	۱۴۱	۱۴۷۳	
۵۴۰۰	۶۳۲۰	۶۸۲۰	۷۳۲۰	۸۲۲۰	۲۷۶	دانسیته (kg/m ³)
					۶۷۳	
					۱۰۷۳	
					۱۴۷۳	
۰/۲	۰/۲	۰/۲۵	۰/۳	۰/۳۲	۲۷۶	ضریب پواسون
					۶۷۳	
					۱۰۷۳	
					۱۴۷۳	
۹/۱	۸/۹	۱۰/۱۴	۱۱/۶	۱۳/۴	۲۷۶	ضریب انبساط حرارتی ($\times 10^{-6}.K^{-1}$)
۱۰/۵۸	۹/۰۴	۱۱/۵	۱۴	۱۴/۲	۶۷۳	
۱۱/۱۳	۱۰/۰۸	۱۳	۱۶	۱۵/۶	۱۰۷۳	
۸/۵	۱۰/۹	۱۵/۸۵	۲۰/۸	۱۵/۸	۱۴۷۳	
۵۰۰	۳۴۴	۴۲۲/۵	۵۰۱	۴۴۲	۲۷۶	گرمای ویژه (J. (kg. K) ⁻¹)
۵۷۶	۴۳۰	۵۱۱	۵۹۲	۵۱۴	۶۷۳	
۶۳۷	۴۵۶	۶۱۸/۵	۷۸۱	۶۶۸	۱۰۷۳	
۶۵۰	۴۶۰	۶۱۲	۷۶۴	۸۳۱	۱۴۷۳	
۱/۰۶	۱/۱۱	۲/۷	۴/۳	۱۰/۴	۲۷۶	هدایت حرارتی (W/m°C)
۰/۸	۰/۷۷	۳/۵۸	۶/۴	۱۸/۶	۶۷۳	
۰/۶۵	۰/۶۱	۵/۴	۱۰/۲	۲۳/۸	۱۰۷۳	
۰/۶۲	۱/۵۸	۶/۴۴	۱۱/۳	۲۷/۴	۱۴۷۳	

روش‌های مختلفی برای اندازه‌گیری تنش وجود دارد که برخی از آن‌ها مخرب و برخی غیرمخرب هستند. از

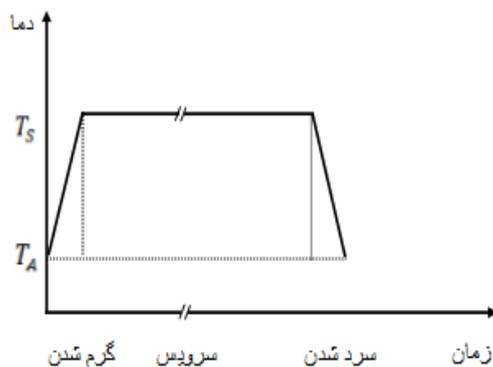
موجب تخریب زود هنگام در بارهایی کمتر از حد تحمل در نظر گرفته شده برای قطعه شوند. لذا تعیین دقیق مقادیر تنش پسماند بسیار حائز اهمیت می‌باشد [۱۷]، [۱۶]، [۷]، [۶].

رفتار حرارتی و توزیع تنش‌های پسماند در پوشش‌های سد حرارتی درجه بندی نشده به کمک روش عددی المان محدود انجام شده است. ولی تحقیقات انجام شده در زمینه پوشش‌های نوین بسیار محدود می‌باشد. از اینرو، در این تحقیق شبیه‌سازی عددی توزیع دما و تنش‌های پسماند در پوشش سد حرارتی معمولی و درجه بندی شده NiCrAlY/YSZ(GZ) پاشش پلاسمائی شده بر روی زیرلایه اینکونل ۷۳۸ اعمال شده به روش پاشش پلاسمایی مورد استفاده در محفظه احتراق یک موتور توربوفن هوایی تحت یک چرخه حرارتی ترکیبی و واقعی، شامل گرمایش از دمای محیط تا دمای سرویس، نگاهداری در دمای سرویس و سپس سرمایش تا دمای محیط مورد بررسی قرار گرفته است. نتایج این پژوهش در بررسی امکان استفاده و توسعه پوشش‌های نوین بر پایه زیرکونات گادولینیوم مفید خواهد بود.

روش تحقیق

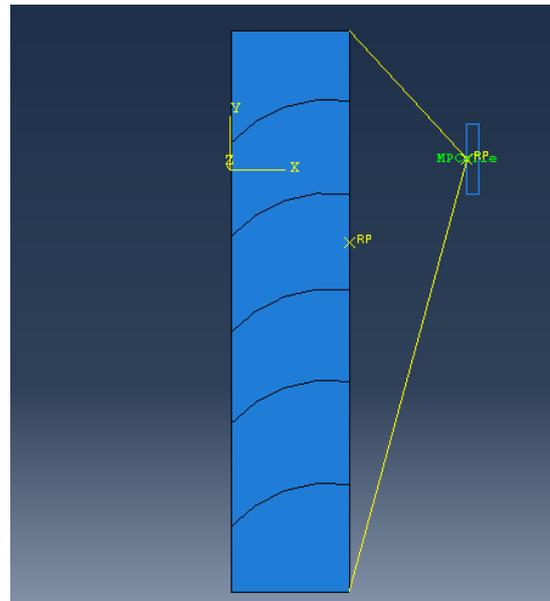
در این مطالعه برای بررسی تاثیر ضخامت لایه‌ها، دامنه فصل مشترک و ترکیب شیمیایی لایه رویی بر توزیع تنش ۱۰ نمونه مطابق جدول ۱ طراحی شد.

در این تحقیق برای تحلیل عددی از نرم افزار Abaqus استفاده شده است. برای انجام شبیه‌سازی فرض شده است، مقاومت حرارتی بین لایه‌ها وجود ندارد و به



شکل ۲. چرخه حرارتی اعمال شده به پوشش.

جمله این روش‌ها می‌توان به روش نانوفورورونده^۴، پراش پرتو ایکس^۵، طیف سنجی رامان^۶ و روش سوراخکاری^۷ اشاره نمود. در روش نانوفورورونده یک پروب الماسی به وسیله اعمال نیرو با نمونه برخورد نموده و سپس با



شکل ۱. شرایط مرزی مکانیکی اعمال شده به پوشش.

برداشتن نیرو از سطح نمونه جدا می‌شود و اثری بر روی نمونه برجای می‌گذارد. با استفاده از میکروسکوپ نیروی اتمی^۸ (AFM) در کنار سیستم نفوذ نیرو می‌توان تصویر اثر به جا مانده را به دست آورد. با استفاده از روش نانوفورورونده یک منحنی بار - عمق نفوذ (p-h) نانوفورورونده به دست می‌آید که با استفاده از اطلاعات به دست آمده از این نمودار و تصاویر AFM به دست آمده می‌توان خواص مکانیکی و تنش پسماند نمونه را تعیین نمود. با استفاده از طول ترک‌های ایجاد شده بر روی سطح نمونه می‌توان چقرمگی شکست و تنش موجود در نمونه را تعیین نمود [۲۹]-[۲۳].

تاکنون پژوهش‌های معدودی در ارتباط با پیش‌بینی

⁴ Nanoindentation

⁵ X-Ray Diffraction

⁶ Raman spectroscopy

⁷ Hole-drilling

⁸ Atomic Force Microscopy

تمامی فصل مشترک‌ها به صورت سینوسی با طول موج $50\ \mu\text{m}$ مدل شده‌اند و برای کاهش زمان انجام محاسبات نیم طول موج در نظر گرفته شده است. برای اعمال

علاوه اثر تخلخل نادیده گرفته شده است. با توجه به وابستگی خواص مواد به دما، خواص مکانیکی و حرارتی لایه‌های مختلف پوشش به صورت وابسته به دما و ایزوتروپیک تعریف شده‌اند. در جدول ۲ خواص حرارتی و مکانیکی لایه‌های مختلف پوشش در دماهای $1473\ \text{K}$ ، 1073 ، 673 ، 276 آورده شده است.

جدول ۳. پارامترهای مورد استفاده برای پاشش پلاسمایی اتمسفری

پارامتر	واحد	NiCrAlY (Amdry962)	50 NiCrAlY + 50 YSZ	YSZ (metco204Ns)
جریان	A	۴۵۰	۵۰۰	۵۰۰
ولتاژ	V	۵۰	۵۵	۵۵
نرخ شارش گاز آرگون	•SCFH	۸۵	۸۰	۸۰
نرخ شارش گاز هیدروژن	SCFH	۱۵	۱۵	۱۵
نرخ شارش گاز حامل پودر (آرگون)	SCFH	۳۰	۳۰	۳۰
نرخ تغذیه پودر	lb/hr	۱۵	۲۰	۲۵
فاصله پاشش	Cm	۱۲	۱۰	۸

• Standard Cubic Feet per Hour

چرخه حرارتی نشان داده شده در شکل ۲ قرار گرفت. پارامترهای مربوط به دستگاه پاشش پلاسمای لایه‌ها در جدول ۳ گزارش شده است.

در مرحله بعد به منظور اندازه‌گیری تنش در پوشش سد حرارتی از یک دستگاه Triboscope system (Histron Inc. USA) با فرورونده کیوب کرنر و مجهز به میکروسکوپ نیروی اتمی (NanoScope E, Digital AFM (Instruments, USA استفاده شد. سرعت بارگذاری و باربرداری $5\ \text{mN/s}$ و زمان توقف $5\ \text{s}$ در نظر گرفته شدند. سپس نیروهای مختلف از $5000\ \mu\text{N}$ الی $9000\ \mu\text{N}$ عمود بر سطح جانبی نمونه اعمال شدند به این ترتیب اثر فرورونده با ترک‌های شعاعی بر روی نمونه ایجاد شد. سپس با اندازه‌گیری اندازه ترک‌های ایجاد شده میزان تنش پسماند در پوشش سد حرارتی مذکور محاسبه شد.

شرایط مرزی مکانیکی، گوشه‌های افقی ساختار پوشش در جهت عمودی و گوشه‌های عمودی ساختار در جهت افقی مقید شده‌اند. شرایط مرزی مکانیکی اعمال شده در

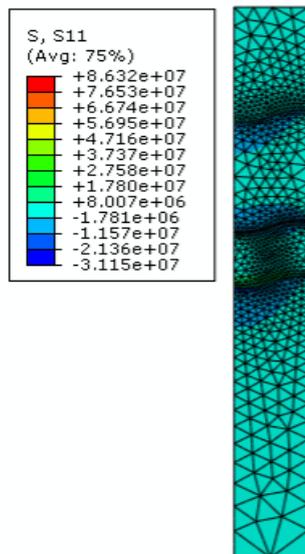
شکل ۱ نشان داده است. تمامی محاسبات به صورت Couple temperature-displacement انجام شده است.

سطح بالایی لایه سرامیکی که در تماس با گاز داغ ورودی به توربین می‌باشد طی یک چرخه حرارتی دچار تغییرات دمایی می‌شود. در چرخه فوق در ابتدا تمام مجموعه طی 300 ثانیه تحت گرمایش قرار گرفته و از دمای اتاق به دمای مورد نظر می‌رسد سپس به مدت 50 ثانیه برای رسیدن به پایداری حرارتی در همان دما مانده و نهایتاً طی 300 ثانیه تحت سرمایش قرار گرفته و به دمای ابتدایی می‌رسند. چرخه حرارتی اعمال شده در شکل ۲ نشان داده شده است. بعد از شبیه‌سازی با استفاده از روش پاشش پلاسمایی نمونه 10 آماده شده و تحت

نتایج

شکل ۳ آنالیز عدم وابستگی تحلیل المان محدود به اندازه مش برای شبیه‌سازی مورد مطالعه در این پوشش را نشان می‌دهد. منظور از راستای افقی در این شکل، مسیر روی فصل مشترک است. مطابق با این نمودار به ازای تعداد المان بزرگتر از ۱۷ در راستای افقی، وابستگی جواب انتگرالگیری عددی به اندازه و تعداد المانها از بین می‌رود و صحت محاسبات عددی قابل اتکا می‌باشد.

به منظور بررسی صحت مدل ارائه شده در این تحقیق، اعتبار سنجی از طریق مقایسه نتایج به دست آمده از شبیه‌سازی با نتایج تجربی انجام شد. پوشش سد حرارتی شبیه‌سازی شده به این منظور نمونه شماره ۱۰ می‌باشد که یک پوشش سد حرارتی درجه بندی شده سه لایه است. جنس لایه‌ها به ترتیب NiCrAlY، 50% NiCrAlY+50% YSZ، و YSZ می‌باشد. ضخامت لایه‌ها به ترتیب ۱۰۰ μm، ۲۰۰ μm و ۲۰۰ μm در نظر گرفته شده است. کانتورهای توزیع تنش حاصل از شبیه‌سازی پوشش سد حرارتی درجه بندی شده سه لایه در شکل ۴ نشان داده شده است.



شکل ۴. توزیع تنش در نمونه شماره ۱۰.

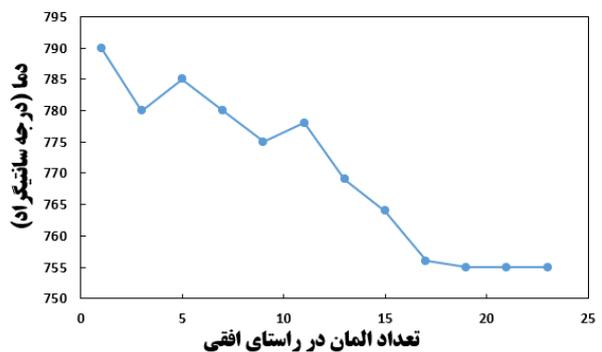
اگر نمونه مورد بررسی فاقد تنش باشد رابطه (۱) بین چقرمگی شکست و میانگین طول ترک‌های ایجاد شده برقرار می‌باشد. که در این رابطه K_{IC} چقرمگی شکست نمونه، E مدول یانگ نمونه، H سختی نمونه، α ثابت تجربی وابسته به هندسه نانوفروورونده ($\alpha = 0.16$)، P بار اعمالی و C میانگین طول ترک‌های ایجاد شده بر روی نمونه می‌باشند.

$$K_{IC} = \alpha \left(\frac{E}{H}\right)^{\frac{1}{2}} \frac{P}{C^{\frac{3}{2}}} \quad (1)$$

در صورتی که نمونه دارای تنش باشد رابطه بین چقرمگی شکست و طول ترک‌های ایجاد شده مطابق با رابطه (۲) خواهد بود.

$$K_{IC} = \delta \left(\frac{E}{H}\right)^{\frac{1}{2}} \frac{P}{C^{\frac{3}{2}}} + \frac{2}{\sqrt{\pi}} \sigma C^{\frac{1}{2}} \quad (2)$$

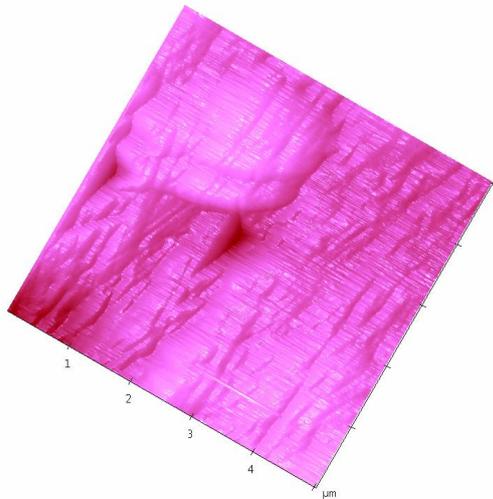
با فرض $X_i = \delta \left(\frac{E}{H}\right)^{\frac{1}{2}}$ رابطه (۳) به دست می‌آید.



شکل ۳. آنالیز استقلال از مش برای پوشش مورد مطالعه در این تحقیق.

$$\frac{P}{C^{\frac{3}{2}}} = \left(\frac{K_{IC}}{X_i}\right) + \left(-\frac{2\sigma}{\sqrt{\pi} X_i}\right) C^{\frac{1}{2}} \quad (3)$$

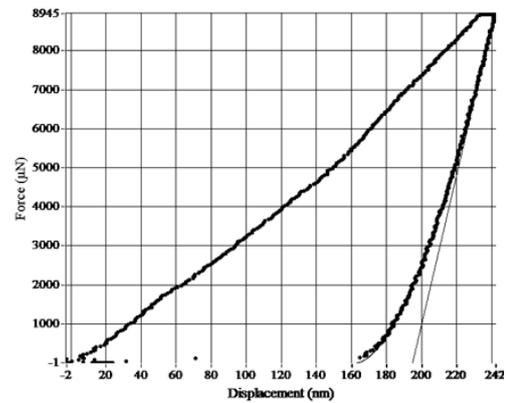
با توجه به رابطه (۳) یک رابطه خطی بین $\frac{P}{C^{\frac{3}{2}}}$ و $C^{\frac{1}{2}}$ برقرار می‌باشد. $\left(-\frac{2\sigma}{\sqrt{\pi} X_i}\right)$ و $\left(\frac{K_{IC}}{X_i}\right)$ به ترتیب نشان‌دهنده شیب و عرض از مبدا این رابطه خطی می‌باشند. بنابراین با رسم نمودار این رابطه خطی و به دست آوردن شیب و عرض از مبدا و معادل قرار دادن آن‌ها با $\left(-\frac{2\sigma}{\sqrt{\pi} X_i}\right)$ و $\left(\frac{K_{IC}}{X_i}\right)$ می‌توان چقرمگی شکست و تنش را به دست آورد.



شکل ۶. تصویر AFM اثر فرورونده در راستای عمود بر سطح جانبی لایه رویی پوشش سد حرارتی درجه‌بندی شده به ازای نیروی ۸۰۰۰ μN

با استفاده از نرم افزار پردازش تصویر راستا و اندازه ترک‌های شعاعی به دست آمد. سپس با استفاده از میانگین طول ترک‌های شعاعی، برای هر نیرو، دو پارامتر $P/C^{1.5}$ و $C^{0.5}$ محاسبه شدند. نتایج حاصل در جدول ۵ ذکر شده است.

با استفاده از نتایج گزارش شده در جدول ۷ نمودار $\frac{P}{C^{3/2}}$ بر حسب $C^{1/2}$ رسم شد. نمودار فوق در شکل ۷ نشان



شکل ۵. منحنی بار-عمق نفوذ متعلق به نیروی ماکزیمم ۹۰۰۰ μN.

برای محاسبه تنش با استفاده از روابط ارائه شده ابتدا می‌بایست با استفاده از منحنی‌های بار-عمق نفوذ، مدول یانگ و سختی نمونه محاسبه شود. در شکل ۵ منحنی بار-عمق نفوذ برای نیروی ماکزیمم ۹۰۰۰ μN نشان داده شده است. نتایج حاصل از محاسبه سختی و مدول یانگ نمونه در جدول ۴ آورده شده است.

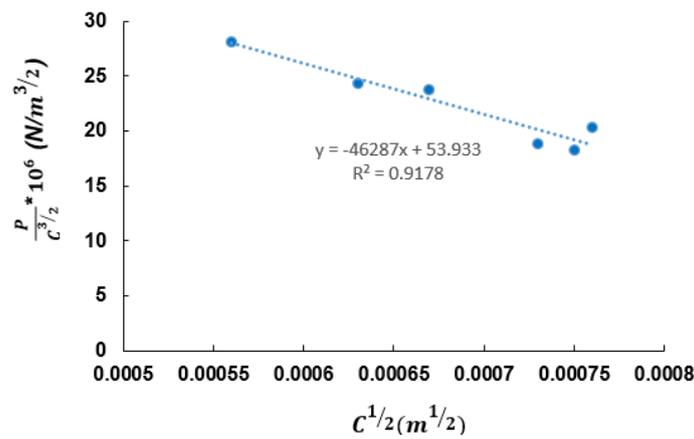
در شکل ۶ تصویر AFM اثر فرورونده بر روی سطح جانبی نمونه نشان داده شده است. با توجه به اینکه اثری از انباشتگی و یا فرورفتگی قابل ملاحظه‌ای در اطراف اثر فرورونده کیوب کرنر بر روی نمونه وجود ندارد، می‌توان بدون نیاز به اصلاحات از روابط ارائه شده برای محاسبه تنش استفاده نمود.

جدول ۴. نتایج حاصل از محاسبه سختی و مدول یانگ پوشش سد حرارتی درجه بندی شده سه لایه

P	E_r	E_i	ν_i	Y	E	H
۵۰۰۰	۱۷۸/۶	۱۱۴۱	۰/۰۷	۰/۲۵	۱۹۵/۳۵	۱۲/۶۵
۶۰۰۰	۱۸۵/۸	۱۱۴۱	۰/۰۷	۰/۲۵	۲۰۴/۶	۱۳/۹۳
۷۰۰۰	۲۱۱/۶	۱۱۴۱	۰/۰۷	۰/۲۵	۲۳۸/۸	۱۸/۳۸
۷۵۰۰	۱۹۰/۵	۱۱۴۱	۰/۰۷	۰/۲۵	۲۱۰/۷۱	۱۵/۸۵
۸۰۰۰	۱۱۱/۵	۱۱۴۱	۰/۰۷	۰/۲۵	۱۱۴/۷۷	۱۰/۴۸
۹۰۰۰	۲۱۱/۷	۱۱۴۱	۰/۰۷	۰/۲۵	۲۳۸/۹۳	۱۵/۲۲

جدول ۵. نتایج محاسبه دو پارامتر $\frac{P}{C^{1.5}}$ و $C^{0.5}$ با استفاده از میانگین طول ترک‌های شعاعی

P (μN)	C_1 (μm)	C_2 (μm)	C_3 (μm)	C_{avg} (μm)	C_{avg} (m)	$P/C^{1.5}$ ($\text{N}/\text{m}^{1.5}$)* 10^6	$C^{0.5}$ ($\text{m}^{0.5}$)
۵۰۰۰	۰/۳۳	۰/۳۳	۰/۲۹	۰/۳۲	$۳/۱۶*۱۰^{-۰۰۷}$	۲۸/۱۵	۰/۰۰۰۵۶
۶۰۰۰	۰/۳۸	۰/۳۸	۰/۴۲	۰/۳۹	$۳/۹۳*۱۰^{-۰۰۷}$	۲۴/۳۵	۰/۰۰۰۶۳
۷۰۰۰	۰/۴۶	۰/۴۴	۰/۴۳	۰/۴۴	$۴/۴۳*۱۰^{-۰۰۷}$	۲۳/۷۴	۰/۰۰۰۶۷
۷۵۰۰	۰/۵۴	۰/۵۳	۰/۵۵	۰/۵۴	$۵/۴۰*۱۰^{-۰۰۷}$	۱۸/۹۰	۰/۰۰۰۷۳
۸۰۰۰	۰/۵۵	۰/۵۵	۰/۶۳	۰/۵۸	$۵/۷۶*۱۰^{-۰۰۷}$	۱۸/۳۰	۰/۰۰۰۷۵
۹۰۰۰	۰/۵۴	۰/۵۸	۰/۶۲	۰/۵۸	$۵/۸۰*۱۰^{-۰۰۷}$	۲۰/۳۸	۰/۰۰۰۷۶



شکل ۷. نمودار $\frac{P}{C^{3/2}}$ بر حسب $C^{1/2}$

است. در این نمونه‌ها ضخامت لایه کامپوزیتی (50% NiCrAlY + 50% GZ) و لایه رویی $200 \mu\text{m}$ است و دامنه فصل مشترک به ترتیب $5 \mu\text{m}$ ، $10 \mu\text{m}$ و $15 \mu\text{m}$ می‌باشد. همانگونه که در این شکل مشاهده می‌شود با افزایش دامنه از $5 \mu\text{m}$ به $10 \mu\text{m}$ تنش ماکزیمم کاهش یافته است و با افزایش بیشتر دامنه به $15 \mu\text{m}$ تنش ماکزیمم مجدداً افزایش یافته است. با وجود اینکه افزایش زبری سطح می‌تواند موجب اتصال محکم‌تر لایه‌ها به دلیل قفل مکانیکی بهتر شود ولی به دلیل افزایش تنش‌های پسماند می‌بایست یک حد بهینه برای زبری سطح و دامنه فصل مشترک انتخاب شود.

داده شده است. شیب نمودار فوق معادل $-\frac{2\sigma}{\sqrt{\pi}X_i}$ و عرض از مبدا آن برابر با $\frac{K_{IC}}{X_i}$ می‌باشند. به وسیله معادل قرار دادن شیب نمودار با $-\frac{2\sigma}{\sqrt{\pi}X_i}$ ، تنش پسماند و با معادل قرار دادن عرض از مبدا نمودار با $\frac{K_{IC}}{X_i}$ ، چقرمگی شکست محاسبه شدند. نتایج حاصل از محاسبه پارامتر X ، تنش پسماند در لایه رویی و چقرمگی شکست به ترتیب در جداول ۷، ۶ و ۸ آورده شده است.

نتایج تنش به دست آمده از روش نانوفرورونده و شبیه سازی به منظور مقایسه در جدول ۹ آورده شده است. با توجه به کم بودن اختلاف نتایج حاصل، شبیه سازی ارائه شده قابل قبول می‌باشد.

در شکل ۸ نتایج شبیه‌سازی نمونه‌های ۳، ۶ و ۹ آورده شده

جدول ۶. نتایج محاسبه پارامتر X در لایه روئی پوشش سد حرارتی

α	E_{avg} (GPa)	H_{avg} (GPa)	E/H	X
۰/۰۱۶	۲۰۰/۵۳	۱۴/۴۲	۱۳/۹۱	۰/۰۵۹

جدول ۷. نتایج محاسبه تنش در لایه روئی پوشش سد حرارتی

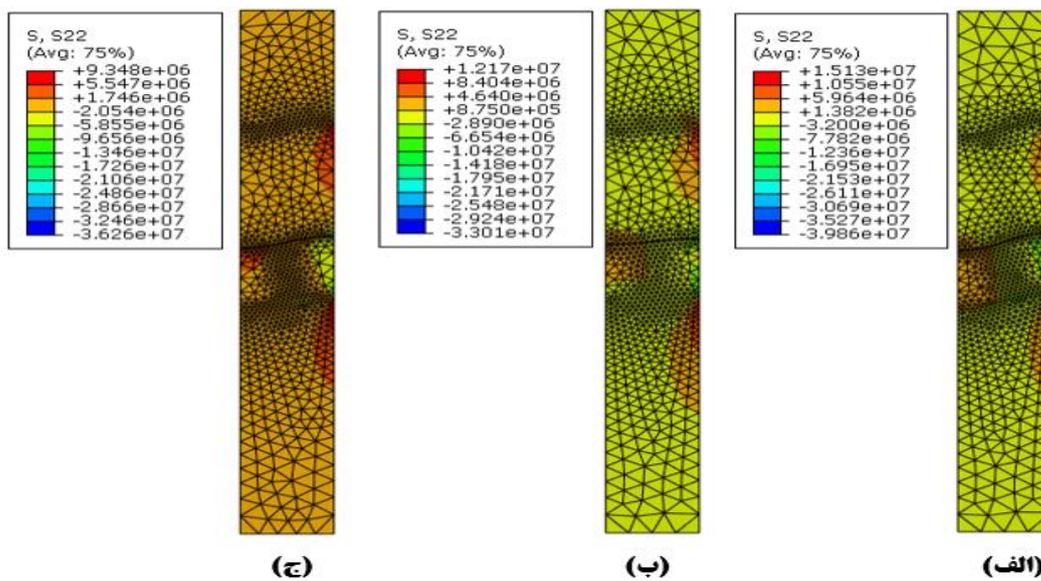
شیب	σ (Pas)	σ (MPa)
۴۶۲۸۷	- ۱۰۰۸۶۱	- ۰/۱۰۰۸۶۱

جدول ۸. نتایج محاسبه چقرمگی شکست در لایه روئی پوشش سد حرارتی

α	E_{avg} (GPa)	H_{avg} (GPa)	E/H	X	عرض از مبدا	K_{IC} (MPa.m ^{1/2})
۰/۰۱۶	۲۰۰/۵۳	۱۴/۴۲	۱۳/۹۱	۰/۰۵۹	۵۳/۹۳۳	۳/۱۸

جدول ۹. مقایسه نتایج شبیه سازی و نتایج حاصل از تست نانوفورونده

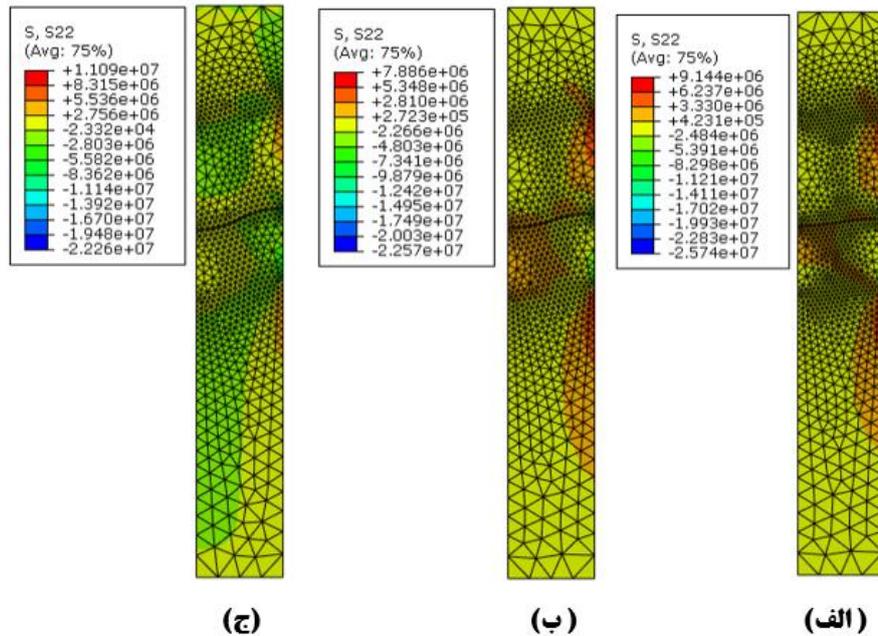
σ_{xx} (نانوفورونده)	σ_{xx} (شبیه سازی)	درصد خطا
- ۰/۱۰۰۸۶۱(MPa)	- ۰/۰۹۸(MPa)	۲/۸۴



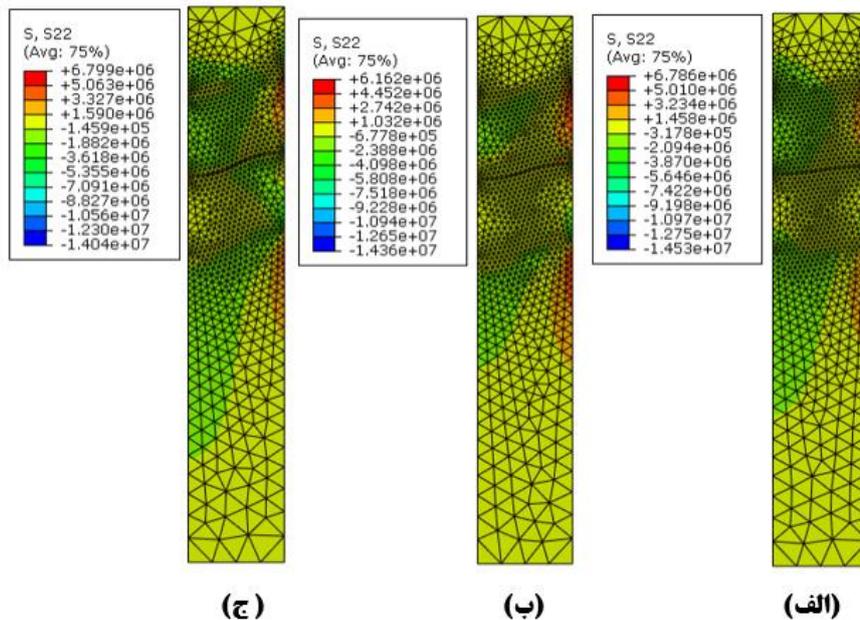
شکل ۸. کانتور توزیع تنش در نمونه‌های با ضخامت ۲۰۰ μm و دامنه الف) ۵ μm ، ب) ۱۰ μm و ج) ۱۵ μm .

افزایش دامنه از $5\mu\text{m}$ به $10\mu\text{m}$ تنش ماکزیمم کاهش یافته است و با افزایش بیشتر دامنه به $15\mu\text{m}$ تنش ماکزیمم مجدداً افزایش یافته است.

در شکل‌های ۹ و ۱۰ نتایج شبیه‌سازی نمونه‌های با ضخامت کمتر ($100\mu\text{m}$ و $150\mu\text{m}$) آورده شده است. همانطور که مشاهده می‌شود مانند نمونه‌های قبلی با



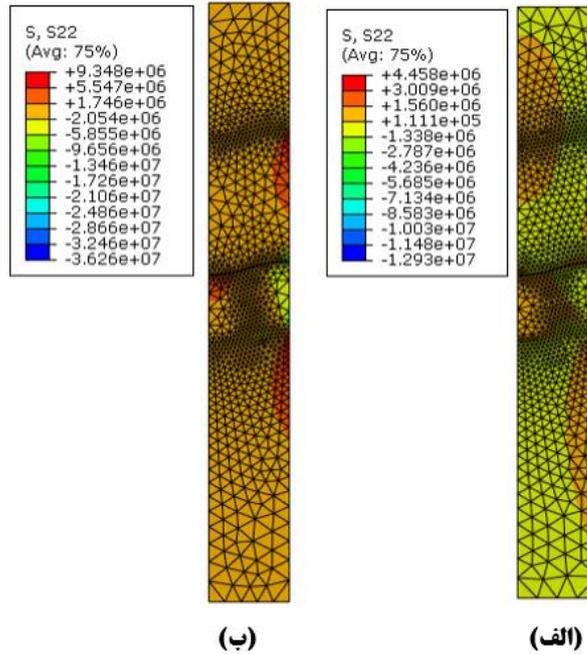
شکل ۹. کانتور توزیع تنش در نمونه‌های با ضخامت $150\mu\text{m}$ و دامنه الف) $5\mu\text{m}$ ، ب) $10\mu\text{m}$ و ج) $15\mu\text{m}$.



شکل ۱۰. کانتور توزیع تنش در نمونه‌های با ضخامت $100\mu\text{m}$ و دامنه الف) $5\mu\text{m}$ ، ب) $10\mu\text{m}$ و ج) $15\mu\text{m}$.

مقدمه، دلیل این امر افزایش تنش ذخیره شده در لایه‌های پوشش با افزایش ضخامت و افزایش میزان مواد است. نتایج حاصل از مقایسه نمونه‌های ب و ج در شکل‌های

با مقایسه نمونه‌های ۸-الف، ۹-الف و ۱۰-الف مشخص می‌شود که با افزایش ضخامت لایه‌های پوشش، تنش‌های پسماند افزایش می‌یابد. با توجه به مطالب ذکر شده در



شکل ۱۱. کانتور توزیع تنش در نمونه‌های با ضخامت $200 \mu\text{m}$ ، دامنه $10 \mu\text{m}$ و لایه رویی از جنس الف)YSZ و ب)GZ.

اختلاف ضرائب انبساط حرارتی مابین دو لایه YSZ و TGO می‌باشد که باعث کاهش عدم تطابق ضرائب انبساط حرارتی و در نتیجه کاهش تنش‌های پسماند می‌شود. در نتیجه استفاده از GZ علی‌رغم مزیت‌های که نسبت به YSZ دارد موجب افزایش تنش‌های پسماند خواهد شد و از این نظر تردید‌هایی را برای استفاده از لایه GZ به عنوان لایه روئی مطرح می‌سازد. گزارش شده است که GZ دارای اشکالاتی مانند مقاومت پایین در برابر شکست و سازگاری ضعیف ترموشیمیایی با آلومینا (لایه TGO) می‌باشد که دوام آن را محدود می‌کند. تحقیقات جدید به دنبال یافتن راهکاری است که محدودیت‌های GZ را کاهش دهد. یکی از راهکارهای

۸، ۹ و ۱۰ نیز موید مطالب قبلی است بنابراین تا حد امکان می‌بایست ضخامت لایه‌ها کم باشد. از طرفی کاهش ضخامت لایه‌ها موجب کاهش میزان عایق‌سازی پوشش سد حرارتی می‌شود بنابراین باید یک مقدار بهینه برای ضخامت پوشش انتخاب شود.

در شکل ۱۱ توزیع تنش برای دو نمونه با شرایط مشابه و جنس لایه رویی متفاوت (YSZ و GZ) آورده شده است. همانطور که در این شکل مشاهده می‌شود ماکزیمم تنش پسماند در پوشش سد حرارتی دارای لایه روئی YSZ کمتر است. دلیل این امر بالاتر بودن میزان ضریب انبساط YSZ نسبت به GZ می‌باشد. در نتیجه اختلاف ضرائب انبساط حرارتی مابین دو لایه GZ و TGO بیشتر از

thermal barrier coatings, Surface and Coatings Technology. 205.4 (2010) 938-942.

4. N. Nayebpashae., S. H. Seyedein., M. R. Aboutalebi., H. Sarpoolaky and M. M. Hadavi., *Modeling the effect of interface characteristics and layer compositional parameters on the residual stress distribution in FG-TBC system: FEM and FIS approach*, Journal of Ceramic Processing Research. 17.8 (2016) 803-814.

5. G. Mehboob., M. J. Liu. T., Xu. S. Hussain., G. Mehboob and A. Tahir. *A review on failure mechanism of thermal barrier coatings and strategies to extend their lifetime*, Ceramics International. 46.7 (2020) 8497-8521.

6. B. Liu., Y. Liu., C. Zhu., H. Xiang., H. Chen., L. Sun., Y. Gao and Y. Zhou. *Advances on strategies for searching for next generation thermal barrier coating materials*, Journal of Materials Science & Technology 35.5 (2019) 833-851.

7. N. Nayebpashae., S. H. Seyedein, M. R. Aboutalebi, H. Sarpoolaky, and M. M. Hadavi. *Simulation of the Effect of Sub-Micron Interface Roughness on the Stress Distribution in Functionally Graded Thermal Barrier Coatings*, Advanced Ceramics Progress 1.1 (2015) 40-47.

8. S. Chen., X. Zhou., W. Song., J. Sun., H. Zhang., J. Jiang., L. Deng., S. Dong and X. Cao. *Mg₂SiO₄ as a novel thermal barrier coating material for gas turbine applications*, Journal of the European Ceramic Society 39.7 (2019) 2397-2408.

9. N. Nayebpashae., H. Vafaenezhad., S. M. M. Hadavi. S. H. Seyedein. M. R. Aboutalebi and H. Sarpoolaky. *A Study on the Numerical Simulation of Thermo-Mechanical Behavior of the Novel Functionally Graded Thermal Barrier Coating under Thermal Shock*, ADMT Journal. 8.2 (2015) 29-36.

10. N. Nayebpashae., S. H. Seyedein., M. R. Aboutalebi., H. Sarpoolaky and S. M. M. Hadavi. *Finite element simulation of residual stress and failure mechanism in plasma sprayed thermal barrier coatings using actual microstructure as the representative volume*, Surface and Coatings Technology. 291 (2016) 103-114.

11. K. A. Khor, Z. L. Dong and Y. W. Gu. *Plasma sprayed functionally graded thermal barrier coatings*, Materials letters. 38.6 (1999) 437-444.

پیشنهادی استفاده از پوشش با دو لایه سرامیکی GZ و YSZ است. در نتیجه پیشنهاد شده است که لایه های GZ و YSZ به صورت ترکیبی به عنوان لایه روئی استفاده شوند. [۳۰].

نتیجه‌گیری

تحقیق حاضر به منظور ارائه یک مدل عددی برای شبیه سازی پوشش سد حرارتی و بررسی تاثیر برخی از پارامترها شامل دامنه فصل مشترک، ضخامت لایه‌ها و جنس لایه سرامیکی بر توزیع تنش انجام شده است. به منظور بررسی صحت مدل ارائه شده در این تحقیق از روش نانوفرورونده استفاده شده است. نتایج حاصل از بررسی تاثیر دامنه فصل مشترک پوشش سد حرارتی بر توزیع تنش نشان داد با افزایش دامنه فصل مشترک پوشش سد حرارتی، ماکزیمم تنش ابتدا کاهش یافته و سپس با افزایش بیشتر دامنه، افزایش می‌یابد. نتایج حاصل از بررسی تاثیر ضخامت پوشش سد حرارتی بر توزیع تنش نشان داد با افزایش ضخامت ماکزیمم تنش افزایش می‌یابد. بنابراین پوشش باید تا حد امکان نازک باشد.

مقایسه توزیع تنش در پوشش‌های YSZ و GZ نشان داد استفاده از پوشش GZ تنش پسماند را افزایش می‌دهد.

مراجع

1. J. G. Thakare., C. Pandey., M. M. Mahapatra and R. S. Mulik., *Thermal Barrier Coatings—A State of the Art Review*, Metals and Materials International. (2020) 1-22.

2. B. Goswami., A. K. Ray and S. K. Sahay., *Thermal barrier coating system for gas turbine application - A review*, High Temperature materials and processes. 23.2 (2004) 73-92

3. R. Vaßen., M. O. Jarligo., T. Steinke., D. E. Mack and D. Stöver. *Overview on advanced*

- thermal resistance*, Surface and Coatings Technology. 154.2-3 (2002) 223-231.
22. P. Zhang. Y. Feng. Y. Li. W. Pan. P.A. Zong. M. Huang. Y. Han. Z. Yang. H. Chen. Q. Gong and C. Wan. *Thermal and mechanical properties of ferroelastic RENbO4 (RE = Nd, Sm, Gd, Dy, Er, Yb) for thermal barrier coatings*, Scripta Materialia. 180 (2020) 51-56.
23. F. Yang and J. C. M. Li. *Micro and nano mechanical testing of materials and devices*, Springer Science (2008) 1–387.
24. L. N. Zhu. B. S. Xu. H. D. Wang and C. B. Wang. *Measurement of residual stresses using nanoindentation method*, Critical Reviews in Solid State and Materials Sciences 40.2 (2015) 77-89.
25. X. Zhao and P. Xiao. *Residual stresses in thermal barrier coatings measured by photoluminescence piezospectroscopy and indentation technique*, Surface and Coatings Technology 201.3-4 (2006) 1124-1131.
26. W. G. Mao. J. Wan. C. Y. Dai. J. Ding. Y. Zhang. Y. C. Zhou and L.Chunsheng. *Evaluation of microhardness, fracture toughness and residual stress in a thermal barrier coating system: A modified Vickers indentation technique*, Surface and Coatings Technology 206.21 (2012) 4455-4461.
27. Z. G. Liu. J. H. Ouyang and Y. Zhou. *Heat capacities and derived thermodynamic functions of neodymium–gadolinium zirconates from 298.15 to 1050K*, Journal of alloys and compounds 475.1-2 (2009) 21-24.
28. M. Ranjbar-Far. J. Absi and G. Mariaux. *Finite element modeling of the different failure mechanisms of a plasma sprayed thermal barrier coatings system*, Journal of thermal spray technology 21.6 (2012) 1234-1244.
29. M. Ranjbar-Far. J. Absi. S. Shahidi and G. Mariaux. *Impact of the non-homogenous temperature distribution and the coatings process modeling on the thermal barrier coatings system*, Materials & Design 32.2 (2011) 728-735.
30. S. Mahade, N.Curry, S. Björklund, N. Markocsan, and S.Joshi. *Durability of gadolinium zirconate/YSZ double-layered thermal barrier coatings under different thermal cyclic test conditions*, Materials, (2019) 12(14), 2238.
12. A. C. Karaoglanli., E. Altuncu., I. Ozdemir., A. Turk and F. Ustel. *Structure and durability evaluation of YSZ+Al2O3 composite TBCs with APS and HVOF bond coats under thermal cycling conditions*, Surface and Coatings Technology 205 (2011) S369-S373.
13. S. M. Yunus., A. D. Johari and S. Husin. *Comparison on thermal resistance performance of YSZ and rare-earth GZ multilayer thermal barrier coating at 1250°C Gas turbine combustor liner*, Journal of Advanced Research in Fluid Mechanics and Thermal Sciences. 52.2 (2018) 123-128.
14. S. Mahade., N. Curry., S. Björklund., N. Markocsan and S. Joshi. *Durability of gadolinium zirconate/YSZ double-layered thermal barrier coatings under different thermal cyclic test conditions*, Materials. 12.14 (2019) 2238.
15. K. M. Doleker., Y. Ozgurluk., H. Ahlatci and A. C. Karaoglanli. *Evaluation of oxidation and thermal cyclic behavior of YSZ, Gd₂Zr₂O₇ and YSZ/Gd₂Zr₂O₇ TBCs*, Surface and Coatings Technology 371 (2019) 262-275.
16. J. Ilavsky and J. K. Stalick. *Phase composition and its changes during annealing of plasma-sprayed YSZ*, Surface and Coatings Technology 127.2-3 (2000) 120-129.
17. J. Ilavsky. J. Wallace and J. K. Stalick. *Thermal-Spray Yttria-Stabilized Zirconia Phase Changes during Annealing*, Journal of thermal spray technology 10.3 (2001) 497-501.
18. M. Bahamirian and S. Khameneh Asl. *An investigation on effect of bond coat replacement on hot corrosion properties of thermal barrier coatings*, Iranian Journal of Materials Science and Engineering 10.3 (2013) 12-21.
19. X. Zhong. Z. Huayu. L. Chenguang. W. Liang. Sh. Fang. Z. Xiaming. T. Shunyan and D. Chuanxian. *Improvement in thermal shock resistance of gadolinium zirconate coating by addition of nanostructured yttria partially-stabilized zirconia*, Ceramics International 41.6 (2015): 7318-7324.
20. D. R. Clarke and S. R. Phillpot. *Thermal barrier coating materials*, Materials today. 8.6 (2005) 22-29.
21. K. Kokini. J. DeJonge. S. Rangaraj and B. Beardsley. *Thermal shock of functionally graded thermal barrier coatings with similar*