

〈論 文〉

세라믹/금속접합재의 강도에 미치는 열사이클 영향

박영철* · 오세욱* · 허선철** · 김광영***

(1993년 1월 4일 접수)

Effect of Thermal Cycle on Strength of Ceramic and Metal Joint

Young Chul Park, Sae Wook Oh, Sun Chul Hue and Kwang Young Kim

Key Words : Ceramics/Metal Joint(세라믹/금속접합), Residual Stress(잔류응력), Thermal-Cycle(열사이클), X-Ray Diffraction Method(X선회절법), Finite Element Method(FEM유한요소법), Bending Strength(굽힘강도)

Abstract

As a fundamental study on effects of thermal-cycles on residual stress of ceramics/metal joints, residual stresses in $Si_3N_4/SUS304$ joint specimens were measured before and after single thermal-cycle by X-ray diffraction method and finite element method(FEM). The residual stress was found to increase after single thermal-cycle, which was agreeable with the results of residual stress measurement by X-ray diffraction method and residual stress analysis by finite element method. After the residual stress measurement, 4-point bending tests were performed. The relationship between the bending strength, the thermal-cycle temperature and hold time was examined. The bending strength was found to decrease with the increase of residual stress in linear relation.

1. 서 론

최근 가스터빈, 터보과급기 등 경량, 고강도 및 내열성이 함께 요구되어지는 구조물에 대하여 금속 재료를 대신하여 세라믹재료의 적용이 활발히 검토되어지고 있다. 그러나 세라믹재료는 경량, 내마모성, 고내열성 등 우수한 특성을 지니고 있는 반면에 대단히 취약하다는 치명적인 결점을 갖고 있어 일반 구조용 재료로서의 활용은 대단히 어렵다.

세라믹/금속접합재는 이와 같은 세라믹재료의 단점을 보완하고 장점은 살려 구조용 재료로서의 적용을 확대하는 수단으로서 개발된 유망한

재료이다. 그러나 세라믹과 금속접합재는 고온에서 접합되어지기 때문에, 냉각시에 양재료의 열팽창계수의 현저한 차이에 의하여 접합잔류응력이 발생되며,^(1,2) 특히 이와 같은 접합잔류응력은 세라믹측에서 인장잔류응력이 발생되므로 접합재의 파괴강도를 크게 저하시킨다. 따라서, 접합잔류응력을 정확히 예측해서 되도록이면 접합잔류응력을 완화시키는 방법에 대한 연구가 세라믹/금속접합재의 실용화에 있어서 필수적이며, 이를 위하여 잔류응력의 정량적인 평가에 대한 연구가 활발히 수행되고 있다.

현재 세라믹/금속접합재의 잔류응력평가에 관하여서는 X선에 의한 실험적 연구^(3,4)와 유한요소법^(5,6)에 의한 수치해석 등 많은 연구가 진행되고 있어 접합잔류응력의 크기와 분포형태가 어느정도 명확히 밝혀지고 있는 실정이다.

한편, 세라믹 가스터빈과 같이 세라믹/금속접합

*정회원, 동아대학교 기계공학과

**동아대학교 대학원 기계공학과

***정회원, 한국기계연구원 산업기계실

재는 실제로 고온하에서 사용되므로 사용중 상온-고온-상온형태의 반복 열사이클을 받게 된다. 그리고, 이러한 반복 열사이클은 접합강도에 대단히 큰 영향을 미치게 되므로 세라믹/금속접합재의 실용화를 위하여서는 이와 같은 반복 열사이클에 관한 연구가 무엇보다도 기본적으로 필요하다고 할 수 있으나, 현재 이에 대한 연구는 거의 없는 실정이다.

본 연구에서 열사이클 영향에 관한 기초적인 연구로서 $Si_3N_4/SUS304$ 접합재를 200, 400, 500°C 온도에서 열사이클을 1회 부하한 경우에 있어서 열사이클 전후의 잔류응력분포를 PSPC형 X선 응력측정 장치를 이용하여 측정하는 동시에, 유한요소법을 이용한 해석을 통하여 명확히 밝혔으며, 뿐만 아니라 열사이클 후 4점 굽힘시험을 통하여 접합재의 굽힘강도에 미치는 열사이클의 영향도 아울러 검토하였다.

2. 실험방법

2.1 시험편과 접합방법

접합재 시험편은 등을 중간층으로 한 질화규소(Si_3N_4)와 오스테나이트계 스테인레스강(SUS304)을 접합하여 제작하였으며 시험편 형상과 치수는 Fig. 1과 같고, 시험편의 재료특성은 실온에서 Table 1과 같다. 가공과정에서 발생하는 잔류응력을 제거하기 위하여, 접합하기 전에 상압소결 질화규소(Si_3N_4)를 랩핑가공 후 1000°C의 대기중에서 24시간 어닐링처리를 실시하였으며, 스테인레스강은 연삭가공 후 900°C의 대기중에서 1시간 노멀라이징처리를 실시한 후 접합하였다. 접합시 열팽창계수의 차이에 의하여 발생하는 접합잔류응력을 완화시키기 위하여 두께 0.5 mm의 동판을 중간층으로 사용하였다. 접합방법은 비교적 높은 강도와 신뢰성을 얻을 수 있는 활성금속법을 이용하였으며 접합조건은 Table 2와 같다.

2.2 열사이클 부하조건

접합재의 열사이클 처리는 PIB 실리콘니트 관상 전기로를 이용하여 200, 400, 500°C에서 각각 열처리하였다. 시험편의 산화를 방지하기 위하여 10% H_2-N_2 혼합가스 분위기중에서 열처리하였으며, 승온속도를 9.8°C/min으로 하여 열사이클을 1회 부하하였고, 각 온도에서 48시간 유지한 후 노냉하

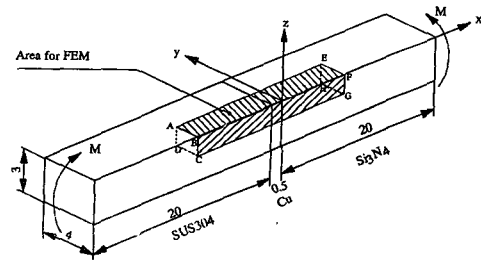


Fig. 1 Configuration of specimen(dimension in mm)

Table 1 Material properties

	Si_3N_4	Cu	SUS304
E(GPa)	304	108	193
ν	0.27	0.33	0.3
α (/K)	3.0×10^6	17.7×10^6	6.5×10^6

Table 2 Conditions of jointing

Brazing filler	Ti-Ni-Cu
Temperature	1073-1123K
Atmosphere	Vacuum, 1×10^{-5} torr
Interlayer	Cu(thickness 0.5 mm)

였다.

2.3 X선 잔류응력 측정방법

잔류응력측정은 Fig. 1의 시험편 표면 세라믹부의 단부근방($y=0.5$ mm)의 x 방향(BF)과 중앙선상($y=2$ mm)의 x 방향(AE선상)에 대하여 계면수직방향 잔류응력(σ_x)을 측정하였다. 측정에는 PSPC 미소부 응력측정장치(理學電機社製)를 이용하여 Table 3의 측정조건으로 열사이클 전의 23개의 시험편과 열사이클을 부하한 후의 12개 시험편에 대하여 실시하였다.

2.4 4점 굽힘시험

열사이클 후의 시험편 12개와 열사이클을 부하하지 않은 시험편 8개에 대하여 상온 대기중에서 접합부가 중앙에 위치하도록 하여 4점 굽힘시험을 시행하였다.⁽⁷⁾ 외부 span $L_1=30$ mm, 내부 span $L_2=10$ mm, cross head 속도를 0.5 mm/min으로 조절하였으며, 최대하중 P_{max} 로부터 식(1)에 의하여

Table 3 Conditions for X-ray stress measurement

System	PSPC/RSF system(Rigaku)
Characteristic X-ray	Cu-K α
Diffraction planes	β -Si ₃ N ₄ (323)
Filter	Ni
Tube voltage	35 kV
Tube current	40 mA
Collimeter	ϕ 0.5 mm
Method	Sin ² ψ iso-inclination method
Incident angle	$\psi=0, 15, 25, 35, 40, 45$
Fixed time	300 sec/ ψ
Stress constant	-806.5 MPa/deg
Peak position	Parabola Peak top method

굽힘강도 σ_b 를 산출하였다.

$$\sigma_b = 3P_{max}(L_1 - L_2) / 2WT^2 \quad (1)$$

여기서, W 와 T 는 시험편의 폭과 두께이고, L_1 , L_2 는 각각 하부, 상부의 지점간의 거리이다.

3. 유한요소해석

유한요소해석은 범용구조해석프로그램 MARC를 이용하여 열탄소성 해석에 의하여 우선 접합과정에 있어서 발생하는 접합잔류응력을 해석하였으며, 그 후, 열사이클과정에서의 접합잔류응력의 변화를 해석하였다.

세라믹과 금속의 접합은 고온(약 1100°C)에서 행하여지나, 고온에서는 브레이징 삼입금속이 액체이므로 강도를 갖지 않기 때문에 금속과 세라믹 둘다 자유로이 열변형하여 응력을 발생하지 않는다. 그러나, 냉각이 진행되어 브레이징 삼입금속이 강도를 갖기 시작하면 열팽창계수가 다른 세라믹과 금속이 접합면에서 열변형으로 서로 구속하게 되므로 응력이 발생된다.

따라서, 본 연구에서 냉각과정에서 브레이징삼입금속이 응고하여 강도를 갖기 시작하는 온도를 800 K(127°C)로 하고 이 온도로부터 상온 300 K(27°C)까지 서서히 냉각할 경우에 발생하는 접합잔류응력을 해석하였다. 또한, 그 후 이 접합재는 다시 각

각 400 K(127°C), 500 K(227°C), 600 K(327°C), 700 K(427°C)로 승온한 후 다시 상온 300 K(27°C)까지 냉각시켰을 때의 접합잔류응력의 재분포에 대하여 해석하였다.

이때, 온도변화는 충분히 완만하게 일어나 비정상 온도분포의 영향은 없는 것으로 하였다. 계산에 이용한 온도하강단계는 10°C로 하였으며, 브레이징 삼입금속 두께는 중간재 두께에 비하여 대단히 얇기 때문에 중간재(Cu)와 동일하게 변형한다고 가정하고 해석모델에는 브레이징 삼입금속을 포함하지 않았다. 또한, 응력해석은 평면 응력상태를 가정하여 계산하였고, 시험편의 대칭성을 고려하여 시험편 절반에 대하여 해석하였으며, 탄소성 해석에 있어서 소성변형과 응력의 관계는 변형률 증분 이론을, 항복조건으로는 Von Mises 항복조건을 사용하였다. 잔류응력은 계면으로부터 약 10 mm 이상 떨어진 영역에서는 계면의 영향이 거의 나타나지 않아 잔류응력이 0에 가까우므로 해석은 Fig. 1의 빗금친 계면근방의 표면 ABFE를 해석영역으로 하였다.

Fig. 2는 요소분할을 나타낸다. 응력이 집중되는 접합계면과 단부 근방의 요소는 보다 작게 분할하였다. 사용한 요소는 8절점 등방계수요소(isoparametric element)를 이용하였으며, 총요소수 540개, 총절점수 1749개, 최소요소 x, y 방향의 크기는 0.01858 mm, 0.02865 mm이다. 경계조건은 대칭조건을 고려하고 강체 운동만 방지하도록 하고, 이외의 변형은 자유로이 하였다.



Fig. 2 Mesh model used in FEM

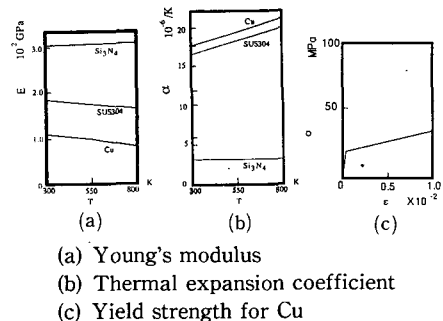


Fig. 3 Dependence of temperature on mechanical properties

각 재료의 종탄성계수와 열팽창계수의 온도의존성 및 등의 항복특성은 Fig. 3(a)~(c)와 같다.⁽⁸⁻⁹⁾ 또한, 푸아송비와 가공경화지수는 온도에 관계없이 일정하다고 가정하고 계산하였다. 등의 항복특성은 온도의존성을 나타내나, 문제를 간단히 하기 위하여 온도에 관계없이 일정하다고 가정하였으며, 경화측으로서서는 등방경화측을 사용하였다.

4. 실험결과 및 고찰

4.1 접합잔류응력의 측정 및 해석

Fig. 4는 유한요소법에 의하여 접합재의 단부와 중앙선상에 있어서 계면수직방향 잔류응력(σ_x)에 대하여 해석한 결과이다. 그림에서 보는 바와 같이 세라믹부의 잔류응력과 스테인레스강부의 잔류응력은 시험편의 중심에 대하여 거의 점대칭으로 분포되어 있다. 또한, 중앙선상에서의 잔류응력분포는 세라믹측에서 압축잔류응력이 발생하나, 스테인레스강측에는 인장잔류응력이 발생되어 시험편 전체적으로는 인장잔류응력과 압축잔류응력이 연속적으로 완만하게 분포하고 있다. 이에 반하여 단부 근방의 잔류응력분포는 스테인레스강측에서는 압축잔류응력이 발생되고 세라믹측에서 인장잔류응력이 발생되어 계면을 경계로 불연속적으로 분포되어짐을 알 수 있다. 이와 같은 해석결과는 栗田 등⁽¹¹⁾의 연구결과와 같은 경향을 나타냄을 알 수 있다.

이와 같이 접합잔류응력은 계면근방에 집중되며, 그 절대값은 단부 근방이 중앙선상 보다도 대단히 크다는 것을 알 수 있다. 특히, 접합재의 파단강도를 크게 저하시키는 인장잔류응력의 최대값은 세라믹부의 단부근방에서 발생되어짐을 알 수 있다. 따라서, 본 연구에서는 열사이클 전의 세라믹부의 인장응력이 크게 발생하는 세라믹부의 계면근방을 중심으로 하여 접합잔류응력 분포에 대하여 검토하였다.

Fig. 5는 열사이클 전의 중앙선상의 x 방향에 있어서 계면수직방향 잔류응력(σ_x)분포를 X선에 의하여 측정된 결과를 나타낸다. 그림에는 23개의 시험편 전부의 평균치와 변동범위(최대, 최소치)로서 표시하였다. 중앙선상의 σ_x 분포는 그림에서 보는 바와 같이 접합계면근방에서 최대 인장응력값을 나타내나, 계면근방에서는 응력구배가 대단히 크기 때문에 계면으로부터 멀어짐에 따라 급격히 감소하여, 계면으로부터 약 1.5~2 mm 떨어진 위치에서

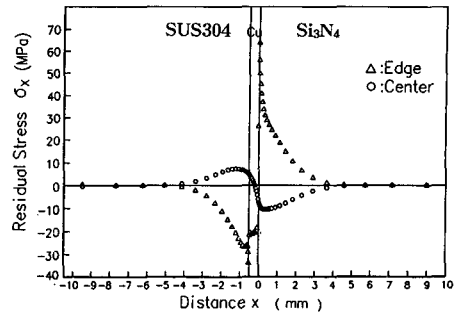


Fig. 4 Distribution of residual stress σ_x on $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{SUS304}$ joint specimen

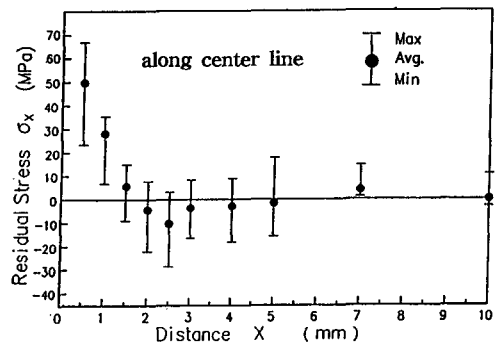


Fig. 5 Distribution of residual stress σ_x along the center line of the specimen without thermal cycle treatment by X-ray method

서 압축잔류응력으로 반전한 후, 계면에서 약 2.5 mm 떨어진 위치에서 최대 압축잔류응력을 나타낸다. 그 후 잔류응력은 다시 증가하여 계면에서 약 5 mm부근에서 압축잔류응력에서 인장잔류응력으로 변한 후, 그 후 잔류응력은 거의 변화없이 0에 가까운 값을 나타내었다.

Fig. 6은 열사이클 전의 단부 선상에 있어서 계면수직방향 잔류응력(σ_x)의 X선 측정결과를 나타낸다. 그림에서 보는 바와 같이 단부 선상의 σ_x 분포는 중앙선상에서의 잔류응력 분포와 거의 같은 경향을 표시하고 있다. 그러나 잔류응력 구배는 중앙부보다 다소 완만할 뿐만 아니라, σ_x 의 최대값은 단부가 중앙부보다도 훨씬 크다는 것을 알 수 있다. 이와 같이 단부가 중앙부에 비하여 계면근방에서의 최대 인장잔류응력이 크게 발생하는 원인은 중앙부에서는 열수축에 의한 구속이 두께방향(2방향)만으로 구속되어지나, 단부에서는 폭방향(1방향)과 두께방향(2방향)으로 구속되어지기 때문에 단부가 보다 잔류응력의 집중이 크다고 생각된다.

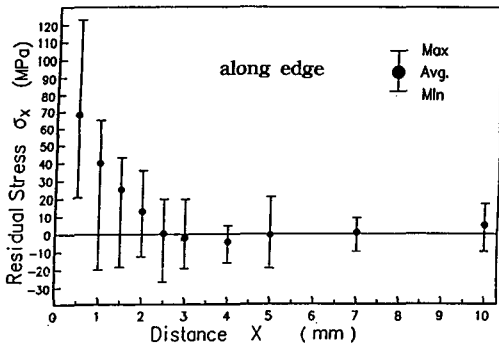


Fig. 6 Distribution of residual stress σ_x along the edge line of the specimen without thermal cycle treatment by X-ray method

(12) 이와 같은 결과로부터 열사이클에 따른 잔류응력변화에 대하여서는 보다 큰 응력집중을 보이는 단부 선상의 잔류응력을 중심으로 검토하였다.

Fig. 7(a)~(c)는 200, 400, 500°C의 단일 열사이클 처리후의 각 시험편에 대하여 단부 선상의 계면 수직방향 잔류응력(σ_x)을 Fig. 5, 6과 동일한 측정 조건으로 X선 응력측정한 결과이다. 그림에는 비교를 위하여 열사이클 전의 잔류응력 분포를 함께 표시하였다. 그림에서 보는 바와 같이, 열사이클 처리후의 잔류응력분포는 계면근방에서 최대 인장 잔류응력을 나타낼 뿐만 아니라, 계면근방에서 큰 응력구배를 표시하고 있어, 열사이클 처리전의 잔류응력분포와 거의 동일한 형태의 분포를 하고 있음을 알 수 있다. 또한, 접합계면 근방에서 발생하는 최대 인장잔류응력값은 열사이클 조건에 따라 다소 차이는 있으나 열사이클 후가 열사이클 전보다 확연히 높아, 열사이클 부하에 의하여 계면 접합잔류응력은 증가된다는 것을 알 수 있다. 이와 같이 열사이클 부하에 의하여 계면 접합잔류응력이 증가한다는 결과는 X선 실측결과뿐만 아니라, 유한요소해석에 의하여도 확인할 수 있었다.

Fig. 8(a)~(d)는 400 K(127°C), 500 K(227°C), 600 K(327°C), 700 K(427°C)의 열사이클 전후의 잔류응력분포를 유한요소해석한 결과이다. 그림에서 보는 바와 같이, 열사이클 전후의 잔류응력의 분포형은 거의 동일한 형태를 나타내며, 계면근방의 최대 인장잔류응력은 열사이클 후가 열사이클 전보다 명확히 증가하고 있음을 알 수 있다. 이와 같은 결과는 앞의 Fig. 7의 X선 실측결과와 정량적으로는 다소 차이가 있으나 정성적으로는 잘 일치

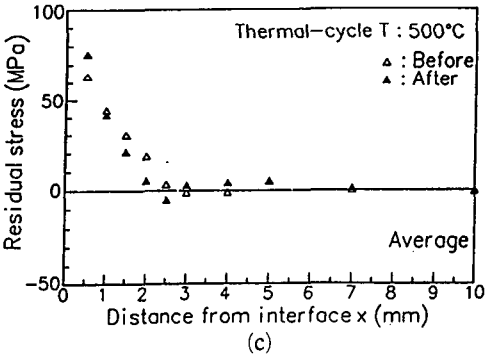
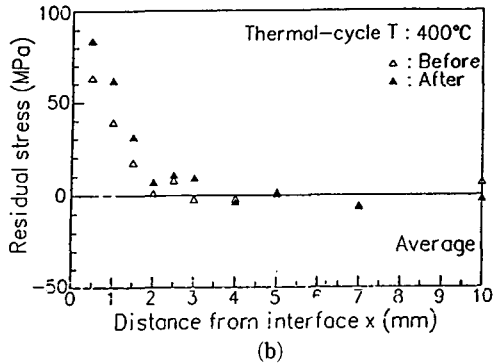
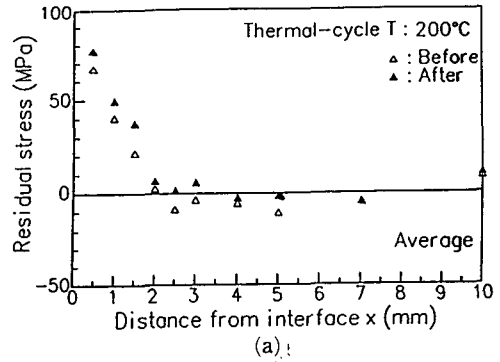


Fig. 7 Distribution of residual stress along the edge line of the specimen obtained by X-ray method after thermal cycle in various temperature

하고 있음을 알 수 있다.

한편, 이와 같은 열사이클 부하에 따른 잔류응력의 증가량을 Fig. 7, 8의 최대 인장잔류응력(계면에서 가장 가까운 측정점인 0.5 mm에서의 잔류응력값)을 이용하여 정리하면 Fig. 9와 같다. 그림에서 보는 바와 같이, 유한요소해석결과(○표)는 열사이클 후의 계면부근의 최대 인장잔류응력이 열사이클 온도에 거의 비례하여 선형적으로 증가하고 있다. 이에 반하여, X선 측정결과(△표)는 열사이

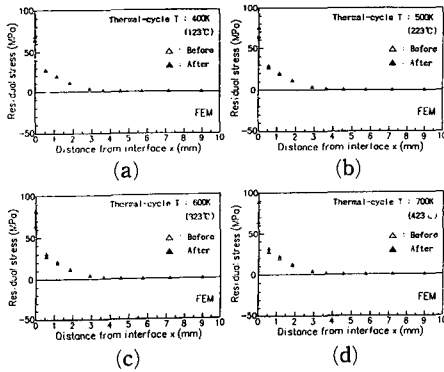


Fig. 8 The distribution of residual stress along the edge line of the specimen obtained by FEM after thermal cycle treatment in various temperature

클 전의 최대 잔류응력이 64 MPa이나, 200°C에서 75 MPa, 400°C에서 84 MPa, 500°C에서 76 MPa로 400°C까지는 일단 증가하다가 500°C에서 다소 감소하는 경향을 나타내었다. 이상과 같이 X선 실측결과와 유한요소해석 결과는 다소 크기의 차이는 있으나 두 결과 모두 열사이클 부하에 의하여 최대 인장잔류응력이 크게 증가된다는 것을 알 수 있다.

이와 같이 열사이클에 의하여 접합잔류응력이 높아지는 이유에 대하여 고찰하여 보면 중간층인 동의 탄소성 특성, 특히 가공경화에 의한 영향이라고 생각되어지며, (13) 이를 보다 체계적으로 설명하기 위하여 열사이클 과정에 있어서 세라믹측 계면과 단면의 교점근방에서의 상당응력과 상당 소성변형률의 관계를 검토하여 Fig. 10에 나타내었다. 그림에서는 설명을 보다 용이하게 하기 위하여 327°C의 열사이클의 경우만을 분리하여 표시하였다. 그림에서 보느냐와 같이, 우선 접합과정의 경우 접합온도 527°C로 부터 냉각함에 따라서 최초에는 탄성변형을 하나 약 517°C에서 인장축의 항복강도인 20 MPa에 해당하는 A점에 달하면 소성변형으로 바뀌어지고 더욱 냉각이 진행되면 소성변형이 점점 더 커져서 실온(27°C) B점에 이른다. 이와 같이 접합과정이 완료될 때 상당응력은 약 28 MPa가 된다. 이때, 상당응력과 상당소성변형의 관계가 이와 같이 일차적으로 나타나는 것은 실제로 동의 항복응력이 온도의존성을 표시하나, 본 연구에서는 문제를 간단하게 하기 위하여 온도에 관계없이 일정한 값으로 가정하여 계산하였기 때문이라 생각되며 이에 대한 보다 상세한 검토를 위하여 동의 항복응

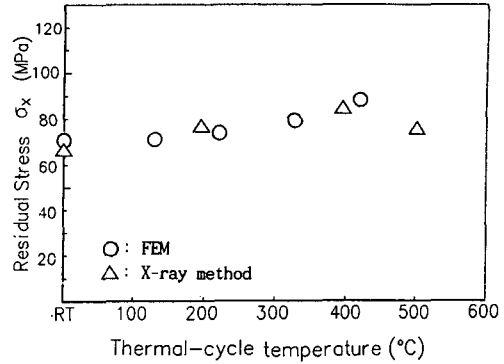


Fig. 9 Relation between thermal-cycle temperature and δ_x near interface

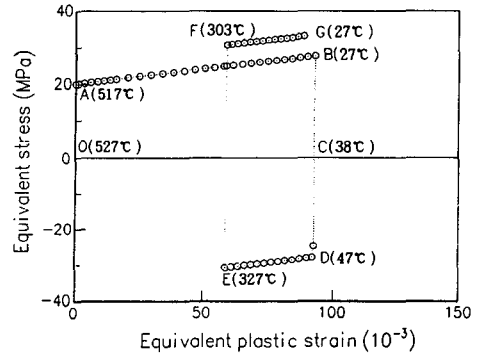


Fig. 10 The relation between equivalent stress and equivalent plastic strain of Cu during the thermal cycle at 327°C

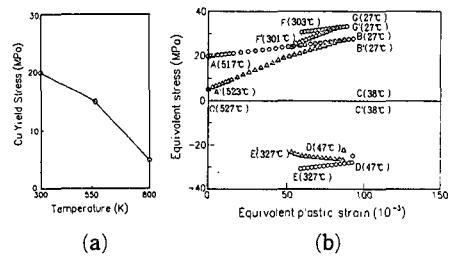


Fig. 11 The relation between equivalent stress and equivalent plastic strain of Cu during the thermal cycle under temperature effect

력의 온도의존성을 고려하여 계산할 필요가 있으며 이에 대하여서는 다음의 Fig. 11에서 상세히 설명하기로 한다. 이와 같이 접합을 완료시킨 후 다시 열사이클 부하에 의하여 온도를 상승시키면 최초에는 제하과정을 거쳐, 38°C에서 상당응력은 인장응

력에서 압축응력으로 반전이 되고 약 47°C에서 압축축의 항복점점 D에 도달하여 항복이 일어난다. 이때 D점의 동적 압축항복응력으로서 본 연구에서는 등방경화축을 이용하고 있기 때문에 -28 MPa로 하였으며, 또한 상당응력은 정의상 항상 +이므로, 응력의 반전을 표시하기 위하여 절대값이 가장 큰 주 응력이 압축응력의 경우를 편의상 -로 표시하였다. 그 후, 더욱 온도가 올라가면 소성변형률은 점점 감소하여 열사이클 가열온도인 327°C의 E점에 도달하게 되면 상당응력은 -31 MPa가 된다. 열사이클부하 후 다시 냉각시키면 상당응력은 다시 압축응력에서 인장응력으로 반전하여 약 303°C의 F점에서 인장 항복응력인 31 MPa에 달하게 되므로 F점부터 소성변형이 생기게 되며, 실온(27°C)까지 냉각하여 G점에 도달하면 상당응력은 약 33 MPa가 된다. 이상과 같이 열사이클 과정에 있어서 동적 상당응력에 대하여 검증하여 본 결과 열사이클 전의 상당응력은 28 MPa(B점)인데 반하여 열사이클 후의 상당응력은 33 MPa(G점)로 나타나 열사이클에 의하여 동적 가공경화됨으로써 항복응력이 약 15%정도 증가한 것을 알 수 있으며, 이것은 세라믹축의 잔류응력 증가량에 잘 대응하고 있으므로 이와같은 중간층인 동적 항복응력의 상승에 의하여 세라믹축의 잔류응력이 증가된다는 것을 알 수 있다.

한편, 앞에서 설명한 바와 같이 동적 가공경화거동을 보다 상세히 검토하기 위하여 동적 항복응력의 온도의존성을 고려하여 검토하여 본 결과는 Fig. 11과 같다. 그림에서 (a)는 온도에 따른 동적 항복강도의 변화를 나타내며 (b)는 해석한 그 결과를 나타낸다. 비교를 위하여 온도의존성을 고려한 경우는 Δ 표로, 온도의존성을 고려하지 않은 경우는 \circ 표로 나타내었다. 그림에서 보는 바와 같이 고온에서의 상당응력은 동적 항복강도의 온도의존성의 영향이 나타나고 있으나, 상온에서는 그 영향이 거의 나타나지 않고 있음을 알 수 있다. 즉, \bar{A} 점의 상당응력은 항복강도의 온도의존성에 의하여 상온의 항복강도인 A점 보다 훨씬 낮은 값을 나타낸 후, 온도의존성을 고려하지 않은 경우와는 달리 완만한 포물선을 그리며 증가하여, 상온에서는 상온의 항복응력에 지배되어 \bar{B} 점과 B점의 상당응력은 거의 일치한다. 또한, 열사이클 과정에 있어서도 온도상승에 따라 \bar{D} , \bar{E} 의 상당응력은 D, E에 비해 저하하고, \bar{F} 점에서도 F점보다 낮은 값을 나

타내지만, 실온에서는 \bar{G} 점과 G점의 값은 거의 일치하고 있음을 알 수 있다. 이와 같이 고온하에서는 다소 값의 차이를 보이지만, 동적 가공경화 경향은 그림에서 보는 바와 같이 동일하게 B와 \bar{B} 점에서 G와 \bar{G} 점으로 상승하고 있어 동적 항복강도의 온도의존성을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우 모두 열사이클 부하에 의하여 동적 가공경화되는 정도는 거의 같은 결과를 나타낸다는 것을 알 수 있다. 따라서, 세라믹축의 잔류응력 계산에는 동적 항복응력의 온도의존성을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우 모두 같은 계산결과가 얻어질 것이므로 본 연구에서는 계산을 간단하게 하기 위하여 동적 항복응력을 온도에 관계없이 일정하다고 가정하여 계산하였다.

이상과 같이 본 연구에서는 열사이클을 1회 부하하였을 때의 잔류응력변화에 대하여 검토하였으나, 실제로 세라믹/금속접합재를 가스 터빈 등에 사용할 경우, 열사이클을 1회만을 부하하지 않고, 반복 열사이클 부하조건에서 사용하게 되므로 실제로 반복 열사이클 부하에 관하여 보다 많은 연구가 필요하다고 할 수 있다. 그러나, 반복 열사이클에 대한 연구에는 많은 시간과 복잡한 해석이 필요하다고 할 수 있으며, 아울러 동적 반복 경화과정에 대하여 상세한 검토가 병행되어야 한다고 할 수 있다. 曠中⁽¹⁴⁾ 등은 동적 반복 경화과정에 대하여 초기의 급속경화시기와 경화률이 서서히 감소하는 경화과도시기, 그리고 경화률이 거의 0으로 되는 경화포화시기의 3단계로 나눌 수 있다고 지적하고 있다. 즉, 반복 열사이클에 대한 영향에 관하여 해석할 경우, 본 연구와 같이 등방경화축을 사용하여 해석한다면 열사이클 횟수가 많아질수록 세라믹축의 잔류응력은 계속적으로 증가하여 실제와는 전혀 다른 결과를 얻게 된다는 것을 알 수 있다. 그러므로, 실제로 최초의 열사이클에서는 본 연구와 같이 등방경화축을 적용할 수 있으나 열사이클 횟수가 증가함에 따라 복합경화축으로 변화되어 최종적으로는 이동경화축을 적용한 계산이 필요하다고 할 수 있다. 따라서, 본 연구자는 반복 열사이클에 관하여 이와같은 구성방정식 문제를 포함한 보다 상세한 해석에 관하여 X선 실측의 실험적 연구는 물론 전반적인 검토를 현재 수행하고 있다.

4.2 접합재의 파단강도평가

열사이클 부하가 접합재의 파단강도에 미치는 영

향을 검토하기 위하여 각 온도에서 열사이클 부하 후의 시험편 12개와 열사이클을 부하하지 않은 시험편 8개 등 모두 20개 시험편에 대하여 4점 굽힘 시험을 한 결과는 Table 4와 같다. 표에서 알 수 있는 바와 같이, 파단강도는 열사이클을 부하하지 않은 시험편의 평균강도는 약 385 MPa인데 반하여 열사이클 부하후의 평균강도는 각각 363, 251, 350 MPa로 열사이클 부하에 의하여 접합재의 파단강도가 저하되었음을 알 수 있다. Fig. 12는 열사이클 온도와 파단강도의 관계를 나타낸다. 그림에서 보는 바와 같이 파단강도는 열사이클 처리온도가 높을수록 저하하여 400°C에서 최저값을 나타낸 후, 500°C에서 다소 증가하는 경향을 나타낸다. 이것은

Fig. 8의 열사이클 부하에 따른 잔류응력 증가경향과 거의 일치하는 경향을 나타냄을 알 수 있다.

이와 같이 400°C에서 극히 낮은 파단강도를 나타내는 원인에 대하여서는 잔류응력증가에 따른 강도의 저하와 같이 역학적 특성으로 간단히 설명할 수 있지만, 고온 열처리에 의한 중간층인 동의 재결정 및 산화 그리고 계면반응생성물 등 미세적인 고찰

Table 4 The results of bending test

Spec. No.	Thermal cycle Temp. (°C)	Bending strength (MPa)	Maximum residual stress(MPa)	Fracture mode
1	200	285	89	b
2	200	392	68	a
3	200	359	69	b
4	200	415	79	a
5	400	225	86	b
6	400	252	92	a
7	400	264	75	a
8	400	215	84	b
9	500	322	80	b
10	500	336	82	a
11	500	375	67	a
12	500	367	76	a
13	none	360	55	a
14	none	354	73	a
15	none	408	62	a
16	none	417	52	b
17	none	412	67	a
18	none	403	67	a
19	none	380	73	a
20	none	353	66	a

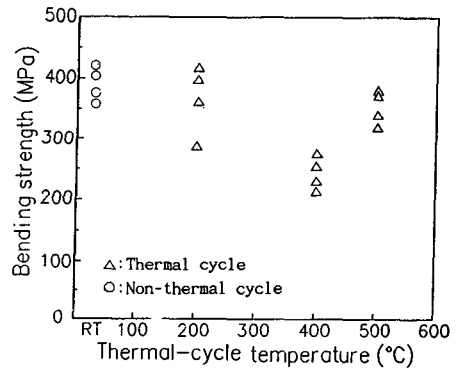


Fig. 12 The relation between bending strength and thermal cycle temperature

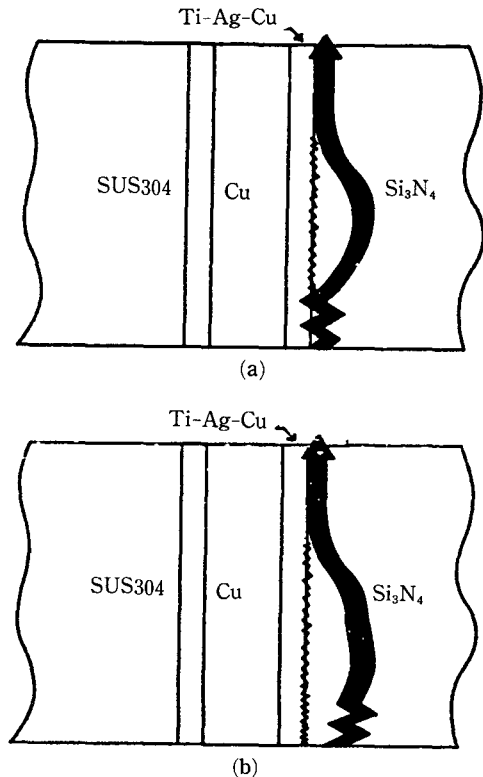


Fig. 13 Model of fracture mechanism

을 통한 상세한 원인 규명이 금후 필요하다고 생각된다.

Fig. 13은 접합재의 4점 굽힘파괴시험 후의 파단면을 관찰하여 파괴과정을 모식적으로 표시한 것이다. 접합재의 파단면을 관찰한 결과 파괴기점은 모든 시험편이 세라믹층의 계면근방이었으나, 파괴형태는 크게 (a), (b) 두가지 형태로 분류되었다. 즉, (a)의 세라믹층의 계면단부를 파괴기점으로 하여 균열이 발생한 후 계면을 따라 조금 안정성장을 한 후, 세라믹내부로 진입하여 세라믹내부를 진전하다 최종 파괴에 이르러서는 다시 계면으로 되돌아와 계면에서 파괴하는 형태와 (b)의 계면근방의 세라믹표면 또는 표면직하를 파괴기점으로 하여 균열이 발생한 후, 세라믹내부로 진전하다가 최종 파괴에 이르러서는 계면으로 되돌아와서 계면에서 파괴되는 형태이다.⁽¹⁵⁾ 이와 같은 각 시험편의 파괴형태를 구분하여 Table 4에 표시하였으며, 파괴형태에 따라 굽힘강도를 비교하여 보면 표에서 보는 바와 같이 (b)형의 파괴가 (a)형 파괴보다 낮은 굽힘강도를 나타내는 것을 알 수 있다. 이와 같이 (b)형의 파괴강도가 낮게 나타나는 것은 (b)형은 대체적으로 세라믹층에서 발생된 인장잔류응력이 높기 때문에 이와 같은 높은 인장잔류응력으로 인하여 이미 굽힘시험 전에 시험편 표면직하에서 균열이 생성되어 있어 이것을 기점으로 하여 파괴가 일어나므로 접합재의 파단강도가 낮아지는 것으로 생각되어진다.

접합재의 굽힘강도에 미치는 잔류응력의 영향을 검토하기 위하여 굽힘시험을 실시한 모든 시험편에 대하여 굽힘강도와 계면근방의 최대 인장잔류응력

의 관계를 검토하여 본 결과는 Fig. 14와 같다. 그림에서 보는 바와 같이 굽힘강도는 계면근방 인장잔류응력이 증가함에 따라 선형적으로 저하하고 있음을 알 수 있다. 이와같은 결과는 淺見,⁽¹⁶⁾ 小林⁽¹⁷⁾ 등의 결과와 잘 일치한다. 한편, 밴드(band)를 보다 세분하여 보면 잔류응력과 파단강도는 파괴형태에 따라 두개의 직선으로 구분할 수 있다. 즉, 그림에서 두개의 직선은 각각 파괴형태가 (a)의 경우와 (b)의 경우를 표시하고 있으며, 굽힘강도는 (b)의 경우가 낮지만 굽힘강도에 미치는 잔류응력의 영향은 (a)와 (b)의 경우에서 변함이 없음을 알 수 있다.

4. 결 론

동을 중간재로 한 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{SUS304}$ 접합재에 200, 400, 500°C에서 열사이클을 1회 부하한 경우에 대하여 열사이클 전후의 접합잔류응력의 변화를 X선 응력측정과 유한요소법으로 해석을 하고, 4점 굽힘시험을 통하여 굽힘강도에 미치는 열사이클의 영향을 검토한 결과는 다음과 같다.

- (1) 접합재의 파단강도에 가장 큰 영향을 미치는 계면 수직방향 잔류응력 σ_x 는 세라믹층의 접합계면 근방에서 인장잔류응력이 발생되고 그 최대값은 시험편 단부 접합계면근방에서 발생된다.
- (2) 세라믹층의 접합계면에서의 인장잔류응력 분포는 열사이클에 의하여 분포형태는 변하지 않지만 그 크기는 열사이클 부하에 의하여 증가하였다.
- (3) 열사이클 후의 잔류응력분포에 대한 X선응력측정 결과와 유한요소해석 결과는 정성적으로 잘 일치하였다.
- (4) 열사이클 전후의 굽힘강도를 비교하면 열사이클 부하에 의하여 접합재의 굽힘강도는 저하하였다.
- (5) 접합재의 굽힘강도는 계면근방 최대 인장잔류응력과 상관관계가 있으며, 최대 인장잔류응력이 증가함에 따라 선형적으로 저하하고, 파괴형태에 따른 영향이 존재하였다.

후 기

본 논문은 1993년도 한국학술진흥재단 지방대육성과제 학술연구조성비에 의하여 수행하였으며, 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

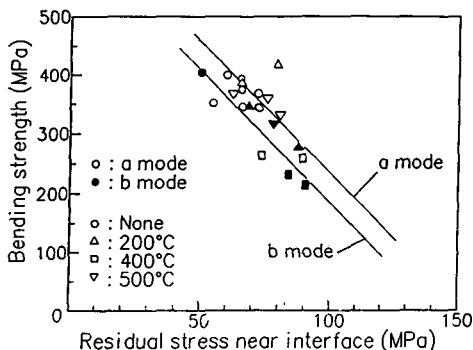


Fig. 14 The relation between bending strength and residual stress near interface

참고문헌

- (1) 西口, 伊藤, 高村, 野口, 1990, “高加速, 高信頼性 小型 セラミック, ターボチャージャの開発, 日本機械學會誌, Vol. 93, No. 858, p. 378.
- (2) 張炳祿, 柳然澈, 1991, “금속/세라믹 접합기술,” 大韓金屬學會會報, Bull. of the Korean Inst. of Metals, Vol. 4, No. 1
- (3) Dalglish, B. J, LU, M. C and Evans, A. G, 1988 “The Strength of Ceramics Bonded with Metals,” *Acta Metall.* 36, pp. 2029~2035.
- (4) 김영식, 1991, “異種材 接合部の 強度評價,” 大韓機械學會 1991년도 春季學術大會 論文集 (I), pp. 375~383
- (5) 小林英男, 荒居善雄, 1991, “X-線法によるラミックス金屬接合材の残留應力の測定と評價” 日本機械學會論文集, 제57卷 제536號, pp. 173~187
- (6) 류지호, 강춘식, 김종영, 1989, “플라즈마 용사법에 의한 지르코니아 코팅에서의 잔류응력에 대한 연구,” 大韓溶接學會誌, 제7卷 제4號, pp. 46~55
- (7) JIS-R-1601-1981, “ファインセラミックスの曲げ強さ試験力法”
- (8) 김석주, 조상명, 김영식, 1991, “세라믹과 鋼 접합부의 열응력해석에 관한 연구,” 大韓機械學會, 1991年度 春季學術大會 論文集(I), pp. 419~422
- (9) 荒居善雄, 小林英男, 1993, “ヤラミックス/金屬接合残留應力の弾塑性特異性に及ぼす接合材寸法の影響,” 日本機械學會論文集, 제59卷, 제559號, pp. 131~137
- (10) 栗田政則, 1990, “窒化けい素と炭素鋼の接合材の残留應力分布,” 日本機械學會論文集, 제56卷 제524號, pp. 298~303
- (11) 栗田政則, 米田清博, 飯島純, 齊藤明, 1993, “窒化けい素と炭素鋼のろう付けによる接合材の三次元残留應力解析,” 日本材料學會, Vol. 42, pp. 620~626
- (12) 박영철, 오새욱, 허선철, 조용배, 1994, “Si₃N₄/SUS304 접합재의 잔류응력 및 강도평가,” 대한기계학회논문집, 제18권 제1호, pp. 101~112
- (13) 岸本喜久雄, 杉田莊志, 納富充雄, 小泉堯, 1992, “有限要素法による異種接合材の弾塑性解析,” 日本機械學會論文集, 제58卷 제550號, pp. 71~78
- (14) 幡中, 藤滿, 澄川, 1989, “銅の繰返硬化學動の結晶塑性的數値シミュレーション,” 日本機械學會論文集, 제55卷 제512號, A, 1000
- (15) 小林, 他, 1993, “セラミック部材接技術の試験評價方法の研究報告書,” 日本溶接協會, pp. 331~351
- (16) 淺見, 白木, 1993, “S45C/Si₃N₄/S45C接合體の引張破斷應力に及ぼす残留應力の影響,” 日本機械學會論文集, 제59卷 제561號, pp. 1202~1207
- (17) 小林, 中寸, 轟, 杵, 小出, 谷合, 1994, “セラミックス/金屬接合材の曲げ強度に及ぼす切斷加工と寸法の影響,” 日本機械學會論文集, 제60卷 제5號, pp. 66~70