

<논 문>

세라믹/금속접합재의 고온 열사이클에 따른 잔류응력분포 및 굽힘강도 특성

박영철* · 허선철** · 부명환*** · 김현수* · 강재욱**

(1996년 5월 9일 접수)

Characteristics of Bending Strength and Residual Stress Distribution on High Thermal Cycle of Ceramic and Metal Joint

Young-Chul Park, Sun-Chul Hue, Myoung-Hwan Boo, Hyun-Su Kim and Jae-Wook Kang

Key Words : Si₃N₄/STS304 Joint (세라믹/금속접합재), Residual Stress Distribution (잔류응력 분포), X-Ray Stress Measurement (X선 응력측정), 4-Point Bending Test (4점 굽힘시험), Fracture Strength (파단강도)

Abstract

Since the ceramic/metal joint material is made at a high temperature, the residual stress develops when it is cooled from bonding temperature to room temperature due to remarkable difference of thermal expansion coefficient between ceramic and metal. As residual stress at ceramic/metal joints influences the strength of joints, it is important to estimate residual stress quantitatively. In this study, it is attempted to estimate joint residual stress of Si₃N₄/STS304 joints quantitatively and to compare the strength of joints. The difference of residual stress is measured when repeated thermal cycle is loaded, under the conditions of the practical use of the ceramic/metal joint. The residual stress increases at 1 cycle of thermal load but decreases in 3 cycles to 10 cycles of thermal load. And 4-point bending test is performed to examine the influence of residual stress on fracture strength. As a result, it is known that the stress of joint decreases as the number of thermal cycle increases

1. 서 론

세라믹은 일반 재료에 비하여 가볍고, 내마모성, 내식성, 내열성 등이 우수하기 때문에 집적회로기판, 압전소자, 센서, 절삭공구, 단열재, 가스터빈 등 고강도 및 내열성이 요구되어지는 구조물에 금

속재료를 대신해서 세라믹의 적용이 활발히 검토^(1~5)되어지고 있으며, 현재 실용화단계에서 부분적으로 사용되고 있는 것도 있다. 그러나, 세라믹은 경량, 내마모성, 내열성 등이 우수한 반면에 가공이 어렵고, 내충격, 인장력 등에 대단히 취약하기 때문에 일반 구조용 재료로서 사용하기에는 대단히 어렵다. 따라서 이러한 세라믹을 보완할 수 있는 비교적 인성이 풍부한 금속과의 접합재로서 세라믹/금속접합재를 구조물에 사용한다면 세라믹의 우수한 특징과 단점을 보완하는 재료로서 실구조물에 사용

*회원, 동아대학교 기계공학과

**회원, 동아대학교 대학원

***金澤大學 大學院

Table 1 Material properties of specimen in room temperature

	Si ₃ N ₄	Cu	STS304
E (GPa)	304	108	193
ν	0.27	0.33	0.3
α (/K)	3.06×10^{-6}	17.7×10^{-6}	16.5×10^{-6}

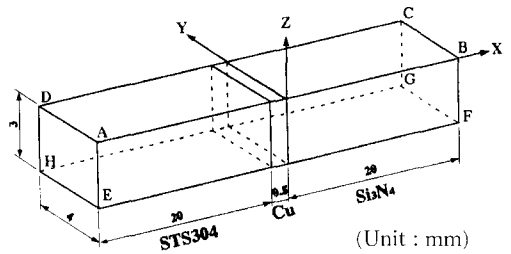
Table 2 Conditions of joining

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

될 수 있기 때문에 이에 대한 연구^(6~10)가 많이 행해지고 있다.

그러나, 세라믹/금속접합재는 접합시에 고온에서 접합되어지기 때문에 냉각시에 세라믹과 금속의 열팽창계수의 차이로 인하여 양 재료의 소성구속에 의한 접합잔류응력이 발생하며, 이때 세라믹측에 발생하는 인장잔류응력은 접합재의 파괴강도를 크게 저하시키게 된다.^(11~14) 따라서 세라믹/금속접합재에 대하여 접합잔류응력을 완화시키는 방안에 대한 연구가 접합기술측면에서 많이 수행되어지고 있으며,^(15~17) 특히 접합재의 잔류응력의 크기와 분포를 정확히 파악한다면 접합강도의 향상과 신뢰성을 충분히 확보할 수 있을 것이라 생각된다. 접합계면에서의 잔류응력을 측정하는 방법으로는 초음파법, X선 회절법, IF법 등이 있으나, 재료표면의 국소 잔류응력을 비파괴적으로 측정할 수 있는 X선 회절법이 접합계면에서 발생하는 불균일한 잔류응력 분포의 측정에 가장 적합한 방법⁽¹⁸⁾이므로 본 연구에서는 X선에 의한 응력측정법으로 접합계면에서 발생하는 접합잔류응력을 측정함으로써 접합재의 잔류응력분포에 관한 연구를 하고자 한다.

한편, 세라믹/금속재료를 구조용재료로 사용하기 위해서는 사용중에 발생할 수 있는 열사이클피로, 응력부식균열, 크리프 등 장시간 사용상 발생할 수 있는 문제들에 대해서 충분한 검토가 선행되어야 한다. 일반구조물에서 가장 광범위하게 접합재의 강도에 영향을 미치는 것은 열사이클 피로이며, 이에 대한 연구가 반드시 필요하다. 특히, 열사이클 부하에 의해 접합재의 강도는 저하할 것으로 생각

**Fig. 1** Configuration of ceramic/metal joint specimen

되어지나, 이에 대한 연구가 대단히 미흡하다.

따라서, 본 연구에서는 Si₃N₄/STS304 접합재를 사용하여, 접합후에 200°C, 300°C, 400°C, 500°C에서 열사이클을 1사이클, 3사이클, 10사이클을 가하였을 때 잔류응력분포의 변화를 명확히 밝히기 위하여 PSPC형 X선 측정장치를 이용하여 접합계면의 잔류응력분포를 검토하였다. 또한, 4점 굽힘시험을 통하여 각 온도에서의 열사이클 부하로 인한 접합재의 열화정도를 정량적으로 평가함과 동시에 파면해석을 통하여 파괴기구를 명확히 밝혀냄으로써, 열사이클 온도와 열사이클 반복회수에 따른 잔류응력분포의 변화와 이러한 잔류응력이 접합재의 강도에 미치는 영향에 대하여 명확히 밝혔다.

2. 실험방법

2.1 시험편과 접합방법

접합재 시험편은 동을 중간층으로 한 질화규소(Si₃N₄)와 오스테나이트계 스테인레스강(STS304)을 활성금속법을 이용하여 접합하여 제작하였으며, 시험편 형상과 치수는 Fig. 1과 같다. 각 재료의 탄성계수값과 푸아송비, 열팽창계수 등 시험편의 재료특성은 Table 1과 같으며, 가공과정에서 발생하는 잔류응력을 제거하기 위하여 접합하기 전에 질화규소를 랩핑가공 후 1000°C의 대기중에서 24시간 어닐링처리를 실시하였다. 그리고 스테인레스강은 연삭가공 후 900°C의 대기중에서 1시간 노멀라이징 처리를 실시한 후 접합하였다. 접합시 양재료의 열팽창계수의 차이로 인하여 발생하는 접합잔류응력을 완화시켜 주기 위하여 연성금속을 중간재로 삽입하면 중간재의 탄소성변형으로 접합잔류응력이 완화되므로 중간재로서 연성금속인 두께 0.5 mm의 동판을 사용하여 제작하였다. 접합방법은 비교적 높은 강도와 신뢰성을 얻을 수 있는 활성금속법

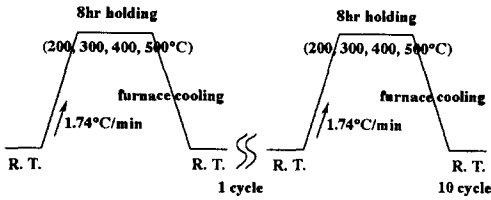


Fig. 2 Diagram of heat cycle

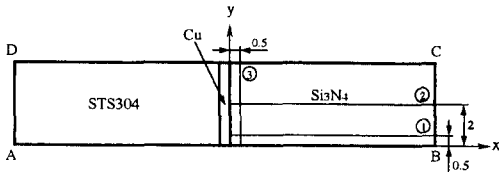


Fig. 3 Measurement positions of residual stress

을 이용하였으며, 접합조건은 Table 2와 같다. 특히, 접합재에서 접합과정 중에 생성되는 접합계면의 석출물, 화학물 등은 접합재의 강도에 큰 영향을 미치기 때문에 세라믹과 중간재인 동과 화학결합하는 Brazing filler로 Ti-Ag-Cu를 사용하였다.

2.2 열사이클 부하조건

접합재의 열사이클 부하는 PIB 실리콘니트 관상 전기로를 사용하여 각각의 시험편에 대하여 200°C, 300°C, 400°C, 500°C에서 열사이클을 가한 모식도는 Fig. 2와 같다. 먼저 200°C의 경우 가열은 그림에서 보는 것처럼 상온에서 분당 1.74°C씩 승온하여 200°C까지 도달하면 노안의 온도를 200°C로 유지시켜 8시간 유지후 노냉(furnace cooling)을 하여 실온까지 냉각한 경우를 1사이클로 하였고, 이러한 과정을 반복하여 최대 10회까지 열사이클을 반복 부하하였다. 300°C, 400°C, 500°C의 경우도 각각 승온속도를 200°C와 같이하여 각각의 온도까지 도달하면 노냉하여 상온에 이르는 과정을 1사이클로하여 10회까지 반복 부하하였다.

2.3 X선 잔류응력 측정방법

접합재의 잔류응력 측정은 다결정 재료의 국소부분의 잔류응력을 비파괴적 방법으로 측정가능한 X선에 의해 잔류응력을 측정하였다. 특히 본 연구에서는 입사각의 조절이 가능하고 미소 X선을 발생시킬 수 있는 Rigaku PSPC형을 이용하였으며, 이론적 측정원리는 다결정체에서 응력에 의해 발생하는 특정면간 거리의 변화를 X선 입사각 ψ 의 변화에 대한 회절 peak (2θ)의 이동을 측정함으로써

Table 3 Conditions for X-ray stress measurement

System	PSPC/PSF 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	$\sin^2\psi$ iso-inclination method
Incident angle	$\psi = 0, 15, 25, 35, 40, 45$
Fixed time	300 sec/1 ψ
Stress constant	-806.5 MPa/deg
Peak position	parabola peak top method

잔류응력을 계산하는 $\sin^2\psi$ 법으로서 이때 응력의 절대치는 아래식에 의해서 계산된다.

$$\sigma_R = \frac{-E}{2(1+\nu)} \cdot \cot\theta \cdot \frac{\pi}{180} \left(\frac{\partial^2\theta}{\partial \sin^2 2\theta} \right) = K \cdot \frac{\partial^2\theta}{\partial \sin^2 2\theta}$$

여기서,

- σ_R : 잔류응력
- ν : 푸아송비
- ψ : X선 입사각
- E : 탄성계수
- θ : 표준 브래그각
- K : 응력계수

Fig. 3은 접합재의 잔류응력을 측정하기 위한 측정위치를 나타내고 있다. 그림에서 보는 바와 같이 잔류응력은 3가지 방향에서의 계면수직방향 잔류응력 σ_x 를 측정하였다. 표면잔류응력은 σ_x , σ_y 의 각각의 성분이 존재하나 강도평가를 할 경우 4점 굽힘시험시 시험편의 하부에 기계적 하중에 의한 인장력이 작용하고 이러한 인장력과 접합계면에 수직방향 잔류응력 σ_x 값이 중첩되어 접합강도가 저하하므로 본 연구에서는 잔류응력 σ_x 값에 대하여 중점적으로 연구하였다. 시험편 표면 세라믹부의 단부선상에서는 ①과 같이 $y=0.5$ mm에서 x 방향을 따라 $x=0.5, 1, 1.5, 2, 2.5, 3, 5, 7$ mm인 점에 대하여 계면수직방향 잔류응력(σ_x)을 측정하였고,

중양선상은 ②와 같이 $y=2\text{ mm}$ 에서 x 방향을 따라 $x=0.5, 1, 1.5, 2, 2.5, 3, 5, 7\text{ mm}$ 인 점에 대하여 계면수직방향 잔류응력(σ_x)을 측정하였다. 또한, 접합계면 근방의 응력상태를 보다 정확히 파악하기 위하여 ③과 같이 $x=0.5\text{ mm}$ 에서 y 방향으로 $x=0.5, 1, 1.5, 2, 2.5, 3, 3.5\text{ mm}$ 에서 접합계면에 수직방향의 잔류응력(σ_x)을 측정하였다.

X선 잔류응력 측정에는 PSPC형 미소부 응력측정장치를 이용하였으며, 잔류응력값의 계산에는 Peak top method를 이용하였다. 잔류응력 측정조건은 Table 3과 같으며, 각 온도 $200^\circ\text{C}, 300^\circ\text{C}, 400^\circ\text{C}, 500^\circ\text{C}$ 에서 1, 3 10사이클의 열사이클을 부가한 후의 시험편과 열사이클 부가전의 접합시험편에 대하여 잔류응력을 각각 측정하였다. 잔류응력 측정에 있어서 측정오차는 시험편 자체의 산포, 측정오차의 고유오차, 측정위치의 선정오차 등의 여러가지 측정오차가 존재할 수 있으며, 본 연구에서의 측정오차 범위는 $\pm 8.6\text{ MPa}$ 이었다.

2.4 4점 굽힘시험

접합후 열사이클을 부하하지 않은 시험편과 열사이클을 각 온도에서 1, 3, 10사이클을 부하한 시험

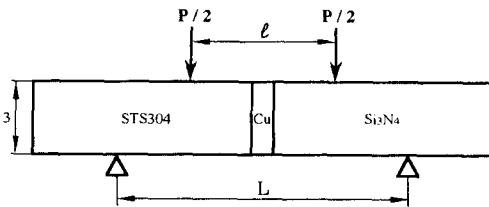


Fig. 4 Geometry of 4 point bending test specimen

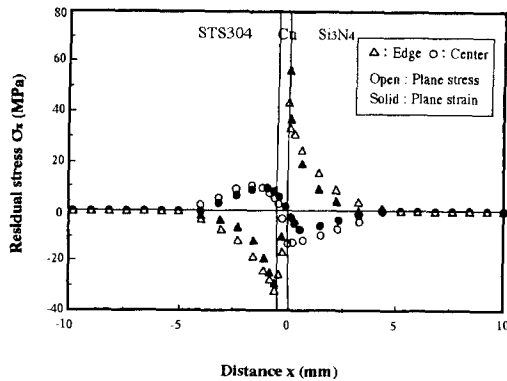


Fig. 5 Distribution of residual stress σ_x of the joint specimen by FEM

편에 대하여 JIS R1601⁽¹⁹⁾에 준하여 대기중 실온에서 접합부가 중앙에 위치하도록 하여 4점 굽힘시험을 수행하였다. Fig. 4는 4점 굽힘시험을 한 모식도를 나타내며, Cross head 속도는 0.5 mm/min 으로 조절하였으며, 최대하중 P_{max} 로부터 아래와 같은 식에 의해서 굽힘강도 σ_b 를 측정하였다.

$$\sigma_b = 3P_{\text{max}}(L-l)/2WT^2$$

단, W와 T는 시험편의 폭과 두께

L=하부 지점간의 거리

l=상부 지점간의 거리

3. 실험결과 및 고찰

3.1 접합계면의 잔류응력분포

접합과정중에 발생하는 접합잔류응력 σ_x 의 분포를 유한요소법에 의해 수치해석한 결과는 Fig. 5와 같다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 세라믹부의 잔류응력과 스테인레스부의 잔류응력은 시험편의 중심에 대하여 거의 점대칭으로 분포되어 있다. 잔류응력분포는 중앙선상에서는 세라믹부가 압축잔류응력을 나타내나, 스테인레스부는 인장잔류응력이 발생되어 시험편 전체는 인장잔류응력과 압축잔류응력이 연속적으로 완만하게 분포하고 있다. 이에 반하여, 단부근방의 잔류응력분포는 스테인레스부에서 압축잔류응력이 발생하고, 세라믹부에서 인장잔류응력이 발생되어 계면을 경계로 불연속적으로 분포되어 있음을 알 수 있다. 이와 같이 유한요소해석의 결과 최대 인장응력값은 세라믹측 계면근방에서 발생하며 또한 굽힘강도시험을 할 경우 굽힘강도를

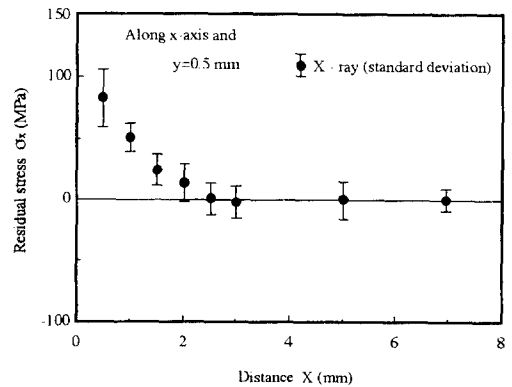


Fig. 6 Distribution of residual stress σ_x along X-axis ($y=0.5\text{ mm}$)

저하시키는 것은 세라믹측의 인장응력인 계면수직 방향 잔류응력 σ_x 값이므로 본 연구에서는 세라믹측 계면근방을 중심으로 연구하였다.

접합후 세라믹측 계면근방에 발생하는 접합잔류응력을 측정된 결과는 다음과 같다. Fig. 6은 접합후 단부근방의($y=0.5$ mm)의 x 방향에 있어서 계면수직방향 잔류응력 σ_x 분포를 측정된 결과를 나타낸다. 그림에서 보는 바와 같이 접합계면 근방에서 최대 인장응력값을 나타내나, 계면근방에서는 응력구배가 대단히 크기 때문에 계면에서 멀어짐에 따라 급격히 감소하여, 계면에서 약 5 mm 부근에서 0에 근접하며, 그후 잔류응력은 거의 변화없이 0에 가까운 값을 나타낸다. 한편, σ_x 의 변동범위는 잔류응력이 인장값을 나타내는 $x \leq 2.5$ mm 영역에서는 대체로 큰 값을 나타내며, 그 변동폭은 계면에 가까울수록 현저하게 커진다는 것을 알 수 있다.

한편, 본 측정에서 x 선 강도의 통계변동에 기인하는 측정오차⁽²⁰⁾의 표준편차는 ± 8.6 MPa였다. 이와같은 통계변동에 기인하는 측정오차를 기준으로 하여 각 영역에서의 표준편차를 비교하여 보면, 계면에서 비교적 멀리 떨어진 $x \geq 2.5$ mm의 영역에 있어서 σ_x 의 표준편차는 이 값보다 약간 크거나 거의 같지만, 계면근방의 $x \leq 2.5$ mm의 영역에 있어서 표준편차는 통계변동에 기인하는 8.6 MPa보다 대단히 크다는 것을 알 수 있다. 따라서 계면에서 멀리 떨어진 $x \geq 2.5$ mm 영역에서의 변동은 주로 X선 응력측정의 고유변동에 기인하는 편차라고 생각할 수 있으나, 변동폭이 큰 계면근방에서의 $x \leq 2.5$ mm 영역에서의 오차는 통계변동에 기인하는 오차보다도 응력구배가 대단히 큰 점을 감안하여

본다면 측정위치에 따른 오차와 접합상태에 기인하는 오차들이 σ_x 의 편차에 보다 더 크게 기여하고 있다는 것을 알 수 있다.

Fig. 7은 접합후 세라믹측 중앙선상($y=2$ mm)에 있어서 계면수직방향으로의 접합잔류응력 σ_x 의 분포를 나타내고 있다. 그림에서 보는 바와 같이 중앙선상의 σ_x 분포는 단부근방에서의 잔류응력분포와 거의 같은 분포를 나타내고 있다. 즉, σ_x 는 계면근방에서 최대 인장응력을 나타내며, 계면에서 멀어짐에 따라 감소하여, $x=2.5$ mm 근방에서 최대 압축응력을 나타낸 후 서서히 0에 접근하고 있다. 그러나, 잔류응력 구배는 단부가 중앙부보다 다소 완만하다는 것을 알 수 있을 뿐만 아니라, 중앙부와 단부에서의 σ_x 의 최대값을 비교해 보면, 단부가 중앙부보다 훨씬 크다는 것을 알 수 있다.

Fig. 8은 접합후 세라믹측 계면근방($x=0.5$ mm)에서 y 방향 계면수직방향으로의 접합잔류응력 σ_x 분포를 나타내고 있다. σ_x 의 분포는 그림에서 보는 바와 같이 접합재의 양단부에서 최대 인장응력을 나타낸 후 중앙부로 갈수록 인장응력은 점차 감소되는 것을 알 수 있으며, 그 분포형상은 중앙선에 대하여 거의 점대칭이 된다는 것을 알 수 있다. 이상의 결과로부터 세라믹/금속접합재의 강도를 크게 저하시키는 인장잔류응력은 계면에 가까울수록 중앙부보다도 단부에서 크게 발생된다는 것을 알 수 있다. 따라서 파단강도에 직접 영향을 미치는 인장잔류응력이 단부의 계면근방에서 최대가 되므로, 접합재에 있어서 파괴거점이 단부선상의 계면근방이 될 것이라는 것을 예상할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 열사이클 부하에 따른 잔류응력의 변화에

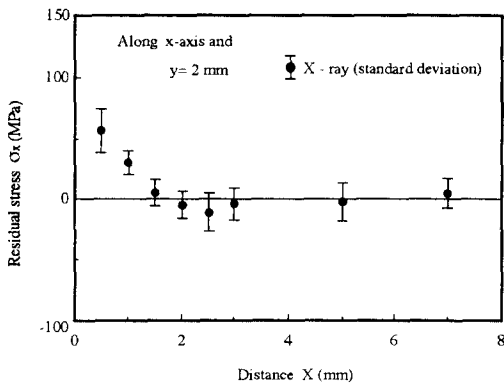


Fig. 7 Distribution of residual stress σ_x along X-axis ($y=2$ mm)

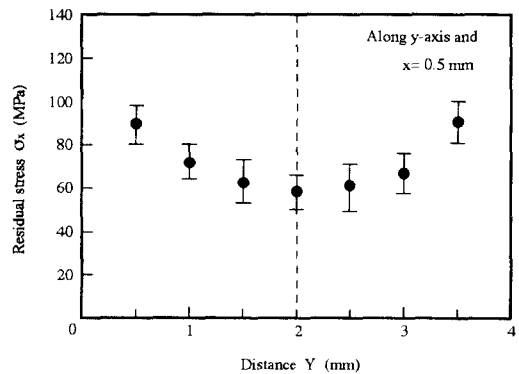


Fig. 8 The variation of residual stress σ_x along the Y axis ($x=0.5$ mm)

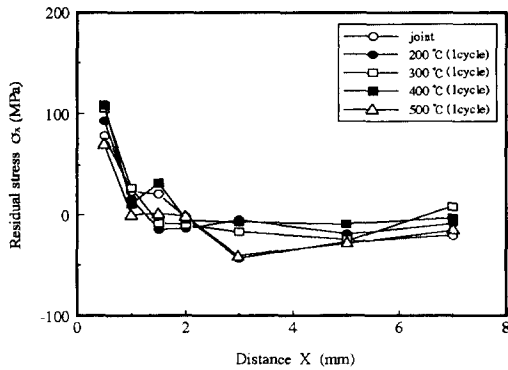


Fig. 9 Distribution of residual stress σ_x along x-axis at various temperature ($y=2$ mm)

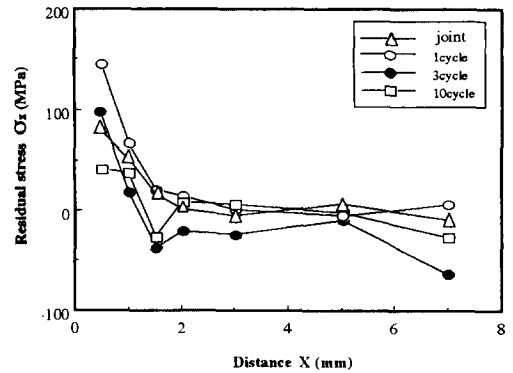


Fig. 11 Distribution of residual stress σ_x along x-axis at 400°C ($y=2$ mm)

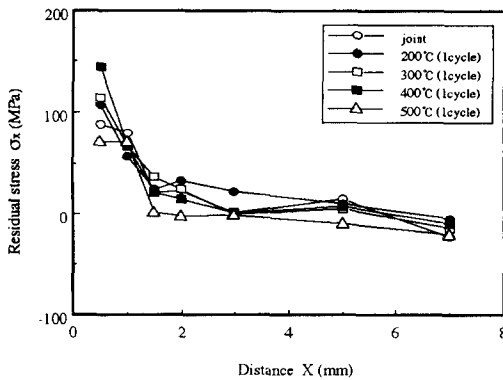


Fig. 10 Distribution of residual stress σ_x along x-axis ($y=0.5$ mm)

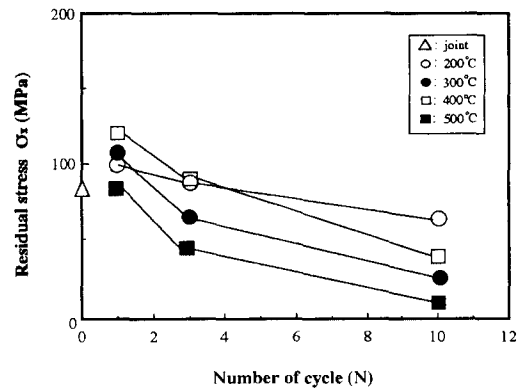


Fig. 12 Distribution of residual stress σ_x with various cycles ($x=0.5$ mm and $y=0.5$ mm)

대하여서는 단부부분을 중점적으로 검토하였다.

Fig. 9는 각 온도에서 열사이클을 1사이클 부하하였을 때 열사이클 부하온도에 따른 중앙선상($y=2.0$ mm)의 잔류응력값의 변화를 검토한 결과이다. 그림에서 보는 바와 같이 열사이클 부하후의 잔류응력분포는 열사이클 부하전과 거의 동일한 분포를 나타낸다. 즉, 잔류응력은 계면에 가까울수록 높은 잔류응력값을 나타내어 열사이클 부하에 따른 잔류응력의 전체적인 분포형태의 변화는 없으나, 각 부위의 잔류응력의 절대값은 다소 달라짐을 알 수 있다.

Fig. 10은 각 온도에서 열사이클을 1사이클 부하하였을 때 열사이클 부하온도에 따른 단부선상($y=0.5$ mm)의 잔류응력값(σ_x)의 변화를 검토한 결과이다. 단부선상의 경우에도 앞의 중앙선상과 같이 열사이클 부하후의 잔류응력분포 형태는 열사이클 부하전과 거의 유사하게 분포하고 있으나,

200°C, 300°C, 400°C의 경우 열사이클 온도가 증가함에 따라 계면근방에서 발생하는 최대 인장잔류응력값은 열사이클 부하에 의하여 증가하며 그 증가의 폭은 열사이클 온도가 높아질수록 커진다는 것을 알 수 있다. 이와같이 열사이클 부하에 의하여 잔류응력이 증가하는 것은 중간층으로 사용되는 동의 탄소성특성, 특히 변형률 경화⁽²¹⁾의 영향이라 생각된다.

Fig. 11은 열사이클을 400°C에서 1, 3, 10사이클을 부하하였을 때, 열사이클 부하회수에 따른 단부선상의 잔류응력의 변화를 검토한 결과이다. 그림에서 보는 것처럼 잔류응력의 분포형상은 열사이클의 부하회수가 증가하여도 변하지 않지만 잔류응력의 절대값은 열사이클 부하회수가 증가함에 따라 점차 감소하는 것을 알 수 있다. 특히, 최대 인장 잔류응력을 나타내는 계면근방의 잔류응력값은 그 감소정도가 대단히 크다는 것을 알 수 있다.

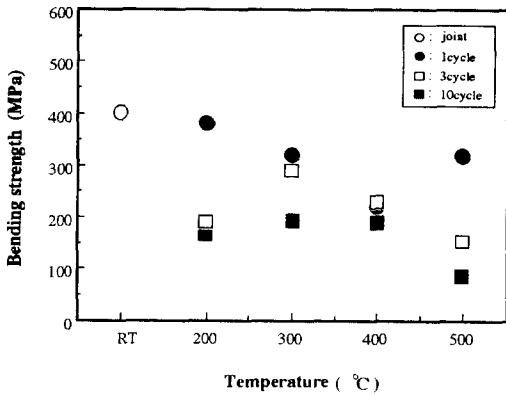


Fig. 13 Relation between bending strength and various thermal cycle temperature

Fig. 12는 앞의 측정결과를 기초로 하여 접합계면 근방에서 최대 인장잔류응력값을 나타내는 단부의 계면근방($y=0.5\text{ mm}$)의 최대 인장잔류응력값을 평가인자로 도출하여 열사이클 부하에 따른 최대 인장잔류응력값의 변화를 검토한 결과이다. 그림에서 보는 바와 같이 열사이클 부하회수에 따른 잔류응력의 변화는 200°C, 300°C, 400°C, 500°C의 모든 온도에서 1사이클에서는 대체적으로 증가하고 있으나, 3사이클, 10사이클로 열사이클 회수가 증가할수록 잔류응력은 감소하고 있다는 것을 알 수 있다. 또한, 열사이클 온도에 따른 잔류응력의 변화를 살펴보면 1, 3회의 저사이클 부하의 경우 400°C에서 가장 높은 잔류응력값을 나타내나, 사이클 부하회수가 증가함에 따라 200°C에서 가장 높은 잔류응력값을 나타낸다. 한편, 500°C 열사이클 부하의 경우에는 사이클 회수에 관계없이 가장 낮은 잔류응력값을 나타낼 수 있다. 이와 같이 사이클이 증가할수록 잔류응력이 감소하는 원인은 동적 소성변형량의 증가와 더불어 Brazing filler의 열화로 인하여 소성구속의 정도가 적어져 응력의 해방이 생기기 때문으로 생각되어지며,⁽²²⁾ 이에 대한 연구는 Brazing filler와 세라믹의 화학적 반응에 의한 석출물, 화합물 등의 조성과 병행해서 연구되어야 한다고 생각된다.

3.2 열사이클 부하에 따른 파단강도 변화

Fig. 13은 열사이클 부하에 따른 파단강도의 변화를 검토한 결과이다. 그림에서 보는 바와 같이 접합재의 파단강도는 열사이클 부하에 의하여 저하한다는 것을 알 수 있다. 즉, 열사이클 부하온도가

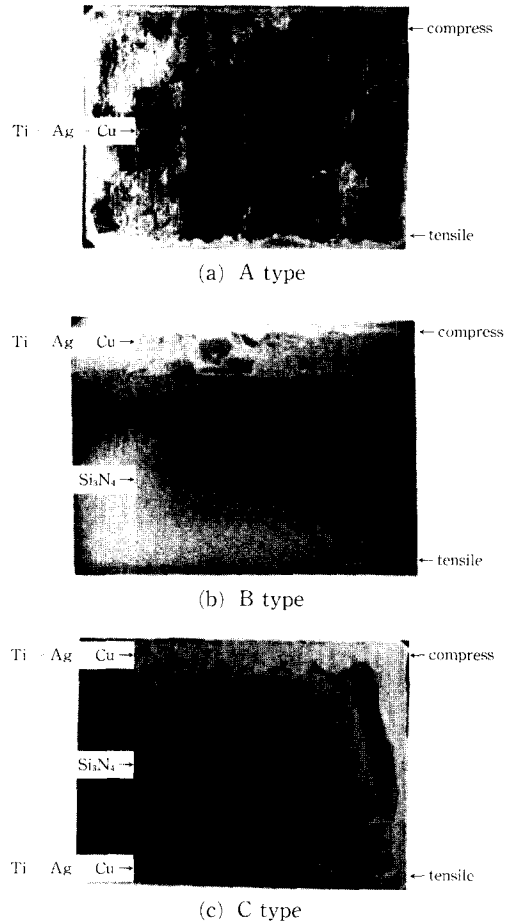


Fig. 14 Photographs of fractured plane by 4-point test of ceramic/metal joint

높을수록 파단강도의 저하폭이 크다는 것을 알 수 있으며, 또한 열사이클 부하회수가 증가할수록 파단강도의 저하 폭도 크다는 것을 알 수 있다. 이와 같이 열사이클 부하에 의하여 접합재의 파단강도가 저하하는 원인에 대하여 고찰하여 보면 1사이클의 경우에는 Fig. 10의 결과로 나타났듯이 잔류응력이 열사이클 부하에 따라 증가하므로 이로 인하여 파단강도가 저하한다는 것을 알 수 있으며, 3사이클 이상 그리고 고온으로 갈수록 응력완화제로 사용되고 있는 Brazing filler가 산화물, 석출물 등을 생성시켜 접합계면에서의 강도열화가 크게 일어나기 때문에 이와 같은 접합계면의 열화가 잔류응력의 완화작용보다도 오히려 크게 작용하기 때문에 파단강도가 저하된다고 생각된다. 이는 福 등⁽²³⁾이 연구한 연구결과와도 잘 일치하고 있다. 이상의 결과

로부터 열사이클피로에서 접합강도를 저하시키는 영향인자로서는 접합계면의 인장잔류응력과 접합계면의 filler재의 강도열화가 있으며, 열사이클 온도 및 부가회수에 따라 이와 같은 영향인자가 접합강도의 저하에 미치는 영향이 달라진다는 것을 알 수 있다.

3.3 파면형태

Fig. 14는 굽힘시험 후의 파단면을 200배 확대한 파단면 사진을 나타내고 있다. 그림에서 보는 것처럼 파괴형태는 대략 A, B, C type의 3가지 파괴형태로 대별할 수 있다. 즉, (a)는 균열이 구리와 세라믹의 계면에서 시작되어 직선적으로 계면을 따라 진전하여 결국 최종 파단까지도 구리와 세라믹의 경계부분에서 일어나는 A type 파괴형태이다. 이에 반하여 (b)는 균열이 계면근방의 최대 인장잔류응력이 발생하는 세라믹 부분에서 발생하여 세라믹측을 따라 진전한 후, 약 전체길이의 2/3정도 균열이 진전한 후, 다시 접합계면으로 천이한 후, 최종파단은 동과 세라믹의 경계부분에서 파단하는 B type 파괴형태이다. 그리고 (c)는 균열이 구리와 세라믹의 접합계면에서 발생되어 접합계면을 따라 진전하다가 세라믹측으로 천이하여 균열이 4/5 정도 진전한 후, 최종 파단은 다시 구리와 세라믹의 계면부분으로 이동하여 최종 파단에 이르는 C type 파괴형태로 구분할 수 있다. 이와 같은 분류는 *李 등*⁽²⁴⁾이 분류한 3가지 파괴형태와도 잘 일치한다. 이를 다시 자세히 설명하기 위하여 보식도로 나타낸 것이 Fig. 15이다.

Table 4는 각 온도에서 열사이클 부하에 따른 파괴형태의 변화를 검토한 결과이다. 표에서 보는 바와 같이 200°C 열사이클 부하의 경우에는 파괴형태가 사이클 회수에 관계없이 모두 동일한 A type 파괴형태로 파단되었다. 그러나 300°C 열사이클 부하의 경우는 3사이클에서는 파단형태가 B type이나 10사이클에서는 B type 또는 C type의 2가지 파괴형태가 혼재되어 나타났다. 또한, 400°C 열사이클 부하의 경우 300°C와 마찬가지로 3사이클에서는 B type, 10사이클에서는 B type, C type이 혼재되어 나타났으며, 500°C 열사이클의 경우 3사이클, 10사이클 모두 C type의 파괴형태가 나타났다. 이상의 파괴형태를 검토하여 보면 저온에서는 A type의 파괴형태, 비교적 저온·고사이클의 경우는 B type의 파단면, 고온·고사이클에서는 C

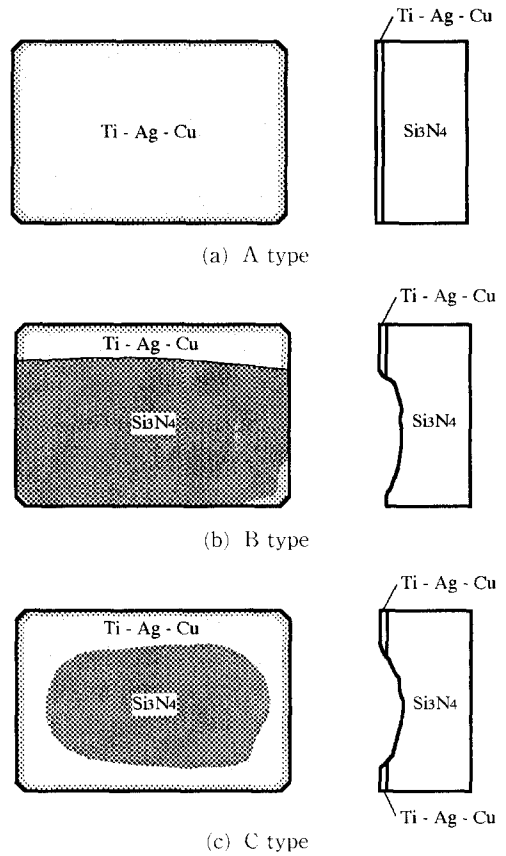
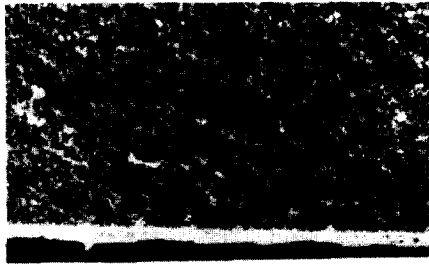


Fig. 15 Geometry of fractured plane of ceramic/metal joint

Table 4 Shape of fractured plane in various temperature of ceramic/metal joint

Cycle \ Temperature	3 cycle	10 cycle
200°C	A type	A type
300°C	B type	B, C type
400°C	B type	B, C type
500°C	C type	C type

type형으로 파괴형태가 열사이클 온도 및 반복횟수에 따라 천이되어 간다는 것을 알 수 있다. 이와같은 파괴형태를 Fig. 13의 파단강도 결과와 비교하여 보면 대체적으로 C type의 파괴형태가 가장 낮은 파단강도를 나타낸다는 것을 알 수 있다. 이와같이 C type의 파괴형태가 가장 낮은 파단강도를 나타내는 원인에 대하여 명확히 살펴보기 위하여



(a) A type



(b) B type

Fig. 16 Photo of fractured plane in b type and c type

B와 C type의 파단면에 대하여 세밀히 관찰하여 보았다.

Fig. 16은 B와 C type형의 파단면에서 4점 굽힘 시험의 최대 인장력을 받는 부분의 파괴기점부를 400배 확대하여 관찰한 결과이다. (a)는 세라믹부가 파괴기점이 된 B type형의 파괴형태로서 얇은 산화층은 관찰되나 석출물들은 찾아볼 수 없으므로, 파괴는 잔류응력과 기계적 하중에 의해 세라믹부를 기점으로 파괴가 시작이 된 것으로 생각된다. (b)는 접합계면부가 파괴기점이 된 C type의 파괴형태로서 시험된 접합계면 주위에 형성된 산화물층 및 석출물층을 관찰할 수 있으며, 이와 같은 부분이 기계적 하중부하시에 가장 취약하기 때문에 이 부분에서 균열이 발생되어 성장하여 접합재 부분으로 진행하다가 다시 세라믹부로 균열이 진전된다는 것을 알 수 있다. 따라서 고온, 고사이클의 경우 열사이클 피로등에 의하여 산화물층 및 석출물 등이 생성되므로, 이와 같은 생성물이 접합재의 파단강도를 크게 저하시킨다는 것을 확인할 수 있었다.

4. 결 론

세라믹/금속 접합재의 실사용조건을 고려한 열사이클 부하에 따른 접합강도 열화현상을 규명하기

위하여 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{STS304}$ 접합재의 접합계면 근방의 잔류응력에 대하여 PSPC형 미소부 응력측정장치를 이용하여 접합재의 잔류응력의 분포를 검토하였으며 또한 4점 굽힘시험을 통하여 잔류응력과 열사이클 부하가 파단강도에 미치는 영향에 대하여 검토, 고찰한 결과는 다음과 같다.

(1) 접합재의 접합잔류응력은 접합계면에 있어서 양단부로 갈수록 높은 인장잔류응력값을 나타내었다.

(2) 접합재의 접합계면에서의 잔류응력분포는 열사이클 부하에 의하여 분포형태는 변화하지 않으나, 최대 인장잔류응력값의 절대값은 변화하여 200°C, 300°C, 400, 500°C의 경우 접합 후 1사이클까지는 증가하나 3사이클, 10사이클 등으로 열사이클이 회수가 증가함에 따라 오히려 잔류응력값은 감소하였다.

(3) 열사이클 부하에 의하여 접합재의 파단강도는 크게 저하되었다. 파단강도를 저하시키는 원인인자로서는 접합 및 1사이클까지는 잔류응력값이 파단강도에 직접영향을 미치지않, 고온, 고사이클로 갈수록 잔류응력보다는 계면의 산화물, 석출물 등이 파단강도에 직접 영향을 미쳐 파단강도를 크게 감소시킨다는 것을 알았다.

(4) 접합재의 파괴형태는 3가지로 구분할 수 있었으며, 저온, 저사이클의 경우에는 A type 파괴형태가, 저온, 고사이클의 경우에는 B type, 고온, 고사이클로 갈수록 B, C type형의 파괴형태가 존재한다가 C type으로 천이되어졌다. 그리고 3가지 파괴형태중 파단강도는 C type가 가장 낮았다.

후 기

본 논문은 1995년도 한국과학재단 핵심전문연구(과제번호 951-1001-027-2)에 의하여 수행하였으며, 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고문헌

- (1) 김종현, 권용환, 김태영, 정연철, 1993, " ZrO_2 /스테인레스강 접합재의 잔류 응력 분포에 관한 연구," 대한금속학회지, 제31권, 제3호, pp. 287~294.
- (2) 전창훈, 양영수, 나석주, 1990, "알루미나 세라믹과 구리의 브레이징 접합물에 대한 열응력의

- 유한요소법 해석에 관한 연구,” 대한기계학회 논문집, 제14권, 제3호, pp. 547~553.
- (3) 강명록, 유한철, 1991, “금속/세라믹 접합기술,” 대한금속학회지, 제29호, 제1호, pp. 49~57.
- (4) 김영식, 1993, “機械, 構造物用 세라믹과 금속과의 接合加工 技術,” 대한용접학회지, 제6권, 제3호, pp. 1~7.
- (5) 岡本平, 菅沼克昭, 1986, “セラミックスと金屬の接合,” 日本複合材料學會誌, Vol. 12, No. 4, pp. 177~183.
- (6) 古口日出男, 賀屋俊曲, 實田敏, 1989, “セラミックスと金屬の接合部の熱應力解析,” 日本機械學會論文集(A編), 55卷, 520號, pp. 2527~2532.
- (7) Eager, T. W., 1987, “Ceramic-Metal Bonding Research of Japan,” *Welding Journal*, Vol. 66, No. 11, pp. 35~37.
- (8) 坂田君子, 1989, “セラミックスと金屬の接合,” 日本複合材料學會誌, Vol. 12, No. 6, pp. 266~279.
- (9) 岸本喜久雄, 杉田壯志, 納富充雄, 小泉燒, 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(A編), 58卷 550號, pp. 71~78.
- (10) 김석주, 조상명, 김영식, 1991, “세라믹과 동접합부의 열응력해석에 관한 연구,” 대한기계학회 1991년 춘계학술대회 논문집(1), pp. 375~383.
- (11) 김영식, 1991, “異種材料接合部の強度評價,” 대한기계학회 1991년도 춘계학술대회 논문집(1), pp. 375~383.
- (12) Dagleish, B. J., LU, M. C. and Evans, A. G., 1988, “The Strength of Ceramic Bonded with Metals,” *Acta Metal.*, Vol. 36, pp. 2029~2035.
- (13) 小林英男, 荒居善雄, 1988, “尖端材料の破壊力學特性評價,” 材料科學, Vol. 25, No. 2, pp. 96~101.
- (14) Tanka, S. and Takahashi, Y., 1990, “Effects of X Ray Beamcollimation on the Measurement of Residual Stress Distribution in a Si_3N_4 /Steel Joint,” *ISIJ International*, Vol. 30, No. 12, pp. 1086~1091.
- (15) 中橋昌子, 白兼誠, 1986, “セラミックスと金屬の接合,” 日本機械學會誌, 12卷, 5號, pp. 223~232.
- (16) 古口日出男, 金子孝史, 態倉和幸, 1991, “セラミックスと金屬接合體に發生する殘留應力の緩和方法に關する研究,” 日本機械學會論文集(A編), 57卷, 537號, pp. 155~163.
- (17) 李銀生, 古口日出男, 矢田敏夫, 1992, “セラミックスと金屬接合の應力集中緩和法,” 日本機械學會論文集(A編), 58卷, 552號, pp. 131~137.
- (18) 小林英男, 荒居善雄, 1991, “X-線法によるセラミックス/金屬接合材の殘留應力の測定と評價,” 日本機械學會論文集(A編), 57號, 536號, pp. 173~178.
- (19) JIS R-1601-1981, “ファインセラミックスの曲げ強さ試験方法.”
- (20) 박영철, 오세욱, 허신철, 조용배, 1994, “ Si_3N_4 /SUS304 접합재의 잔류응력 및 강도평가,” 대한기계학회논문집, 제18권, 제1호, pp. 101~112.
- (21) 幡中, 藤滿, 澄川, 1989, “銅の繰返し硬化舉動の結晶塑性數值的シミュレーション,” 日本機械學會論文集(A編), 55卷, 512號, pp. 1000~1005.
- (22) 李愚天, 姜春植, 1992, “열충격에 의한 Si_3N_4 -304스테인레스강 접합재의 강도분포와 파괴양상,” 대한금속학회지, 제30권, 제7호, pp. 789~798.
- (23) 日本銲接協會, 1991, “セラミックガンスタースターの研究開發”
- (24) 李愚天, 權五陽, 姜春植, 1993, “ Si_3N_4 -304스테인레스강 브레이징 접합재의 계면반응 생성물과 파단면의 조직적 특징,” 대한금속학회지, 제31권, 제3호, pp. 366~339.