

Numerical Simulation of Effects of TGO Growth and Asperity Ratio on Residual Stress Distributions in TC-BC-TGO Interface Region for Thermal Barrier Coatings

Jung-Chel Jang[†] and Sung-Churl Choi

Department of Material Science and Engineering, Hanyang University, Seoul 133-791, Korea
(Received May 8, 2006; Accepted June 19, 2006)

열차폐 코팅의 TGO 성장과 형상비에 따른 TC-BC-TGO 계면에서의 잔류응력 변화에 대한 유한요소해석

장중철[†] · 최성철

한양대학교 신소재공학과

(2006년 5월 8일 접수; 2006년 6월 19일 승인)

ABSTRACT

The residual stresses in the interface region of the Thermal Barrier Coating (TBC)/Thermally Grown Oxide (TGO)/Bond Coat (BC) were calculated on the TBC-coated superalloy samples using a Finite Element Method (FEM). It was found that the stress distribution of the interface boundary was dependent upon mainly the geometrical shape or its aspect ratio and the thickness of TGO layer, which was formed by growth and swelling behavior of oxide layer. Maximum compressive residual stress in the TBC/TGO interface is higher than that of the TGO/bond coat interface, and the tensile stress had nothing to do with change of an aspect ratio. The compressive residual stresses in the TBC/TGO and TGO/bond coat interface region increased gradually with the TGO growth.

Key words : Thermal barrier coatings, Thermally grown oxide, Thermal damage, Residual stress

1. 서 론

TBC 시스템은 금속 모재로의 열전달을 감소시켜 주는 주된 기능을 하는 실제적인 열차폐 역할의 Top Coat (TC), 금속 모재와 top coat 사이에 증착되어 모재의 산화와 고온 부식을 방지해주며 사용중에 세라믹과 모재사이의 특성 차이를 완화시키며 결속력을 유지시키는 Bond Coat(BC) 및 사용 중 BC의 산화에 의해 BC와 TC 사이에 위치한 TGO(Thermally Grown Oxide)로 구성되어 있다.¹⁾

TGO 층은 사용시간이 증가함에 따라 두께가 증가하며 코팅된 부품의 수명을 결정하는데 중요한 역할을 하는 것으로 여겨진다. BC와 TGO 사이의 계면은 운전환경에 따라 변화하며, 또 다른 수명에 영향을 미치는 중요한 인자이다. 즉 산화물의 두께가 증가함에 따라 열팽창 차 및 이에 따라 응력이 증가하여 계면 영역에는 큰 응력이 존재한다. 균열이 생성되어 전파됨으로써 세라믹 층이 박리되어 코팅계의 열화를 초래한다. 이러한 현상의 물리적

설명은 연관된 다양한 구성원들의 미세한 구조와 특성들이 BC와 TC의 조성과 증착방법 및 시간과 온도의 함수에 따른 거동에 따라 달라지지만, TGO 층의 성장 거동을 연구하는 것이 부품의 수명을 예측하는데 있어서 매우 중요한 것으로 보고되고 있다.^{2,3)}

본 연구에서는 TBC 코팅의 수명을 예측하기 위한 연구를 위하여 사용 중에 발생할 수 있는 적용 가능한 이론적 근거에 따른 거동을 유한요소해석을 통하여 고온 환경에서 사용에 따른 TGO의 성장, 성장된 TGO의 파형 형상에 따른 고온에서의 BC, TC 및 TGO 계면에서의 응력 분포를 조사하였다.

2. 실험 방법

2.1. 등온 산화에 의한 TGO 성장 관찰

직경 2.5 cm과 두께 0.5 cm의 원형 시편을 제작하여 950°C와 1100°C에서 10시간과 100시간의 등온산화시험을 수행하였다. 시편의 열차폐코팅은 Co-Ni-Cr-Al-Y 조성(HVOF; AMDRTY 4195)의 bond coat를 모재위에 적용하기 위해 고속화염용사(High Velocity Oxygen Fuel; HVOF) 공정으로 0.14 mm의 두께로 코팅하였다. Ceramic top coat는 ZrO₂-8 wt% Y₂O₃(METCO 204NS-G)를 사용하여 두께 200±

[†]Corresponding author : Jung-Chel Jang
E-mail : chel@kepco.co.kr
Tel : +82-42-865-5415 Fax : +82-42-865-5444

20 μm 로 bond coat 상에 대기화염용사(Air Plasma Spray; APS) 공정으로 코팅하였다. TGO의 초기 형상 및 두께는 전자현미경(SEM, 2700, Hitachi, Japan)을 사용하여 측정하였다.

2.2. FEM 응력 해석을 위한 형상 모델링

모델의 형상은 반구형의 solid cylinder로써 축방향으로 무한 확장된다고 가정한다. 본 모델은 길이가 12 mm인 합금 모재와 평균 두께가 150 μm 인 bond coat 및 200 μm 인 TBC 층으로 구성되어 있다. Bond coat와 TBC 사이의 계면 영역은 높이가 1 μm 이고 길이가 24 μm 인 주기적으로 변화하는 사인파 형상으로 모델을 제작하였다. 본 모델 형상은 Freborg 등⁴⁾이 사용한 대표적인 수치 등을 고려하여 그 형상과 유사하며 구체적인 형상을 Fig. 1에 나타내었다. 사용된 모델은 TBC/TGO 계면 및 TGO/bond coat 계면에서의 응력상태를 해석을 위한 ANSYS software에 사용할 수 있도록 하였으며 유한요소 mesh는 6,369개의 node와 6,092개의 축대칭 element들로 구성되었다. TGO인 TBC/bond coat 계면에 위치한 element 층의 두께는 0.33 μm 로 보다 정밀한 분석을 위해 미세하게 설정하였으며, 이들 세 개의 element층 두께를 변화시켜 TGO의 두께변화에 따른 잔류응력의 변화를 관찰하였다. 모델은 전 cylinder를 모사하기 위하여 y-축 방향으로 구속하였다. $y=0$ 인 node는 y-축 방향으로 구속하였으며 $y=24 \mu\text{m}$ 인 모델의 최상부 node들은 y-축으로 이동이 가능하지만,

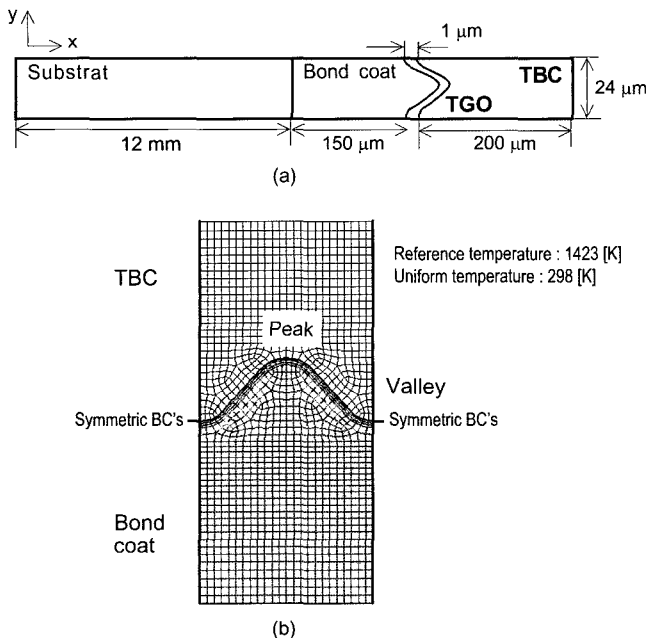


Fig. 1. Geometry and finite element model for analysis: (a) shows a cross-section of the axially symmetric model and (b) shows a detail of the finite element model in the region of the bond coat/TBC interface.

이들 node들이 동일한 변위를 갖도록 움직임은 구속하여, 전체적인 모델 형상은 매우 길며 y-축으로 연속적인 시편에서 일부분을 고려한 것으로 여길 수 있다.

2.3. 유한요소해석을 위한 재료 특성

본 유한해석에 사용된 각 TBC 성분의 거동을 지배하는 재료의 thermoelastic 및 viscoplastic 특성들을 Tables 1~4에 나타내었다.^{5,6)} TGO 성장에 대한 전산모사는 두 가지 영

Table 1. Thermoelastic Material Properties and Creep Parameters of the Zirconia Top Coat

Temperature	E (GPa)	ν	α ($10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)	A (MPa^{-n}/s)	n
1200 $^{\circ}\text{C}$	25.4	0.33	12.5	1.85×10^{-7}	3.0
1100 $^{\circ}\text{C}$	25.4	0.33	12.1	7.40×10^{-8}	3.0
1000 $^{\circ}\text{C}$	25.4	0.33	11.8	2.57×10^{-8}	3.0
900 $^{\circ}\text{C}$	25.4	0.33	11.4	7.42×10^{-9}	2.0
800 $^{\circ}\text{C}$	25.4	0.33	11.0	1.70×10^{-9}	2.0
700 $^{\circ}\text{C}$	25.4	0.33	10.6	2.89×10^{-10}	1.0
500 $^{\circ}\text{C}$	25.4	0.33	9.8	2.10×10^{-12}	1.0
10 $^{\circ}\text{C}$	25.4	0.33	7.6	2.01×10^{-30}	1.0

Table 2. Thermoelastic Material Properties and Creep Parameters of the NiCrAlY Bond Coat

Temperature	E (GPa)	ν	α ($10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)	A (MPa^{-n}/s)	n
1200 $^{\circ}\text{C}$	156.0	0.27	14.4	7.40×10^{-6}	3.0
1100 $^{\circ}\text{C}$	156.0	0.27	14.2	1.17×10^{-6}	3.0
1000 $^{\circ}\text{C}$	156.0	0.27	14.0	1.37×10^{-7}	3.0
900 $^{\circ}\text{C}$	156.0	0.27	13.8	1.14×10^{-8}	2.0
800 $^{\circ}\text{C}$	156.0	0.27	13.6	5.90×10^{-10}	2.0
700 $^{\circ}\text{C}$	156.0	0.27	13.4	1.66×10^{-11}	1.0
500 $^{\circ}\text{C}$	156.0	0.27	13.0	8.20×10^{-16}	1.0
10 $^{\circ}\text{C}$	156.0	0.27	12.0	4.39×10^{-40}	1.0

Table 3. Thermoelastic Material Properties and Creep Parameters of the Ni Substrate

Temperature	E (GPa)	ν	α ($10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)	A (MPa^{-n}/s)	n
1200 $^{\circ}\text{C}$	156.0	0.27	19.3	2.25×10^{-9}	3.0
1100 $^{\circ}\text{C}$	156.0	0.27	18.8	4.36×10^{-10}	3.0
1000 $^{\circ}\text{C}$	156.0	0.27	17.8	3.08×10^{-10}	3.0
900 $^{\circ}\text{C}$	156.0	0.27	16.9	1.79×10^{-10}	2.0
800 $^{\circ}\text{C}$	156.0	0.27	15.9	5.13×10^{-11}	2.0
700 $^{\circ}\text{C}$	156.0	0.27	15.2	2.28×10^{-29}	1.0
500 $^{\circ}\text{C}$	156.0	0.27	14.4	1.00×10^{-34}	1.0
10 $^{\circ}\text{C}$	156.0	0.27	12.0	4.85×10^{-36}	1.0

Table 4. Thermoelastic Material Property of the Al₂O₃

Temperature	E (GPa)	ν	α ($10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)	A (MPa^{-1}/s)	n
1200°C → 0°C	380	0.26	8.6	-	-

향을 고려하였다. 우선 element들의 재료특성들이 oxide layer의 성장 거동을 위하여 bond coat에서 Al₂O₃층의 것으로 변화되어야 하며, 다음으로 Al₂O₃가 매 사이클마다 약 28% swell 거동을 나타낸다. 실제상으로는 이 두 가지 현상은 동시에 발생하며, 이를 유한요소해석에 반영시키기 위해 유한요소모델의 요소분할 작업 시 사이클이 진행됨에 따라 한열씩 변화시켰다. 문헌⁴⁾에서 사용된 바와 같이 산화물의 형성은 isotopic swelling과 연관성이 있으므로 Al₂O₃에 대하여 Pilling-Bedworth ratio $\phi=1.28$ 을 취하였다. 재료거동이 균일하게 팽창될 경우, Al₂O₃ 층은 시편의 약 8.5%정도 축 방향으로 압축된다. 몰당 Al₂O₃가 축 방향으로 선형적 변형을 위해 필요한 비에너지는 $W=1/2E\varepsilon^2=1.08\times 10^9 \text{ J/m}^3$ 로 28.3 kJ/mol이 된다.⁷⁾ 이 수치는 Al₂O₃의 형성에너지인 360 kJ/mol 보다 작으므로 대칭적 경계 조건에서의 구속 하에서 균일하게 팽창하는 재료특성을 가정하였다.

3. 결과 및 고찰

3.1. 산화 모델에 의한 TGO 성장 거동 관찰

여러 입증된 산화 모델에 의한 TGO 두께 결과^{8,9)}와 실

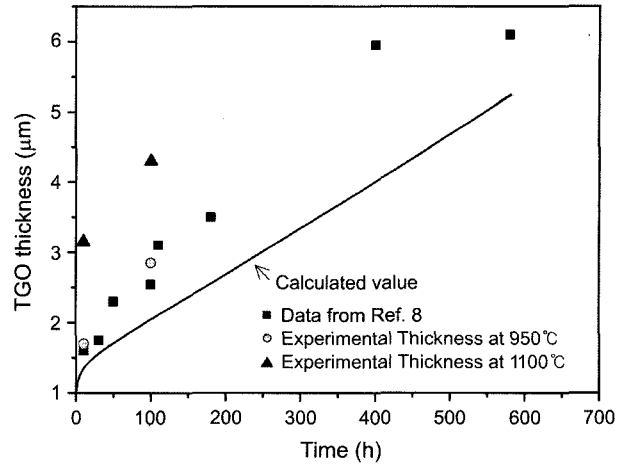


Fig. 2. Comparison between calculated and experimental value of TGO thickness for isothermal treatment at 950°C and 1100°C.

험에 의한 측정 두께를 Fig. 2에 나타내었다. 그림에서 모델에 의해 계산된 두께와 실측된 두께 성장 거동이 잘 일치되는 것을 볼 수 있다. 산화 스케일은 고온 노출 초기에 급격하게 성장한 후 시간의 증가에 따라 일정하게 증가함을 알 수 있다. 그러나 Martene 등⁸⁾의 1070°C에서 측정 결과가 1100°C에서 열화된 결과보다는 오히려 950°C에서 열화된 결과와 유사함을 보이는데, 이는 코팅 제작 과정과 조성, 기공율 등의 차이에 기인하는 열적 특성의 차이에 의한 것으로 판단된다.

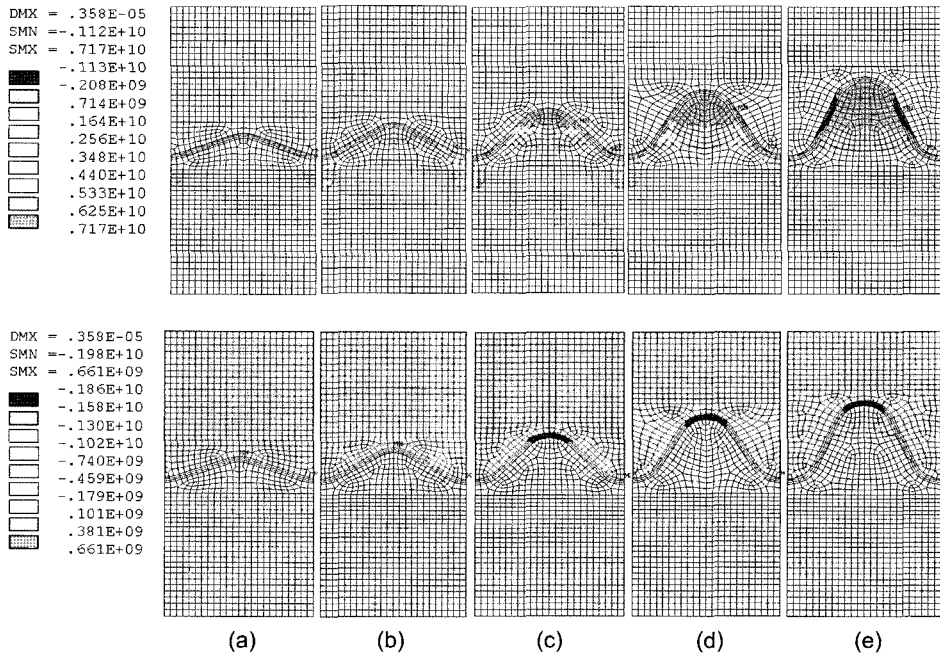


Fig. 3. The simulated residual stresses for the plasma sprayed TBC. Upper is radial stresses and bottom is axial stresses with a convex semi-circular asperity of (a) 0.25a, (b) 0.38a, (c) 0.5a, (d) 0.65a, and (e) 0.8a.

3.2. 형상비에 따른 잔류응력의 변화

반구의 형상비를 0.2에서 0.8까지 변화시키면서 모사된 결과를 Fig. 3에 나타내었다. 계면에서의 radial stress (Fig. 3(a))는 형상비가 낮을수록 valley부와 peak부에 인장응력이 집중되지만, 형상비가 증가하면 off-peak부에 압축응력이 크게 증가하며, bond coat층에서 압축된 부분(반구의 내부)에 압축응력이 전체적으로 작용하게 된다. 이와는 달리 계면에서의 axial stress(Fig. 3(b))는 형상비의 증가에 따라 압축응력이 peak부에 집중되며, 일부 인장응력이 valley부에 가해지지만 형상비의 증가에 따라 변화는 크지 않았다. Fig. 4는 형상비에 따른 모사된 결과에서 얻어진 응력의 크기를 비교하기 위해 각 계면에서 최대응력과 최소 응력을 나타낸 것이다. Fig. 4(a)의 radial stress에서 최대응력은 인장응력으로 TBC/TGO 계면에서 초기 약간 증가하다가 형상비가 0.4부터 36 MPa 정도로 일정해지며, TGO/bond coat 계면에서의 응력은 30 MPa로 거의 일정한 수치를 보였다. 최소응력은 형상비가 0.5까지 초기의 인장응력에서 각각 1 MPa와 4 MPa까지 압축응력으로 변하지만, 그 이후에는 일정한 값을 보였으며 TBC/TGO 계면이 TGO/bond coat 계면보다 최대응력은 더 컸으며 최소응력은 더 작았다. Fig. 4(b)의 axial stress에서는 최대 응력이 인장응력으로 두 계면에서 형상비의 변화에 따라 응력 크기의 변화가 거의 없는 radial stress와 유사한 경향을 보여주었지만, 최소응력에서는 초기에 0 MPa와 0.9 MPa의 압축응력으로 일정하게 유지하다가 형상비가 0.4를 지나면서 양 계면의 응력이 형상비의 증가에 따라 압축응력으로 크게 증가하였다. Axial stress에서는 TBC/TGO 계면의 최소응력이 보다 작은 반면 최대 응력은 TGO/bond coat 계면이 보다 컸지만, 그 차이는 2 MPa 정도로 작았다. 또한 최대응력은 radial stress와 axial stress에서 각각 두 계면에 발생한 응력의 크기차가 거의 일정하게 유

지되는 것을 볼 수 있다.

최대응력의 경우 크기는 초기부터 radial stress가 axial stress보다 약 10배 정도 컸으며, 코팅에서 균열을 발생시키는 힘은 인장응력이므로 코팅계의 수명에 미치는 영향은 최대응력 크기가 40 MPa에 이르는 radial stress라고 판단할 수 있다. 이 결과는 semicircle과 rectangle의 두 가지 형상에 대하여 모사한 Hsueh 등¹⁰⁾이 제시한 경향과 일치하며, semicircle 형상이 rectangle 형상보다 응력이 크게 증가한다고 하였다. Gong 등¹¹⁾은 사인파 형태의 모델에서 길이와 높이를 변화시켜 형상비에 따른 효과를 보여 주었는데 모든 결과에서 계면에서의 형상비가 증가하면 radial 방향의 응력 크기가 증가하였다.

3.3. TGO 성장에 따른 잔류응력의 변화

TGO 두께에 대한 peak부와 valley부의 잔류응력 분포 형태는 서로 상이하다. 형상비가 0.5a인 모델을 사용하여 TGO의 두께 증가에 따른 잔류응력의 분포를 Fig. 5에 나타내었다. TGO의 두께가 증가할수록 off-peak부에서 radial stress의 압축응력이 증가되었으며, bond coat의 convex에서는 인장응력영역이 커지며 크기도 증가됨을 볼 수 있다. Axial 방향의 경우는 peak부에서 압축응력이 valley부에서 인장응력이 발생하지만, TGO 두께의 변화에 따른 압축영역의 증가는 없었다. TGO 두께의 변화에 따른 각 계면에서의 최대 응력과 최소응력의 수치를 Fig. 6에 나타내었다. Fig. 6(a)의 radial stress에서 최대 인장응력은 valley부에서 발생하였으며, TGO/bond coat 계면에서는 두께의 증가에 따라 두께 1 μm 에서 급격히 감소하다가 그 이후로는 완만하게 최대응력이 감소되는 경향을 보여주었다. 최소응력에서는 동일하게 압축응력에서 인장응력으로 일정하게 변화되며 그 크기도 매우 작았다. Fig. 6(b)의 axial stress에서는 TBC/TGO 계면에서의 최대응력은 초기 감소

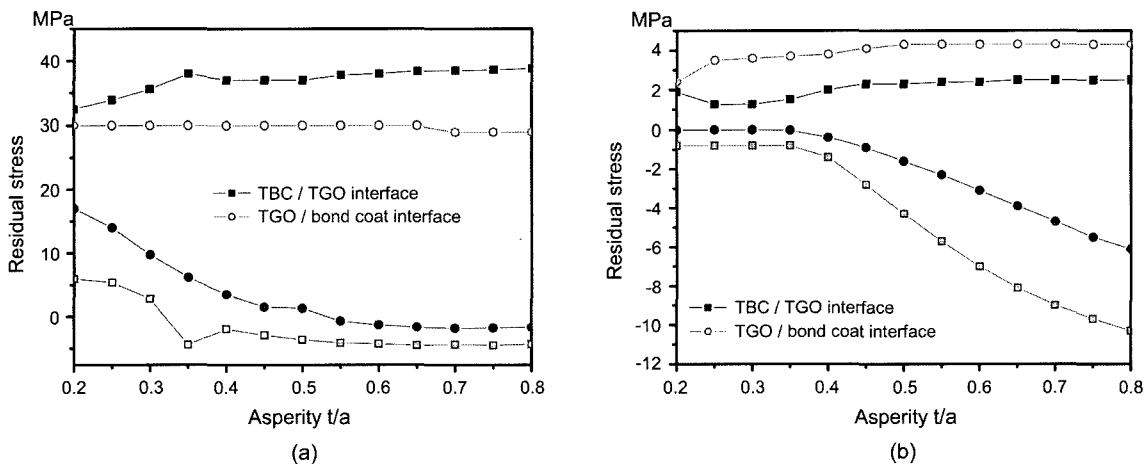


Fig. 4. Simulated results of maximum tensile and compressive radial (a) and axial (b) stresses at the TBC/TGO interface (rectangle) and TGO/bond coat interface (circle) as a function of asperity.

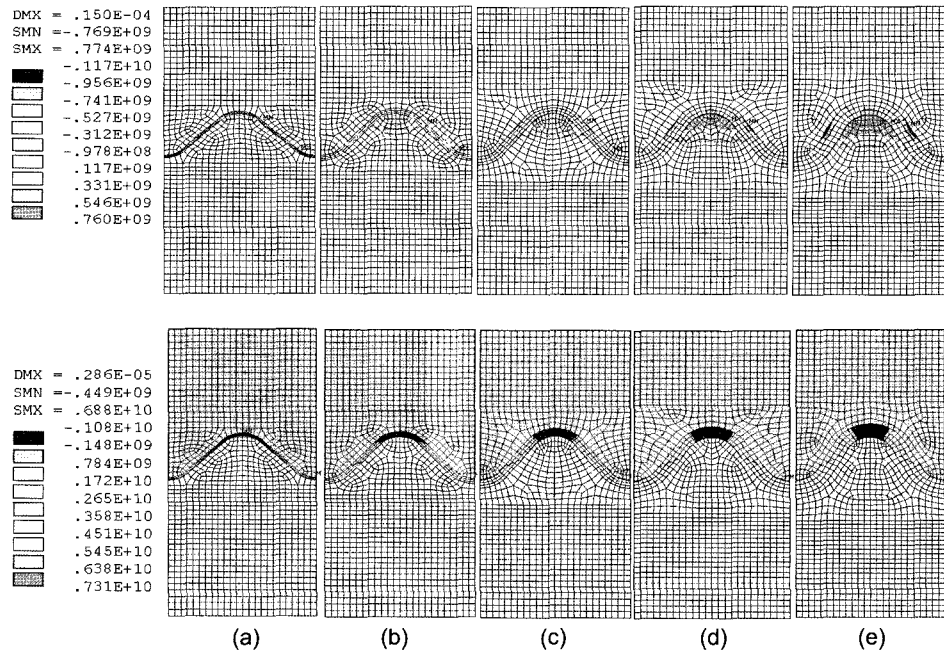


Fig. 5. The simulated residual stresses for the plasma sprayed TBC with a convex semicircular asperity of $0.5a$ as function of the TGO thickness of (a) $0.5 \mu\text{m}$, (b) $1.0 \mu\text{m}$, (c) $1.5 \mu\text{m}$, (d) $2.0 \mu\text{m}$, and (e) $2.5 \mu\text{m}$. Upper and bottom graph is radial and axial stresses, respectively.

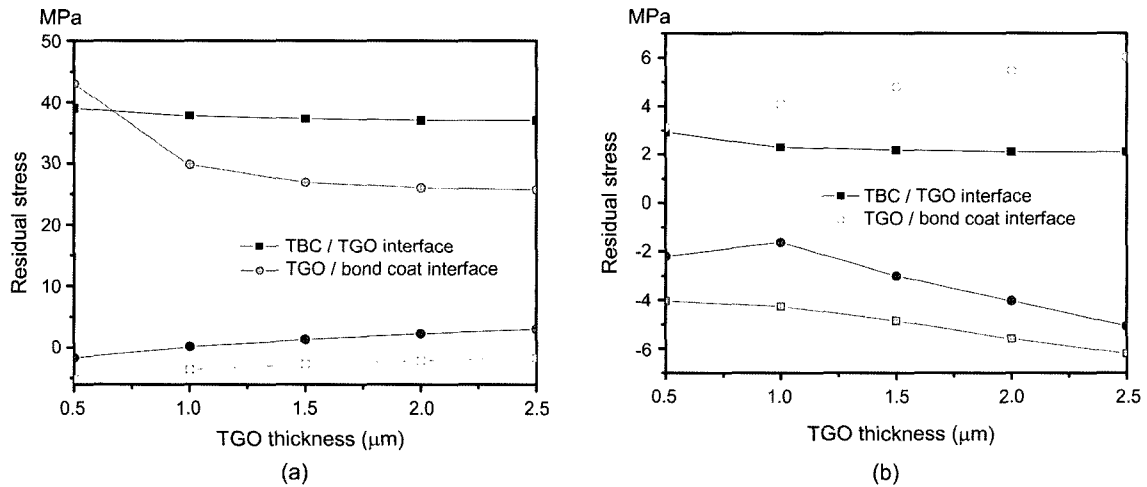


Fig. 6. Simulated results of maximum tensile and compressive radial (a) and axial (b) stresses at the TBC/TGO interface (rectangular) and TGO/bond coat interface (circle) as a function of TGO thickness.

하다가 일정하게 유지되었으며, 최소 응력도 점진적으로 두께의 성장에 따라 감소하였다. 또한 TBC/bond coat 계면에서 최대응력은 TGO 두께 증가에 따라 증가하였지만, 최소 응력은 두께 $1 \mu\text{m}$ 에서 증가하다가 점진적으로 감소하였다.

본 해석에 의하면 주 응력은 크기가 큰 axial stress보다는 radial stress이었다. 그런데 TGO의 두께 변화에 따른 응력분포 예측을 통한 수명평가 활용은 어려움이 있었다. 위의 3.2절에서 설명한 바와 같이 코팅의 균열은 코팅의

파괴강도에 이르는 인장응력에 의하여 발생하는데 본 결과에 의하면 TGO 층의 성장에 따른 radial stress에서 인장응력의 변화가 거의 일정(TBC/TGO 계면)하거나 오히려 감소(TBC/bond coat 계면)하는 경향을 보이는 등 고온 환경의 노출에 따른 TGO 층의 성장과 코팅수명의 감소라는 실제적인 상황을 상호 연관시키기에는 불가능하였다.

잔류응력의 변화를 예측하기 위해서는 thermal mismatch, 산화물 성장 및 ceramic top coat의 소결이라는 세 가지 메커니즘을 종합적으로 고려해야 하지만^{12,13)} 이러한 파라

미터들의 상호작용을 고려한 응력 해석보다는 많은 연구에서 단편적인 영향을 고려한 거동을 예측하여 상호 효과를 연관시키기 위한 노력이 수행되어야 할 것이다. Rosler 등⁷⁾에 의하면 열 사이클에 의해 TGO가 TBC와 bond coat를 감싸게 되며 응력 상태는 열팽창 계수가 각각 TBC/TGO 계면에서 $2.9 \times 10^{-6}/K$ 이며 TGO/bond coat 계면에서 $2.9 \times 10^{-6}/K$ 인 열팽창 계수의 불일치에 의해 결정되며, TGO 층이 두꺼워질수록 TBC의 valley에서 인장 응력을 초래하므로 TGO가 성장함에 따라 peak에서 valley로 균열이 전파된다.

4. 결 론

Bond coat층의 두께를 변화시켜 산화조건에 따른 TGO층의 성장 거동과 반구 원형 모델을 사용하여 형상비의 변화와 TGO의 두께 변화에 따른 ceramic top coat/TGO 및 TGO/bond coat 계면에서의 응력상태를 논의하였으며, 얻어진 결과를 요약하면 다음과 같다.

1. HVOF 공정을 사용하여 bond coat 층의 두께를 달리 하여 고온 등온 산화 실험한 결과 TGO 층은 모든 시편의 ceramic top coat와 bond coat 사이에서 관찰되었다. TGO 층의 형성은 초기 bond coat 층의 두께에 상관없이 온도와 노출된 시간에 비례하여 선형적으로 증가하는 경향을 알 수 있었다.

2. 반구 형상의 모델에서 형상비를 0.2에서 0.8까지 변화시키면 계면에서의 radial stress는 형상비가 증가할수록 valley부와 peak부에서 off-peak부까지 확대되었지만 axial stress는 점진적으로 peak부에 집중되었다. 최대 압축 radial stress는 형상비가 0.3까지 일정하다가 지속적으로 증가하지만, 최대 압축 axial stress는 형상비가 0.35~0.45까지 감소하다가 일정하게 유지되었다. 최대 압축 잔류응력은 TBC/TGO 계면이 TGO/bond coat 계면보다 컸으며, 인장 응력의 경우는 초기부터 radial stress가 axial stress보다 10 배 정도 컸지만 형상비의 변화에 거의 영향이 없었다.

3. 형상비가 0.5a인 모델을 사용하여 TGO의 두께 증가에 따른 잔류응력의 분포를 관찰한 결과 TGO의 두께가 증가할수록 off-peak부에서 radial 방향의 압축잔류응력이 증가되었지만 axial 방향의 경우는 크기가 약간 증가한 반면 응력 집중 영역이 감소되었다. TGO 층의 성장에 따른 radial stress에서 인장응력의 변화가 거의 일정(TBC/TGO 계면)하거나 오히려 감소(TBC/bond coat 계면)하는 경향을 보이는 등 고온 환경의 노출에 따른 TGO 층의 성장과 코팅수명의 감소라는 실제적인 상황을 상호 연관시키기에는 불가능하였다.

REFERENCES

1. G. C. Chang and R. A. Miller, "Behavior of Thermal Barrier Coatings for Advanced Gas Turbine Blades," *Surface and Coating Technology*, **30** [1] 13-28 (1987).
2. E. Tzimas, H. Mulleijans, S. D. Peteves, J. Bressers, and W. Stamm, "Failure of Thermal Barrier Coating Systems under Cyclic Thermomechanical Loading," *Acta Mater.*, **48** 4699-707 (2000).
3. A. G. Evans, D. R. Mumm, J. W. Hutchinson, G. H. Meier, and F. S. Pettit, "Mechanisms Controlling the Durability of Thermal Barrier Coatings," *Progress in Mater. Sci.*, **46** 505-53 (2001).
4. A. M. Freborg, B. L. Ferguson, W. J. Brindley, and G. J. Petrus, "Modeling Oxidation Induced Stresses in Thermal Barrier Coatings," *Mater. Sci. Eng. A*, **245** [1] 182-90 (1998).
5. G. J. Petrus and B. L. Ferguson, "A Software Tool to Design Thermal Barrier Coatings : A Technical Note," *J. Thermal Spray Tech.*, **6** [1] 29-34 (1997).
6. M. J. Pindera, J. Aboudi, and S. M. Arnold, "Analysis of Plasma-Sprayed Thermal Barrier Coatings with Homogeneous and Heterogeneous Bond Coats under Spatially Uniform Cyclic Thermal Loading," NASA/TM-2003-210803, Dec., 2003.
7. J. Rosler, M. Baker, and M. Volgmann, "Stress State and Failure Mechanisms of Thermal Barrier Coatings : Role of Creep in Thermally Grown Oxide," *Acta Mater.*, **49** 3659-70 (2001).
8. M. Martena, D. Botto, P. Fino, S. Sabbadini, M. M. Gola, and C. Badini, "Modelling of TBC System Failure : Stress Distribution as a Function of TGO Thickness and Thermal Expansion Mismatch," *Engineering Failure Analysis*, **13** [3] 409-26 (2006).
9. R. C. Hendricks and G. McDonald, "The Effect of Annealing on the Creep of Plasma Sprayed Ceramics," pp. 13-6, Presented in Seventh Annual Conference on Ceramics and Advances Materials, Cocoa Beach, Florida, Jan., 1983.
10. C. H. Hsueh and E. R. Fuller, Jr., "Residual Stresses in Thermal Barrier Coatings : Effects of Interface Asperity Curvature/Height and Oxide Thickness," *Mater. Sci. Eng. A*, **283** [1-2] 46-55 (2000).
11. X. Y. Gong and D. R. Clarke, "On the Measurement of Strain in Coatings Formed on a Wrinkled Elastic Substrate," *Oxidation of Metals*, **50** [5/6] 355-77 (1998).
12. F. Kroupa and J. Plesek, "Nonlinear Elastic Behavior in Compression of Thermally Sprayed Materials," *Mater. Sci. Eng. A*, **328** [1-2] 1-7 (2002).
13. M. Levit, I. Grimberg, and B. Z. Weiss, "Residual Stresses in Ceramic Plasma-Sprayed Thermal Barrier Coatings : Measurement and Calculation," *Mater. Sci. Eng. A*, **206** [1] 30-8 (1996).