

بررسی تحلیلی و المان محدود تأثیر تریپ بر تنش و کرنش حرارتی و رشد ترک در پوشش‌های سد حرارتی

مجید واثقی، محمود سمیع‌زاده، پدram صفرپور، علی قاسمی‌نژاد کوشالی

دانشکده مهندسی مکانیک و انرژی، دانشگاه شهید بهشتی

(دریافت مقاله: ۹۶/۰۱/۲۵ - پذیرش مقاله: ۹۶/۱۰/۱۸)

چکیده

تمایل به افزایش دمای محصولات احتراق توربین در نیروگاه‌ها به جهت بهبود بازده و کاهش هزینه سوخت، سبب استفاده از پوشش‌های سد حرارتی بعنوان محافظ قطعات داغ موتورهای توربینی گردیده است. سیستم پوشش شامل پوشش فوقانی سرامیکی، لایه میانی اکسیدی که به صورت حرارتی رشد یافته و یک پوشش پیوندی فلزی است. در این مقاله آسیب ناشی از شوک حرارتی در پوشش هنگام توقف ناگهانی توربین (تریپ) با روش‌های عددی و اجزای محدود در شرایط تنش صفحه‌ای، بررسی شده است. هندسه به کار برده شده به صورت یک دیسک نازک و در شرایط تقارن محوری است. نتایج نشان می‌دهد که افت پر شتاب دما موجب افزایش ناگهانی در اندازه کرنش و تنش حرارتی در لایه فوقانی سرامیکی پوشش می‌گردد که منجر به ایجاد رفتاری مشابه در ضریب شدت تنش ترک سطحی پوشش شده و آن را به مقدار بحرانی نزدیک می‌کند. این شرایط در مقایسه با ابتدای چرخه و در بازه دما ثابت، تأثیر شایانی در افزایش نرخ رشد و طول ترک ایجاد می‌کند. علاوه بر این، بررسی‌های تحلیلی و اجزای محدود صورت گرفته به خوبی یکدیگر را تأیید کرده و نتایج حاصل از بررسی رفتار ترک نیز با مطالعات دیگر پژوهشگران سازگار است.

واژه‌های کلیدی: پوشش سد حرارتی، تریپ، تحلیل عددی، کرنش پلاستیک، ضریب شدت تنش.

Analytical and Finite Element Investigations of Trip Effect on Thermal Stress and Strain and Crack Growth in TBCs

Majid Vaseghi, Mahmood Sameezadeh, Pedram Safarpour, Ali Ghaseminezhad Koushali
Faculty of Mechanical & Energy Engineering, Shahid Beheshti University

(Received 14 April 2017, accepted 8 January 2018)

Abstract

Increasing the temperature of combustion products of turbines in power plants for increasing efficiency and decreasing fuel costs resulted in using thermal barrier coating (TBC) to protect hot gas path components of the turbo engines. TBCs consist of a ceramic top coat, an intermediate thermally grown oxide layer, and a metallic bond coat. In this paper, the damage caused by thermal shock during trip shut down in power plants is investigated based on analytical and finite element calculations in plain stress condition. The used geometry is a thin disk under an axisymmetry condition. The results show a sudden jump in thermal strain and stress in the ceramic top layer of TBC due to fast and inhomogeneous temperature loss. The fact that leads to similar behavior in stress intensity factor of a preexisting surface crack as it approaches critical value of ceramic top coat. This condition has a significant effect on length and growth rate of the crack in comparison with heating and constant temperature period. In addition, analytical calculation and finite element results match together and obtained crack behavior is compatible with other researcher's output.

Keywords: TBC, Trip, Analytical Calculation, Plastic Strain, Stress Intensity Factor.

E-mail of corresponding author: m_vaseghi@sbu.ac.ir

مقدمه

گونه‌های از کار افتادگی است که نتیجه آن ایجاد همزمان کرنش حرارتی و مکانیکی است. این موضوع در شرایط شوک حرارتی بسیار پررنگ‌تر بوده و خرابی ناشی از آن به مراتب بیشتر است. از این رو راه اندازی و توقف توربین‌های نیروگاهی با دقت بسیار و براساس دستورالعمل‌های مربوطه انجام می‌شود تا تأثیر تغییرات ناگهانی دما روی قطعات در معرض جریان داغ کمتر شود [۶]. در موارد ضروری که یک واحد نیروگاهی باید

بسرعت از مدار خارج شود، این مشکل اجتناب ناپذیر است. این شوک حرارتی که تریپ^۷ نامیده می‌شود، منجر به ایجاد کرنش و پیرو آن تنش حرارتی زیادی در قطعات شده که نتیجه آن کاهش شدید عمر است. بمنظور مطالعه و تحلیل آسیب ناشی از خستگی، اغلب کارهای انجام شده برپایه آزمون‌های تجربی و همراه با روش‌های عددی بوده است. از جمله دالکیلیک و تانتامیس [۷] در تحقیقی خرابی ایجاد شده در اثر خستگی کم چرخه^۸ در نمونه‌های استوانه‌ای را با آزمون‌های خستگی حرارتی - مکانیکی در 950°C ارزیابی نمودند. در نمونه‌های مورد بررسی آنها ترک در مرز لایه اکسیدی و پوشش پیوندی جوانه زده و عمود بر محور بارگذاری (کششی، فشاری، پیچشی و یا ترکیبی از آنها) رشد می‌کند. همچنین تعداد و اندازه ترک با گستره کرنش تغییر می‌کند؛ یعنی با چرخه‌های ثابت، نمونه‌هایی که با دامنه کرنش بیشتری آزمایش شدند خود را با عیوب بزرگ‌تر و بیشتری وفق می‌دهند. به بیان دیگر، تنش مکانیکی تأثیر شایانی در شکل‌گیری عیوب دارد. احمدیان و جردن [۸] با کمک آزمون‌های تجربی (در سه زمان و دمای مختلف) و محاسبات ریاضی، اثر مدت چرخه روی پارامترهای گوناگونی چون تشکیل میکروترک‌ها و عمر خرابی پوشش را بررسی کردند. به گفته آنها، افزایش تعداد چرخه‌ها باعث کاهش عمر در دمای بالا و افزایش ضخامت لایه

کار در دمای بالا برای قطعاتی از توربین‌های گازی که در معرض جریان گاز داغ هستند، ایجاد می‌کند که آلیاژ مورد استفاده در این قطعات مقاومت خوبی در برابر اثراتی چون تغییر ریزساختار و اکسایش داشته باشند. امکان استفاده از موادی چون انواع سوپرآلیاژهای تک کریستال در دماهای بالا با محدودیت‌های خاصی وجود دارد (سوپرآلیاژهای تک کریستال پایه نیکل مانند In738LC تا 1100°C)؛ اما هنگامی که دمای سطح بیش از این مقدار باشد استفاده از پوشش ضرورت می‌یابد [۱]. تلاش‌های بسیاری در شکل‌گیری تکنولوژی فلزات تک کریستال و پوشش‌های سد حرارتی^۱ در تولید قطعاتی از توربین‌های گازی مدرن که در معرض دمای بالا هستند، صورت گرفته است [۲،۳]. مهم‌ترین انگیزه و علت این مساله میل به افزایش دمای محصولات احتراق و در نتیجه بهبود بازده حرارتی و پیرو آن صرفه‌جویی در مصرف سوخت و کاهش آلاینده‌ها است [۴]. پره توربین از مهم‌ترین انواع این قطعات است که تحت شدیدترین شرایط بارگذاری قرار دارد. دمای ورودی توربین‌های گازی می‌تواند بیش از 1400°C باشد که استفاده از پوشش با کاهش دمای فلز پره تا 200°C باعث افزایش عمر آن می‌شود [۵]. پوشش سد حرارتی در واقع یک ماده چند فازی و متشکل از پوشش فوقانی سرامیکی^۲، لایه اکسیدی رشد یافته در اثر گرما^۳ و پوشش پیوندی^۴ است. تفاوت ضریب انبساط حرارتی لایه‌های گوناگون پوشش و زیرلایه موجب می‌شود که خستگی حرارتی^۵ بعنوان یکی از مهم‌ترین عوامل مکانیکی از کار افتادگی^۶ سیستم پوشش مطرح باشد؛ مساله‌ای که در راه اندازی و خاموش شدن‌های پی‌درپی در موتورهای هوایی و یا نیروگاهی پیش می‌آید. خستگی حرارتی یکی از

¹ Thermal Barrier Coating

² Top Coat

³ Thermally Grown Oxide

⁴ Bond Coat

⁵ Thermo-mechanical Fatigue

⁶ Failure

⁷ Trip Shut Down

⁸ Low Cycle Fatigue

با توجه به اینکه ضخامت پوشش و زیرلایه آن در مقیاس میکرومتری قرار دارد، فرمولاسیون تنش صفحه‌ای^۷ نیز توسط اغلب محققین برای محاسبه تنش‌ها و پیش‌بینی رشد ترک استفاده شده است. برای مثال علی و همکاران [۱۵] تأثیر خزش بر پیدایش آسیب در سیستم‌های TBC را بررسی کرده‌اند و با در نظر گرفتن حالت تنش صفحه‌ای برای حل معادلات، به این نتیجه رسیدند که تنش افزایش یافته در حضور خزش باعث پیدایش میکروتورک‌ها و در نتیجه گسیختگی لایه‌ها می‌شود. با توجه به نتایج سایر محققین [۱۶ و ۱۷]، در این مقاله نیز حالت تنش صفحه‌ای مبنای حل معادلات قرار گرفته است و ضمن تعیین توزیع تنش، نرخ رشد ترک پوشش فوقانی سرامیکی در شرایط تنش صفحه‌ای به صورت تحلیلی و المان محدود بررسی شده است. به بیان دیگر، فرض تنش صفحه‌ای، علاوه بر ضخامت بسیار کم لایه‌ها، به دلیل عدم دخالت ناهمواری لایه اکسیدی (نوع ترک مورد بررسی سطحی است) قابل پذیرش است.

روش تحقیق

مدل تحلیلی

هندسه مورد استفاده یک دیسک چهار لایه شامل سه لایه پوشش و یک زیر لایه از جنس پره است. برای یک دیسک نازک تنش درون صفحه‌ای و به صورت دو محوری^۸ است است که می‌توان برای بیان آن از مختصات قطبی استفاده کرد. قانون هوک در این مختصات با در حضور کرنش حرارتی برابر است با:

$$\varepsilon_r - \alpha \Delta T = \frac{1}{E} (\sigma_r - \nu \sigma_\theta) \quad (1)$$

در شرایط تنش صفحه‌ای، تنش‌های شعاعی و محیطی و کرنش‌های شعاعی و محیطی با یکدیگر برابر است [۱۸، ۱۵] و تنش در هر لایه با بازنویسی رابطه (۱) به صورت زیر قابل بیان است:

اکسیدی می‌شود. همچنین تصاویر میکروسکوپ الکترونی روبشی^۱ نشان می‌دهد که خرابی ناشی از خستگی در کوره آزمایش، در اثر ایجاد ترک در پوشش فوقانی است. کرگر و همکاران [۹] نیز نشان دادند که در چرخه حرارتی، این ترک‌ها موازی لایه اکسیدی در لایه سرامیکی دیده می‌شود. همان الگوی ترکی که در بیشتر سیستم‌های پوشش که در معرض چرخه حرارتی با دمای بالا هستند، دیده می‌شود. فلک و همکاران [۱۰] مقاومت به جدا شدن پوشش را در اثر شوک حرارتی با وجود یک ترکی که از پیش به خاطر لایه لایه شدن^۲ وجود داشته است، مورد بررسی قرار داده‌اند. در این مقاله ضرایب شدت تنش^۳ در فصل مشترک پوشش فوقانی و لایه اکسیدی برای این ترک محاسبه شده و با چقرمگی وابسته به حالت شکست^۴ فصل مشترک مقایسه می‌شود. اندازه ضریب شدت تنش حالت I و II برای چنین ترکی وابسته به پروفیل دما و پروفیل مدول یانگ در پوشش هنگام چرخه حرارتی است. لیو و همکاران [۱۱] با کمک آزمون‌های عملی و روش المان محدود^۵ نشان دادند که ترک در نوک ناهمواری‌های لایه سرامیکی و همین‌طور ترک‌های سطحی دلیل اصلی خرابی پوشش است. با توجه به نتایج دانگ و همکاران [۱۲] در بررسی رفتار ترک و ارتباط آن با عمر در چرخه حرارتی به روش عددی، هنگامی که تعداد نسبی چرخه‌ها کمتر از ۸۵ درصد عمر خستگی است، اندازه ترک به صورت خطی با تعداد چرخه‌ها افزایش می‌یابد و پس از این تعداد چرخه، شتاب رشد ترک و کاهش سریع عمر به صورت نمایی و ناشی از به هم پیوستن تعداد زیادی ترک است.

اگر چه برخی مطالعات نظری و عملی در مورد رفتار ترک در پوشش‌های سد حرارتی بر اساس مدل‌های کرنش صفحه‌ای^۶ صورت گرفته است [۴، ۷، ۱۳ و ۱۴]، لیکن با

¹ Scanning Electron Microscope

² Delamination Crack

³ Stress Intensity Factor

⁴ Fracture Mode

⁵ Finite Element Method

⁶ Plain Strain

⁷ Plain Stress

⁸ Biaxial

دمای مرجع در روند محاسبات 25°C و ضخامت لایه‌های سرامیکی، اکسیدی، پیوندی و سوپراآلیاژ به ترتیب برابر 300 ، 3 ، 75 و 3200 میکرومتر است. در این معادلات خواص فیزیکی و مکانیکی وابسته به دما بوده و تنها نسبت پواسون برای لایه سرامیکی، اکسیدی، پیوندی و سوپراآلیاژ پره به ترتیب $0/11$ ، $0/24$ ، $0/31$ و $0/33$ و همچنین چگالی هریک به ترتیب 5650 ، 3978 ، 8100 و 8150 کیلوگرم بر متر مکعب قرار داده شده است [۱۸،۱۷]. در این مطالعه نیز وابستگی خواص لایه‌ها به مواد لحاظ شده است و مقادیر آنها بر حسب دما در جدول ۱ آورده شده است.

$$\sigma = \frac{E}{1-\nu} (\varepsilon - \alpha \Delta T) \quad (2)$$

مقدار کرنش با کمک تعادل استاتیکی محاسبه می‌شود.

معادله تعادل نیرویی در راستای شعاعی برابر است با:

$$\sum_{i=c,o,b,s} F = \sigma^i A^i \quad (3)$$

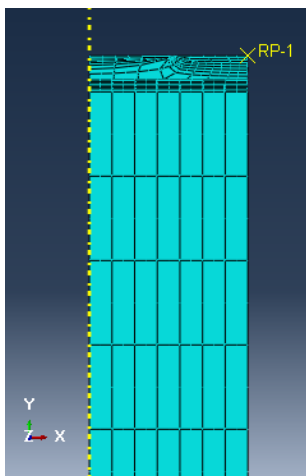
که در آن F نیرو شعاعی و A سطح جانبی هر لایه و c ، o ، b و s به ترتیب بیانگر لایه سرامیکی، اکسیدی، پیوندی و زیر لایه (پره) است. با جایگذاری رابطه (۲) در (۳) و بازنویسی آن بر حسب کرنش داریم:

$$\varepsilon = \frac{[\sum_{i=c,o,b,s} (\frac{E^i}{1-\nu^i} \alpha^i A^i)] (T^i - T^r)}{\sum_{i=c,o,b,s} (\frac{E^i}{1-\nu^i} A^i)} \quad (4)$$

جدول ۱. خواص فیزیکی و مکانیکی لایه‌ها در 1000°C [۱۷-۱۹]

	دما	۲۰	۲۰۰	۴۰۰	۸۰۰	۱۰۰۰	۱۱۰۰
زیر لایه	$\alpha (\times 10^{-6} \text{ K}^{-1})$	۱۴/۸	۱۵/۲	۱۵/۶	۱۶/۹	۱۷/۵	-
	E (GPa)	۲۲۰	۲۱۰	۱۹۰	۱۵۵	۱۳۰	-
	K (W/mK)	۲۰	۲۱/۱	۲۲/۴	۲۴/۲	۲۵/۶	-
	C (J/KgK)	۴۳۱	۴۶۵	۴۹۴	۶۸۲	۸۳۳	-
BC	$\alpha (\times 10^{-6} \text{ K}^{-1})$	۱۳/۶	۱۴/۲	۱۴/۶	۱۶/۱	۱۷/۲	۱۷/۶
	E (GPa)	۲۰۰	۱۹۰	۱۷۵	۱۴۵	۱۲۰	۱۱۰
	K (W/mK)	۵/۸	۷/۵	۹/۵	۱۴/۵	۱۶/۲	۱۷
	C (J/KgK)	۵۰۱	۵۴۷	۵۹۲	۷۸۱	۷۶۴	۷۸۱
TGO	$\alpha (\times 10^{-6} \text{ K}^{-1})$	۸	۸/۲	۸/۴	۹	۹/۳	۹/۶
	E (GPa)	۴۰۰	۳۹۰	۳۸۰	۳۵۵	۳۲۵	۳۲۰
	K (W/mK)	۱۰	۷/۸	۶	۴/۴	۴/۴	۴
	C (J/KgK)	۱۰۰۰	۱۰۰۰	۱۰۰۰	۱۰۰۰	۱۰۰۰	۱۰۰۰
TC	$\alpha (\times 10^{-6} \text{ K}^{-1})$	۹	۹/۲	۹/۶	۱۰/۸	۱۱/۷	۱۲/۲
	E (GPa)	۴۸	۴۷	۴۴	۳۴	۲۶	۲۲
	K (W/mK)	۱/۲	۱/۱۹	۱/۱۸	۱/۱۶	۱/۱۴	۱/۱۲
	C (J/KgK)	۴۵۰	۴۵۰	۴۵۰	۴۵۰	۴۵۰	۴۵۰

تقارن صفر است). در لبه سمت راست نودها در جهت عمودی آزاد هستند و در جهت افقی نیز آزادانه ولی همزمان حرکت دارند. این شرط (حرکت همزمان) با استفاده از قید چند نقطه‌ای^۱ اعمال می‌شود. لبه پایین مدل تنها در جهت افقی مقید نیست. لبه بالا نیز از نظر مکانیکی آزاد است و بارگذاری حرارتی در این قسمت اعمال می‌شود (شکل ۱). گام^۲ حل به صورت کوپل دما-جابجایی^۳ گذرا بوده و تعداد المان‌هایی که متناسب با این گام تعریف شده، برابر ۱۸۹ است. برای آنالیز ترک، نوع حل، انتگرال خطوط هم‌تراز^۴ انتخاب شده است تا بتوان ضریب شدت تنش را بعنوان پارامتر اصلی ترک محاسبه نمود. با توجه به این نکته که نوع ترک سطحی است و در مرز مشترک لایه‌ها وجود ندارد، از حل المان محدود چسبنده استفاده نشده است.



شکل ۱. مش بندی در مدل المان محدود.

توزیع دما

برای بررسی چرخه حرارتی که در شرایط تریپ متوجه پوشش است، کاهش دما تا دمای محیط مطرح نیست؛ زیرا اندازه کاهش ناگهانی دما تا حدود 500°C در طی حدود

نرخ رشد ترک که تابعی است از ضریب شدت تنش (K) به کمک قانون نمایی پاریس توصیف می‌شود:

$$\frac{da}{dt} = v_0 \left(\frac{K_I}{K_{IC}} \right)^m \quad (5)$$

در این رابطه ضریب شدت تنش بحرانی (K_{IC}) برای این گونه پوشش سرامیکی برابر $1-0.1 \text{ Mpa}\sqrt{\text{m}}$ است [۲۰]. v_0 و m دو ثابت هستند که برای پوشش سرامیکی پلازما در [۲۱] به ترتیب برابر 10^{-5} m/s و $7/6 \times 18$ و مقدار K_{IC} برابر $1 \text{ Mpa}\sqrt{\text{m}}$ قرار داده شده است. در طول چرخه حرارتی، احتمال تسلیم لایه سرامیکی به دلیل سختی زیاد کم است و در نتیجه رفتار آن را می‌توان الاستیک خطی در نظر گرفت [۱۷]. از آنجایی که با فرآیند تریپ، کاهش دما در سطح پره آغاز می‌شود و احتمال جوانه زنی ترک در این ناحیه بیشتر است، نرخ رشد برای یک ترک نیم دایره‌ای سطحی محاسبه می‌شود. بنابراین ضریب شدت تنش به کمک رابطه زیر به تنش صفحه‌ای و نصف طول ترک (a) وابسته است [۲۲]:

$$K_I = \frac{2.2}{\pi} \sigma \sqrt{\pi a} \quad (6)$$

مدل المان محدود

فرآیند شبیه سازی به کمک نرم افزار آباکوس انجام می‌شود. شکل کلی هندسه مورد استفاده در فرآیند شبیه‌سازی، به صورت یک مستطیل قائم با طولی برابر جمع ضخامت لایه‌ها است. عرض مستطیل (شعاع دیسک) برابر با 10 mm است (شکل ۱). به دلیل متقارن بودن دیسک، شرایط مرزی مکانیکی تقارن در لبه سمت چپ قرار داده شده است (جابجایی خطی عمود بر صفحه تقارن و جابجایی دورانی حول محورهای موازی صفحه

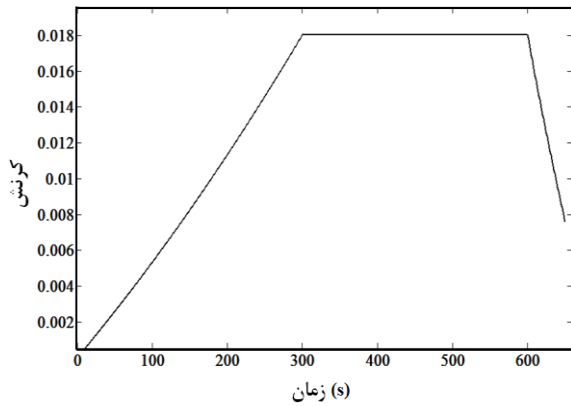
¹ Multi Point Constraint

² Step

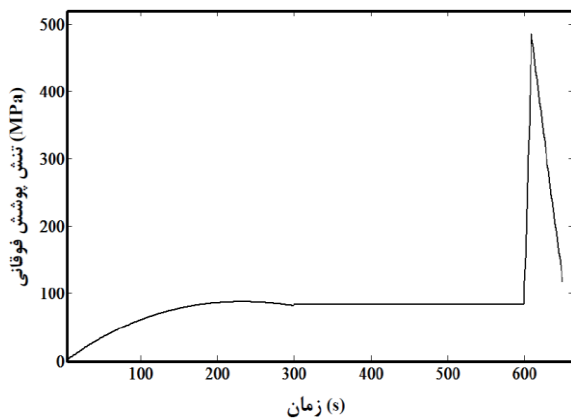
³ Coupled temp-displacement

⁴ Contour Integral

های زیرین آن است. در روند محاسبات، از تأثیر خزش لایه‌ها به دلیل زمان کوتاه و دمای پایین در هنگام تریپ و همچنین ناهم‌واری مرز مشترک لایه‌ها صرف نظر شده است.



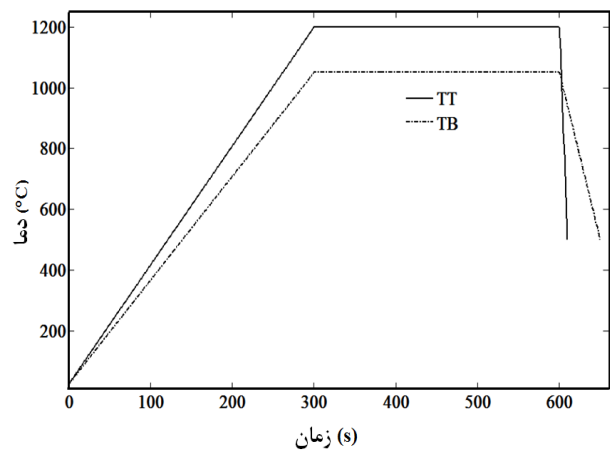
شکل ۳. پاسخ تحلیلی تغییرات کرنش نسبت به زمان در یک چرخه.



شکل ۴. پاسخ تحلیلی تغییرات تنش پوشش فوقانی در یک چرخه.

پیش از ارایه نتایج المان محدود، ابتدا بمنظور تحلیل حساسیت به مش مدل، آنالیز تنش برای چهار حالت انجام شده که در هر حالت تعداد المان‌ها متفاوت است (شکل ۵). نتایج این بررسی نشان می‌دهد که پاسخ حل با بیشترین تعداد المان کمتر از ۱ درصد با حالت پیشین تفاوت دارد. لازم به توضیح است که در این بررسی مش بندی سه لایه پوشش در هر حالت تغییر می‌کند.

۱۰ ثانیه رخ می‌دهد و تریپ بیشترین تأثیر خود را در همین بازه نشان می‌دهد [۱۰]. در فرآیند تریپ، زمان کاهش دما در دو لایه سرامیکی و اکسیدی (TT) در اثر خاموش شدن ناگهانی توربین، از 1200°C به 500°C ، ۱۰ ثانیه است. همچنین از آنجایی که مدت تریپ یک توربین حدود ۵۰ ثانیه است [۲۳]، با فرض تبادل گرما بین لایه پیوندی و زیر لایه، هردو از دمای یکسان (TB) 1050°C و در طی ۵۰ ثانیه به دمای محیط می‌رسند. زمان هر دو بازه افزایش دما و دما ثابت نیز ۵ دقیقه است (شکل ۲).

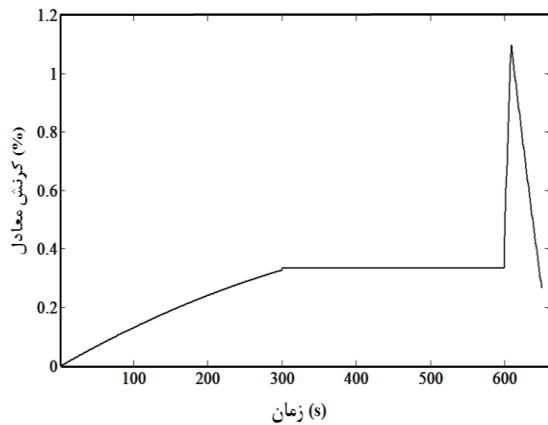


شکل ۲. نمودار تغییرات دما در یک چرخه.

نتایج و بحث

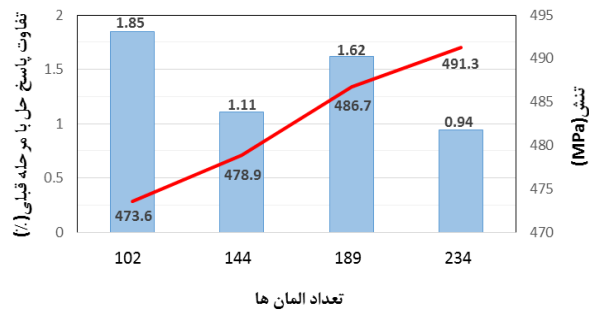
گام نخست در تحلیل رفتار ترک، محاسبه تنش است که لازمه آن تعیین پارامتر ε است. با توجه به معادله (۴) و پارامترهای جدول ۱ منحنی تغییرات کرنش و تنش حاصل به کمک این مقدار کرنش به ترتیب در شکل‌های ۳ و ۴ نشان داده شده است. ماکزیمم مقدار کرنش و تنش لایه سرامیکی به ترتیب برابر $0/0180$ و $486/7 \text{ MPa}$ است. مشاهده می‌شود که کرنش با دما رابطه مستقیم دارد. همچنین، مقدار ε در هر چهار لایه برابر است؛ زیرا در غیر این صورت چهار لایه از هم جدا خواهند شد. در آغاز مرحله کاهش دما مقدار تنش حدود 100 MPa بوده که مشابه نتایج لیو و همکاران است [۱۱]. عامل اصلی ایجاد این تنش تفاوت ضریب انبساط حرارتی این لایه با لایه-

لایه‌های آن که وابسته به دما هستند. در اثر تغییر ناگهانی دما پرننگ‌تر شده که این پدیده اساس ایجاد تنش زیاد در لایه سرامیکی است. بر این اساس، کاهش سریع دما در پوشش فوقانی، باعث انقباض آن می‌شود؛ در حالی که لایه‌های زیرین آن هنوز گرم هستند و ضمن مقاومت در برابر تغییر شکل، باعث شکل‌گیری تنش کششی زیادی در لایه سرامیکی می‌شوند.



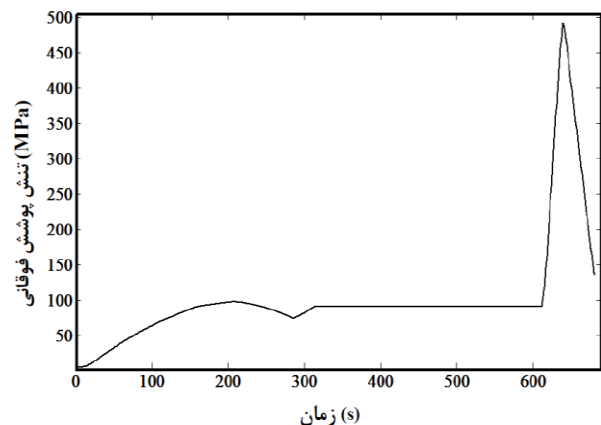
شکل ۷. پاسخ تحلیلی تغییرات کرنش معادل در یک چرخه.

به کمک مقدار تنش، می‌توان ضریب شدت تنش، نرخ رشد و طول ترک مورد نظر را محاسبه کرد. طول اولیه ترک نیم دایره‌ای (قطر دایره) برابر $2a = 2/5 \mu\text{m}$ است. شکل‌های ۸ و ۹ تغییرات ضریب شدت تنش را که به ترتیب به صورت تحلیلی و المان محدود محاسبه شده را بر حسب زمان نشان می‌دهند. برای تحلیل ترک با روش اجزای محدود، از چهار کانتور استفاده شده است که پاسخ در کانتور چهارم نزدیک به پاسخ تحلیلی است، لذا در تحلیل ترک نیز درستی روش‌های عددی و تحلیلی مشخص می‌شود.



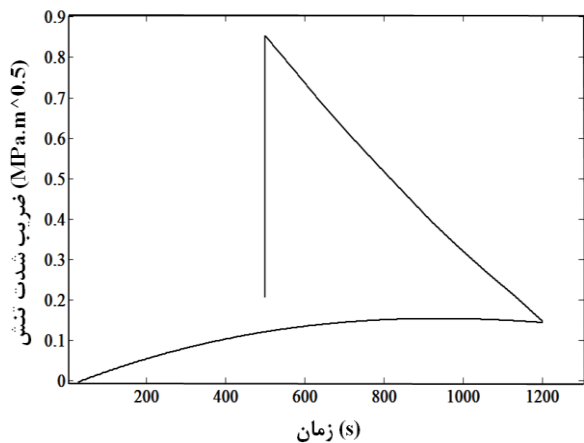
شکل ۵. نتایج تحلیل حساسیت به مش.

پاسخ المان محدود تغییرات تنش در پوشش فوقانی در شکل ۶ نشان داده شده است که با تقریب خوبی برابر با پاسخ حل تحلیلی بوده و نشانگر درستی روش مدل‌سازی است.



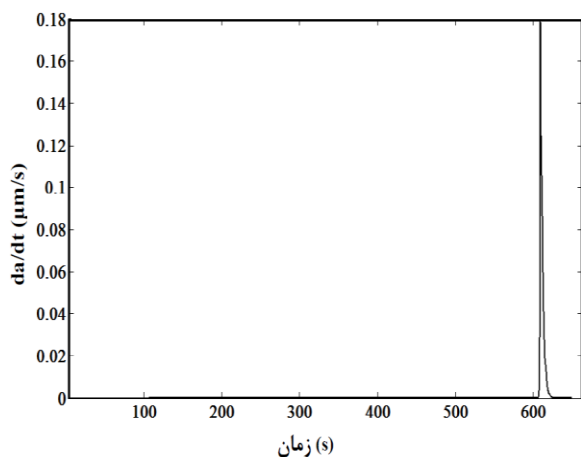
شکل ۶. پاسخ المان محدود تغییرات تنش در یک چرخه.

علت پرش موجود در منحنی تنش به صورت ریاضی و فیزیکی قابل توجیه است. با توجه به عبارت $\varepsilon = \alpha \Delta T$ (کرنش معادل) در معادله (۲)، همه پارامترها به طور مستقیم به دما وابسته هستند؛ اما از آنجا که مقدار ε در عرض لایه‌ها ثابت است و مقدار α و ΔT به دلیل کاهش پر شتاب دما با نرخ بالاتری نسبت به ε کاهش می‌یابند، حاصل تفریق $\varepsilon - \alpha \Delta T$ روند افزایشی دارد و پس از رسیدن به ماکزیمم مقدار خود برابر 0.110 ، با نرخی برابر ε کاهش می‌یابد (شکل ۷). در نتیجه همین مساله، تغییرات تنش نیز رفتاری مشابه از خود نشان می‌دهد. به صورت فیزیکی نیز تفاوت خواص فیزیکی پوشش فوقانی و زیر

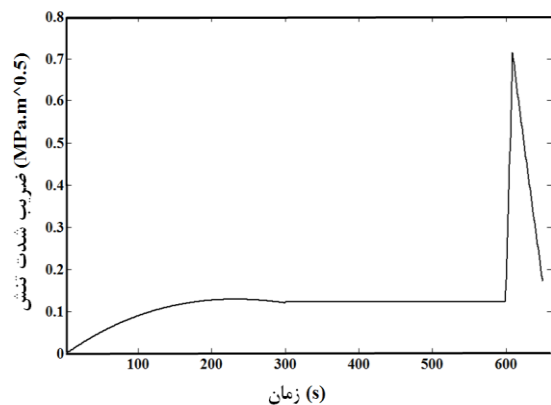


شکل ۱۰. تغییرات ضریب شدت تنش ترک پوشش فوقانی بر حسب دما.

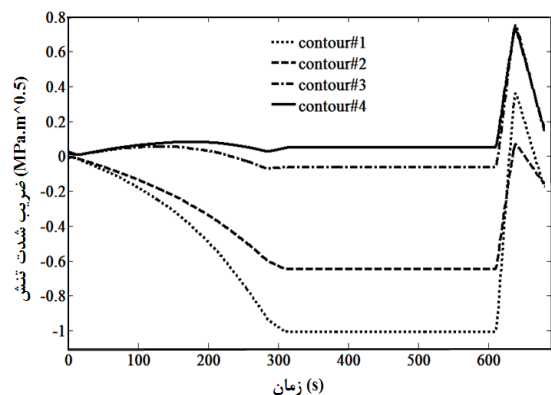
نرخ رشد و تغییر اندازه ترک بر حسب زمان در شکل‌های ۱۱ و ۱۲ نشان داده شده که نشانگر رفتار رشد ترک در هنگام بارگذاری حرارتی تریپ است. ملاحظه می‌شود که در ابتدای چرخه تا آغاز کاهش دما، به دلیل تنش کم و زمان کوتاه طی شده، نرخ رشد و اندازه ترک بسیار ناچیز بوده و در اثر افزایش ناگهانی تنش به ترتیب به $0.1787 \mu\text{m/s}$ و 1.088 mm می‌رسد که با نتایج دانگ و همکاران مطابقت دارد [۱۲].



شکل ۱۱. تغییرات نرخ رشد ترک در یک چرخه.



شکل ۸. پاسخ تحلیلی ضریب شدت تنش در یک چرخه.



شکل ۹. پاسخ المان محدود ضریب شدت تنش.

شکل ۱۰ تغییرات ضریب شدت تنش را بر حسب دما نشان می‌دهد که رفتار و اندازه آن با نتایج [۱۰] سازگار است. ملاحظه می‌شود که در آغاز کاهش دما ضریب شدت تنش نیز با دما رابطه عکس دارد و در اثر افزایش تنش، بیشینه اندازه آن به $0.7144 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ می‌رسد که به ضریب شدت تنش بحرانی پوشش برابر $1 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ نزدیک است. این امر نشان دهنده شرایط ناپایدار ترک و اهمیت پیشگیری از شوک حرارتی شدید ناشی از تریپ است.

thermomechanical loading, Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, 8(6) (2000) 947-957.

3. M. Segersäll, *Nickel-Based Single-Crystal Superalloys: the crystal orientation influence on high temperature properties*, PhD Thesis, University of Linköping, (2013) 13-19.

4. M. Białaś, *Finite element analysis of stress distribution in thermal barrier coatings*, Surface and Coatings Technology, 202(24) (2008) 6002-6010.

5. M. Gupta, *Design of thermal barrier coatings: A modelling approach*, Springer press, (2014)7-15.

6. I. Gurrappa, *Gas turbines*, Sciyo press (2010) 226-229.

7. S. Dalkilic, A. Tanatmis, *Damage evaluation of thermal barrier coatings under high temperature low cycle fatigue conditions*, in: 13th International Conference on Aerospace Sciences & Aviation Technology, Egypt, (2009).

8. S. Ahmadian, E. Jordan, *Explanation of the effect of rapid cycling on oxidation, rumpling, microcracking and lifetime of air plasma sprayed thermal barrier coatings*, Surface and Coatings Technology, 244 (2014)109-116.

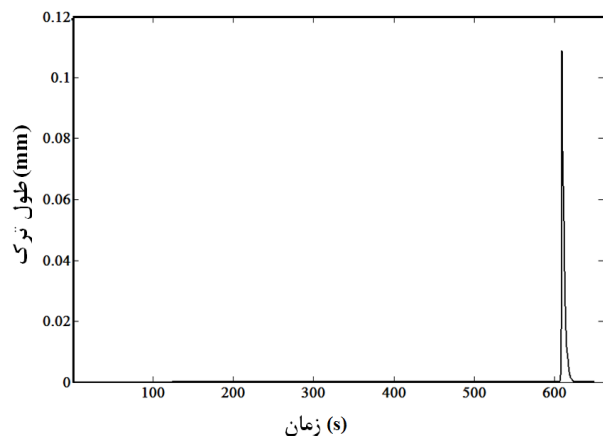
9. M. Karger, R. Vaßen, D. Stöver, *Atmospheric plasma sprayed thermal barrier coatings with high segmentation crack densities: Spraying process, microstructure and thermal cycling behavior*, Surface and Coatings Technology, 206(1) (2011) 16-23.

10. N. Fleck, A. Cocks, S. Lampenscherf, *Thermal shock resistance of air plasma sprayed thermal barrier coatings*, Journal of the European Ceramic Society, 34(11) (2014) 2687-2694.

11. Y. Liu, C. Persson, J. Wigren, *Experimental and numerical life prediction of thermally cycled thermal barrier coatings*, Journal of thermal spray technology, 13(3) (2004) 415-424.

12. H. Dong, G.J. Yang, H.N. Cai, C.X. Li, C.J. Li, *Propagation feature of cracks in plasma-sprayed YSZ coatings under gradient thermal cycling*, Ceramics International, 41(3) (2015) 3481-3489.

13. M. Bäker, *The influence of creep properties on crack propagation in thermal barrier coatings*, in: 15th International Conference on the Strength of Materials, Germany, (2010).



شکل ۱۲. نمودار تغییرات طول ترک در یک چرخه.

نتیجه گیری

در این مقاله فرآیند تریپ بعنوان یک شرایط اضطراری در توربین‌های گازی نیروگاهی مورد بررسی قرار گرفته است. توزیع کرنش و تنش حرارتی و همین‌طور پارامترهای مربوط به یک ترک نیم دایره‌ای سطحی با دو روش تحلیلی و اجزای محدود محاسبه شده که خروجی دو مدل به خوبی در تأیید یکدیگر است.

نتایج نشان می‌دهد که شوک حرارتی در اثر فرآیند تریپ منجر به ایجاد کرنش پلاستیک زیادی در پوشش سرامیکی می‌شود که نتیجه آن افزایش ناگهانی تنش حرارتی است. دلیل این امر مقاومت لایه‌های گرم زیرین در برابر انقباض سریع پوشش فوقانی است، لذا جوانه زنی ترک‌های سطحی بسیار محتمل است. این رشد ناگهانی تنش، منجر به افزایش ضریب شدت تنش این ترک‌ها تا اندازه نزدیک به ضریب شدت تنش بحرانی می‌شود که نشانگر شرایط بحرانی در اثر رخ دادن تریپ است.

مراجع

1. U. Hermosilla, *Mechanical modeling of thermal barrier coatings at high temperatures*, PhD Thesis, University of Nottingham, (2008) 69-70.
2. F. Schubert, G. Fleury, T. Steinhaus, *Modelling of the mechanical behaviour of the single-crystal turbine alloy CMSX-4 during*

14. M. Hernandez, D. Cojocaru, M. Bartsch, A. Karlsson, *On the opening of a class of fatigue cracks due to thermo-mechanical fatigue testing of thermal barrier coatings*, Computational Materials Science, 50(9) (2011) 2561-2572.
15. M. Ali, S. Nusier, G. Newaz, *Creep effects on early damage initiation in a TBC system*, Journal of materials science, 39(10) (2004) 3383-3390.
16. H. Dong, G.J. Yang, H.N. Cai, H. Ding, C.X. Li, C.J. Li, *The influence of temperature gradient across YSZ on thermal cyclic lifetime of plasma-sprayed thermal barrier coatings*, Ceramics International, 41(9) (2015) 11046-11056.
17. W. Mao, Y. Zhou, L. Yang, X. Yu, *Modeling of residual stresses variation with thermal cycling in thermal barrier coatings*, Mechanics of materials, 38(12) (2006) 1118-1127.
18. R.B. Hetnarski, M.R. Eslami, G. Gladwell, *Thermal stresses: advanced theory and applications*, Springer press, 41 (2009) 258-260.
19. L. Wang, J. Yang, J. Ni, C. Liu, X. Zhong, F. Shao, H. Zhao, S. Tao, Y. Wang, *Influence of cracks in APS-TBCs on stress around TGO during thermal cycling: A numerical simulation study*, Surface and Coatings Technology, 285 (2016) 98-112.
20. A.G. Evans, D. Mumm, J. Hutchinson, G. Meier, F. Pettit, *Mechanisms controlling the durability of thermal barrier coatings*, Progress in materials science, 46(5) (2001) 505-553.
21. F. Traeger, M. Ahrens, R. Vaßen, D. Stöver, *A life time model for ceramic thermal barrier coatings*, Materials Science and Engineering A, 358(1) (2003) 255-265.
22. R.P. Wei, *Fracture mechanics: Integration of mechanics, materials science and chemistry*, Cambridge University press, (2010) 111-115.
23. A. Razak, *Industrial gas turbines: performance and operability*, CRC press, (2007) 425-428.