

스테인레스 스틸/질화규소 접합체의 기계적 특성 및 유한요소법에 의한 잔류응력 해석

김태우 · 박상환*

국민대학교 기계공학과, 한국과학기술연구원 세라믹스연구부*

Mechanical Strength and FEM Residual Stress Analysis of Stainless Steel/Si₃N₄ Joints

Tae-Woo Kim, Sang-Whan Park*

Kook-Min University, Division of Ceramics, Korea Institute of Science and Technology*

초 록 활성금속 브레이징 방법으로 스테인레스 스틸과 질화규소를 접합하여 기계적 특성 및 유한요소법을 사용하여 접합체에서 발생하는 잔류응력의 크기를 조사하였다. 고강도 접합체를 제조하기 위하여 연성금속인 Cu 및 Cu/Mo 적층체를 중간재로 사용하였으며, 중간재의 두께 및 구조에 따라 접합체에서 발생하는 잔류응력의 크기 및 분포가 접합강도에 미치는 영향에 관하여 조사하였다. 중간재인 Cu의 두께가 0.2mm 일때 세라믹스에 발생하는 최대 잔류응력의 크기가 급격히 감소하였으며, 최대 접합강도가 나타났다. Cu/Mo 다층 중간재를 사용한 접합체에서는 Cu/Mo 두께비가 감소할수록 접합강도는 증가되었다. 스테인레스 스틸/ 질화규소 접합체에서 Cu/Mo 중간재의 사용은 Cu 중간재 사용보다 접합강도를 증가시키는데 효과적이었으며, 최대 접합강도는 450MPa 정도이었다. Cu/Mo 중간재를 사용한 접합체에서는 Mo에 최대 인장방향의 잔류응력이 발생하여 강도 측정시 Mo의 지배적인 소성변형으로 잔류응력이 감소되어 접합체의 접합강도를 향상시키는 것으로 생각된다.

Abstract The active metal brazing process, using Ag-Cu-Ti brazing alloy, was employed to join stainless steel 316 and silicon nitride. In order to increase the joint strength, Cu and Cu/Mo were selected as interlayer materials. The residual stresses were computed with variations in the thickness as well as in the structure of an interlayer by using finite element method. The increased bending strengths were obtained for joints with Cu interlayer of up to 0.2mm in thickness, which was found to be associated with the effective reduction in maximum residual stress developed in Si₃N₄. The joints with Cu/Mo interlayer system showed the increased bending strength as compared to joints with Cu system alone. The maximum 4-point bending strength was about 450 MPa at room temperature. The improved joint strength with the use of Cu/Mo interlayer is considered to be caused by preferred plastic deformation of Mo interlayer during bending test.

1. 서 론

금속모재와 질화규소, 탄화규소등과 같은 비산화물계 세라믹스간의 접합¹⁾에 있어서는 활성금속 브레이징방법이 신뢰도 및 경제성이 높고 양산공정에 적합한 접합공정으로 알려져 있다²⁾. 활성금속 브레이징 방법에 의한 금속과 세라믹스 사이에서의 접합은 고온에서 계면반응에 의하여 이루어지기 때문에, 금속과 세라믹스의 열적, 기계적 특성의 차이때문에 많은 문제점이 발생된다³⁾. 접합후 냉각시 금속과 세라믹스의 열팽창계수의 차이로 인하여

접합부위의 불균일한 변형형태가 발생될 뿐아니라, 탄성계수의 차이로부터 세라믹스에 국부적인 인장방향의 잔류응력집중이 발생됨으로써 접합체의 접합강도가 감소된다⁴⁾. 따라서, 높은 강도의 접합체를 개발하기 위해서는 접합체내에 발생하는 잔류응력의 크기를 최소화하여야 하며, 이를 위하여 중간재 및 접합부위의 설계기술 개발이 요구된다.

Suganuma⁵⁾ 등은 세라믹스/금속 접합체에서 모재사이의 삽입금속의 종류 및 두께에 따라 발생하는 잔류응력의 크기를 비교 계산하였으며, 삽입금속이 세라믹스보다 열팽창계수

가 작거나 차이가 적을때 세라믹스에 발생하는 잔류응력의 크기는 감소되는 것으로 보고 하였다. Ag-Cu-Ti계 브레이징 합금을 사용한 $Al_2O_3/Steel$ 접합체에서는 중간재로 연성금속 Ni의 두께에 따라 접합체의 접합강도가 다르게 나타난다고 보고되었으며⁶⁾, $Si_3N_4/steel$ 접합체에서는 연성금속인 Cu를 중간재로 사용하는 것이 접합강도를 증가시키는데 효과적이라고 보고되었다⁷⁾.

본 연구에서는 활성금속 브레이징 방법으로 Si_3N_4/Si_3N_4 및 Cu 또는 Cu/Mo중간재를 사용한 $Si_3N_4/STS 316$ 접합체를 제조하여, 중간재의 두께 및 구조에 따른 $Si_3N_4/STS 316$ 접합체의 접합강도 변화를 4-점굽힘강도 실험으로 조사하였다. 또한 $Si_3N_4/STS 316$ 접합체에서 Cu 중간재 및 Cu/Mo 적층 중간재의 적용에 따른 접합체에 발생하는 잔류응력의 크기 및 분포 변화를 유한요소법을 사용하여 계산하였으며, 계산된 접합체내의 잔류응력의 크기 및 분포가 측정된 접합체의 접합강도 변화에 미치는 영향에 관하여 조사하였다.

2. 실험 및 유한요소 해석법

2.1 유한요소법에 의한 잔류응력 분석

스테일레스 스틸/질화규소 접합체내의 잔류응력을 예측하기 위하여, 상용 유한요소 프로그램인 ANSYS[®]를 사용하여 계산하였다. 접합체내에 발생하는 최대 잔류응력의 크기는 접합부위의 면적 및 형상에 따라 다르게 나타나지만, 크기 변화와 발생 위치는 유사하게 나타나는 것으로 알려져 있다⁹⁾. 본 연구에서는 접합조건 변화에 따른 접합체내 잔류응력의 상대적 크기 변화에 관하여 비교 분석하는 것이 목적이기 때문에 모재의 지름이 10mm 이고 높이가 각각 5mm인 butt 형태의 원통형 접합체에서 측단면에 대한 2차원적인 계산을 하였다. Fig. 1은 234개의 4변형 측대칭 요소를 사용한 접합체의 우측 단면을 나타낸 유한요소 분할도를 보여준다. 대칭축선상의 절점에 대하여 반경방향(R)으로의 자유운동을 구속하였으며, 잔류응력의 변화가 클 것으로 예상되는 접합계면 부위와 모재의 자유표면 부분에서는 작은 크기의 요소를 사용하였다. 유한요소법에 의한 잔류응력은 접합후 냉각시 각 부분이 균일하게 냉각되며 접합체를 구성

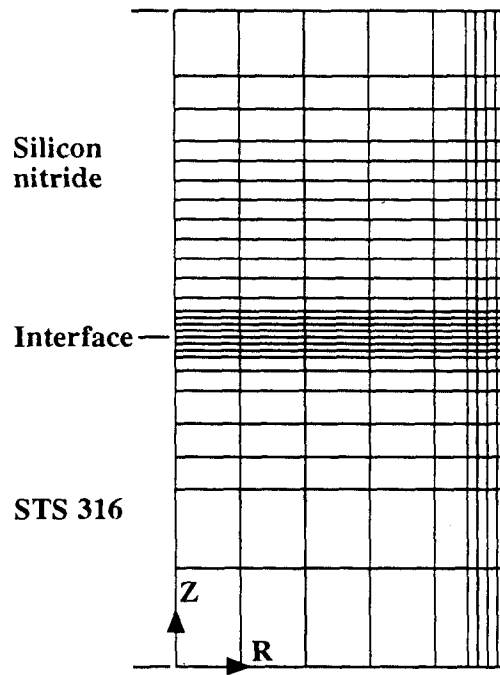


Fig. 1. Typical finite element mesh for ceramic/metal joint.

하는 각 소재의 온도 변화에 따른 열, 기계적 특성의 변화가 없다는 조건에서 계산되었다. 또한 접합시 형성되는 계면 반응층 또는 브레이징 합금은 두께가 얇기 때문에 유한요소 계산에서는 다루어지지 않았다. 중간재로 사용된 연성금속인 구리의 소성변형에 의한 접합체에 발생하는 잔류응력의 완화효과를 고려하기 위하여, 탄성 및 탄소성해석으로 잔류응력을 계산하였다.

2.2 시편제작 및 접합체의 기계적 특성 측정

본 연구에서 사용된 세라믹스는 GTE Wesgo에서 구입한 Hipped Si_3N_4 (PY6)이었으며, 금속모재는 삼미 종합특수강(주)에서 구입한 stainless steel 316(STS 316)이었다. 중간재로 0.1~0.8mm 두께의 순도 99.9% 이상인 전해동 또는 물리브데늄을 사용하였으며, 잔류응력을 제거하기 위하여 진공분위기 850 °C에서 약 1시간동안 열처리한후 사용하였다. 활성금속 브레이징 합금은 GTE Wesgo에서 구입한 50 μ m 두께의 Ag-Cu-Ti계 합금인 Cusil ABA이었다. 각 소재의 특성^{10, 11)}을 Table 1에 요약하였다.

세라믹스의 접합표면은 거칠기가 0.5 μ m 되

Table 1. Mechanical properties of materials used in the joint

Material	Silicon nitride	Copper	Stainless steel 316	Molybdenum
Elastic modulus (GPa)	300	120	150	320
Poisson's ratio	0.22	0.37	0.25	0.25
Coefficient of Thermal expansion ($10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)	3.2	17.7	14.0	5.7
Yield Stress (MPa)	...	70	240	565
Tensile Stress (MPa)	...	200	552	655
Ductility (%EL)	...	45	50	35

게 fine polishing을 하였으며, STS 316 및 중간재로 사용된 Cu 및 Mo는 표면의 산화 피막을 제거하기 위하여 약 $10\mu\text{m}$ (1000 mesh)의 SiC를 사용하여 grinding하여 사용하였다. 브레이징 공정은 0.0013Pa (10^{-5}torr) 이하의 진공분위기에서 850°C 에서 10분간 이루어졌다. 브레이징 접합계면에서 발생하는 결함을 최소화하기 위하여 접합계면에 약 250Pa 의 압력이 가해지도록 dead weight를 사용하였다.

접합체 제조에 사용된 스테인레스 스틸 및 질화규소 모재의 크기는 $3\times 4\times 15\text{mm}$ 이었으며, 접합체의 접합강도는 시편 10개에 대하여 4-점 굽힘강도법으로 상온에서 측정하였다. 측정조건은 cross head 속도가 $0.5\text{mm}/\text{min}$, upper span 및 lower span은 각각 10mm , 20mm 이었다.

3. 결과 및 고찰

3.1 유한요소법에 의한 잔류응력계산

유한요소법에 의하여 계산된 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{STS 316}$ 접합체에서 발생하는 최대 잔류응력의 크기는 Si_3N_4 의 파괴강도 보다 크게 나타났으나, 실제 접합체에서는 냉각시 응력 계산에서 다루지지 않는 고온에서 브레이징 합금 및 금속 모재의 소성변형으로 인하여 Si_3N_4 에 발생하는 잔류응력의 크기가 감소될 것으로 생각된다.

STS 316과 Si_3N_4 를 브레이징한 접합체의 변형 형태 및 발생하는 최대 잔류응력(maxi-

mum principal stress)의 분포는 Fig. 2에 나타난 바와 같다. 접합계면 부근의 Si_3N_4 중양부 위에서는 압축방향의 잔류응력이 존재하고, Si_3N_4 의 자유표면으로 접근될수록 인장방향의 잔류응력이 발생되었으며, STS 316 모재의 중양에는 인장 방향의 잔류응력이 발생되었다. $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{STS 316}$ 접합체에서 최대 잔류응력은 접합계면에 가까운 Si_3N_4 자유표면 부위에서 접합계면에 인장응력으로 나타났다. Fig. 3은 접합체의 자유표면에 발생하는 축방향, 원주방향, 반경방향 및 전단 응력성분의 잔류응력 변화를 접합체의 금속 모재에서 접합계면에 수직방향으로 거리에 따라 보여주며, $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{STS 316}$ 접합체에서는 축방향 성분이 최대 잔류응력으로 나타났다. 자유표면근방에서 접

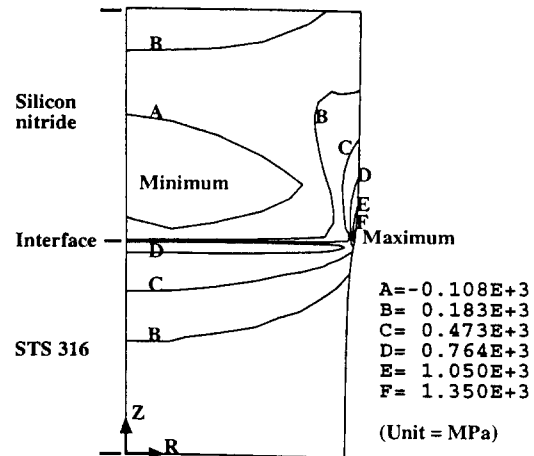


Fig. 2. Maximum principal stress contour for STS316/ Si_3N_4 joint.

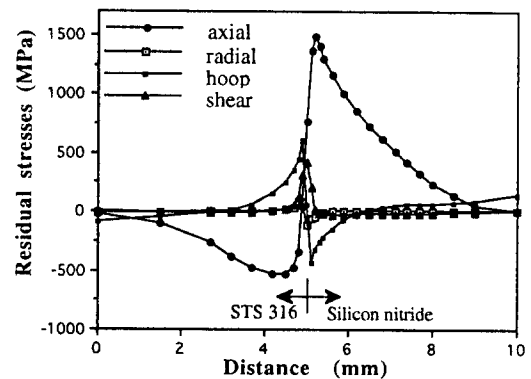


Fig. 3. Residual stresses at free surface from the metal side of STS 316/ Si_3N_4 joint.

합계면을 경계로 STS 316 금속 모재에는 축방향의 잔류응력이 압축응력으로 나타나며, Si₃N₄에는 접합계면에서 0.1mm 정도 떨어진 부위에서 축방향의 최대 인장 잔류응력이 발생되었다.

Cu 중간재를 적용하였을 경우에는 중간재를 사용하지 않은 접합체의 잔류응력의 분포와 유사한 결과를 보였으나, 발생하는 잔류응력의 크기가 Fig. 4에서 보여주는 것과 같이 감소되었다. Cu의 소성변형을 무시한 탄성적인 해석에서는 Cu의 두께 증가에 따라 세라믹스에 발생하는 최대 인장응력의 크기는 증가하는 것으로 나타났으며, 이러한 현상은 Cu가 Si₃N₄에 비하여 프와송비가 크기 때문에 Cu가 두꺼워질수록 Si₃N₄/Cu 접합부위에서 구속효과가 증가하기 때문으로 생각된다. 탄소성해석을 한 결과는 Cu 중간재의 두께가 0.2mm까지 증가함에 따라 Si₃N₄/STS 316 접합체내에 발생하는 최대 잔류응력의 크기는 급격히 감소되었으며, 0.4mm이상 두께의 Cu 중간재를 사용한 Si₃N₄/Cu/STS 316 접합체에서 발생하는 최대 잔류응력의 감소효과는 크게 나타나지 않았다. Cu 중간재는 상부에 인접한 Si₃N₄ 모재와의 열팽창계수 차이가 하부에 인접한 STS 316과의 열팽창 계수의 차이보다 크므로 접합후 냉각으로 인하여 Cu 중간재내에 발생하는 변형율은 Si₃N₄과 Cu 사이의 접합계면근방에서 더 크게 나타나게 된다. 그러나 Si₃N₄/Cu/STS 316 접합체에서 Si₃N₄에 발

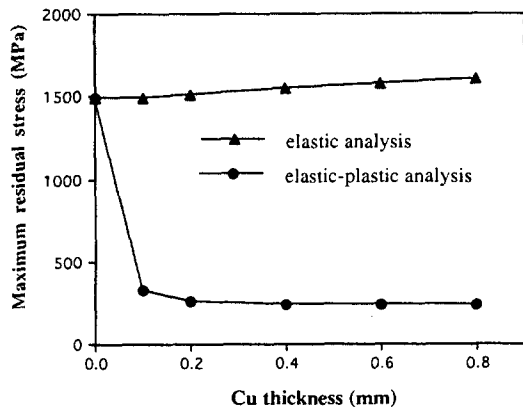


Fig. 4. Maximum principal stresses in ceramic with Cu interlayer thickness change for Si₃N₄/Cu/STS 316 joint.

생되는 최대 잔류 인장응력의 크기는 접합후 냉각시 중간재로 사용된 Cu의 소성변형에 의해 감소되며 삽입된 Cu 중간재가 두꺼워질수록 사용한 접합체에서는 Cu의 strain hardening으로 인하여 Cu 중간재내에 발생하는 최대 변형율의 크기가 점차 감소되기 때문에, Si₃N₄에 발생하는 잔류응력은 효과적으로 감소되지 않은 것으로 생각된다.

Fig. 5는 Si₃N₄/Cu/Mo/STS 316의 접합체에서 자유표면 부근에서 발생하는 최대 잔류응력 변화를 접합계면에 수직방향으로 금속 모재로부터의 거리에 따라 보여준다. Si₃N₄/Cu/Mo/STS 316 접합체에서 나타나는 잔류응력의 분포는 Si₃N₄/STS 316 접합체에서와는 달리 잔류응력이 재배열되어 나타났다. Si₃N₄/

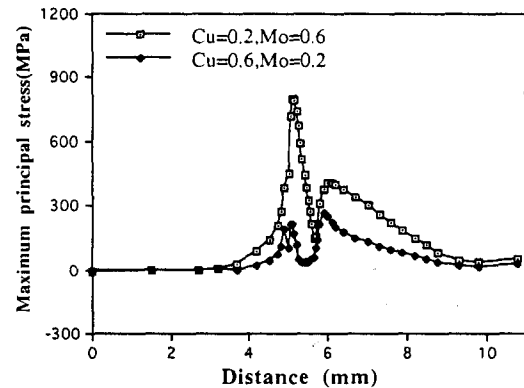


Fig. 5. Maximum residual stress with distance for Si₃N₄/Cu/Mo/STS 316 joint.

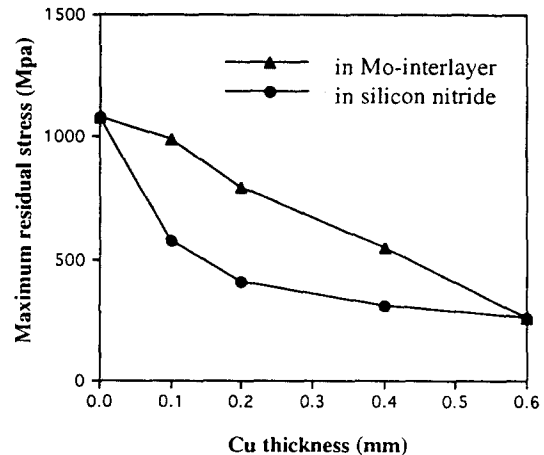


Fig. 6. Maximum principal stresses with interlayer thickness ratio for Si₃N₄/Cu/STS 316 joint.

Cu/Mo/STS 316 접합체에서는 Si_3N_4 뿐만 아니라 중간재로 사용된 Cu 및 Mo에서도 인장방향의 잔류응력이 나타나며, 접합체에서 발생하는 최대 잔류응력이 Mo에서 발생되었다. Cu/Mo의 두께비가 큰 적층 중간재를 사용한 접합체에서 Mo 및 Si_3N_4 에 발생하는 최대 인장응력의 크기는 감소하였다.

$\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{Mo}/\text{STS 316}$ 접합체에서 두 종류의 중간재의 전체 두께가 0.8mm 일때 Cu와 Mo의 두께비에 따른 Mo 및 Si_3N_4 내의 인장방향 최대 잔류응력의 변화는 Fig. 6에서 보여주는 것과 같다. Mo 중간재에서 발생하는 인장방향의 잔류응력의 크기는 Cu의 두께가 증가함에 따라 점진적으로 감소하였다. Si_3N_4 에 발생하는 인장방향의 잔류응력은 Cu의 두께가 0.2mm 이하에서는 Cu 중간재 두께에 따라 급격히 감소하였으며, Cu두께가 0.4mm 이상에서는 잔류응력의 감소효과는 줄어들었다.

3.2 접합체의 기계적 특성

Cusil ABA 활성금속 브레이징 합금을 사용하여 850°C 에서 10분간 브레이징된 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Si}_3\text{N}_4$ 접합체의 접합강도 및 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{STS 316}$ 접합체에서 Cu 중간재의 두께에 따른 접합강도의 변화는 Fig. 7에서 보여주는 것과 같다. 브레이징된 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Si}_3\text{N}_4$ 접합체의 접합강도는 670MPa이었으며, $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Si}_3\text{N}_4$ 접합체에서 파

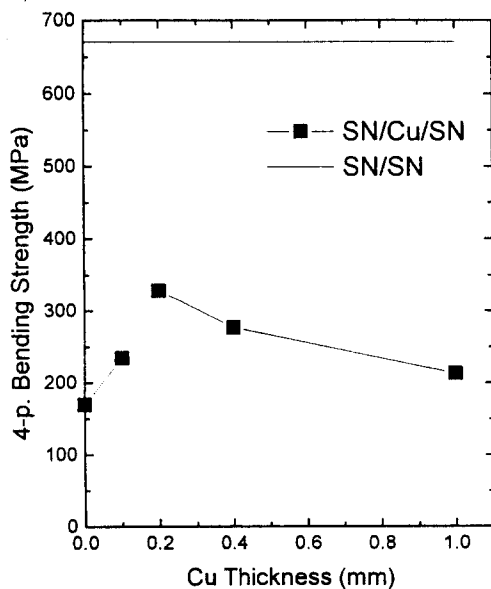


Fig. 7. 4-point bending strength of $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{STS 316}$ joint with Cu interlayer thickness change.

괴는 접합계면에서 일어나지 않고 접합계면에 근접한 Si_3N_4 에서 발생되었다. 따라서, $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cusil ABA}$ 브레이징 합금의 접합계면의 강도는 670MPa 보다는 클 것으로 예측된다. $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Si}_3\text{N}_4$ 접합체에서 나타나는 Si_3N_4 의 파괴강도의 감소는 브레이징 후 냉각시 브레이징 합금과 Si_3N_4 사이의 열팽창계수차에 의해 Si_3N_4 의 자유표면근방에 발생된 잔류인장응력때문에 일어난다고 판단되며, 브레이징된 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Ticusil}/\text{Si}_3\text{N}_4$ 접합체에서도 브레이징 합금층의 두께의 증가에 따른 잔류응력의 증가로 접합체의 파괴강도가 급격히 감소된다고 보고되었다.¹²⁾

또한, 연성금속인 Cu 중간재의 응용은 접합체의 접합강도를 Fig. 7에서 보여주는 것과 같이 현저하게 증가시켰다. Cu 중간재의 두께가 증가함에 따라 접합강도는 증가하여 Cu 중간재의 두께가 0.2mm 일때 최대 접합강도가 나타났으며, 0.4mm 이상의 Cu 중간재를 사용한 접합체의 접합강도는 Cu의 두께가 증가함에 따라 점차 감소하였다. 일정 두께 이상의 연성 중간재를 사용한 접합체에서 접합강도의 감소는 브레이징 된 $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{Ni}/\text{steel}$ 접합체에서 보고된 것과 유사하였다⁶⁾.

$\text{Si}_3\text{N}_4/\text{STS 316}$ 접합체의 접합강도는 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Si}_3\text{N}_4$ 접합체의 접합강도보다 현저히 감소하였

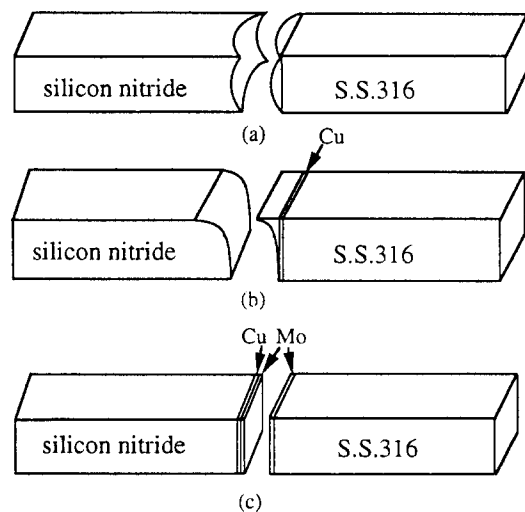


Fig. 8. Schematic illustration for fracture path for (a) low strength joint, (b) moderate strength joint, and (c) high strength joint.

으며, 접합체의 파괴는 Fig. 8(a)에서 개략적으로 보여주는 것과 같이 세라믹스에서 동형상의 파괴가 일어났다. 이러한 파괴형태는 세라믹스에 큰 잔류응력이 발생하는 접합체에서 나타나며, 파괴 경로는 접합체내에서 발생한 최대인장 잔류응력을 기준으로 예측된 방향과 일치하였다¹³⁾.

$\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{STS}$ 316 접합체의 파괴는 Fig. 8(b)에서 보여주는 것과 같이 접합체면에 근접한 세라믹스로부터 진행하여 세라믹스 내부 방향으로 일어났으며, 높은 접합강도를 갖는 접합체에서는 계면에 평행하게 파괴가 진행된 비율이 높게 나타났다. 이러한 파괴경로의 변화는 굽힘강도 실험시 접합체에 작용하는 응력집중의 영향도 고려할 수 있겠으나, 접합체내 발생하는 잔류응력의 크기 변화가 주 원인으로 생각된다.

Fig. 4 및 7에서 보여주는 것과 같이 0.1~0.2mm두께의 Cu 중간재를 사용한 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{STS}$ 316 접합체에서 나타나는 접합강도의 증가는 유한요소법에 의해 계산된 Cu 중간재 두께증가에 따른 접합체내에 발생하는 잔류응력의 감소하는 경향과 일치하게 나타났다. 0.4mm이상의 Cu 중간재를 사용한 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{STS}$ 316 접합체에서는 유한요소법의 해석의 결과와는 달리 실제 측정된 접합체의 접합강도는 감소하였다. $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{STS}$ 316 접합체에서 brazing alloy/Cu 계면은 Fig. 9에서 보여주는 것과 같이 브레이징시 중간재 Cu에 브레이징 성분중 Ag의 확산이동이 일어나 Cu-Ag eutectic 결정상이 형성된 얇은 두께의 반응층이 형성되었다. 중간재 Cu에 Ag의 고용 및 그에 따른 미세구조의 변화는 중간재 Cu의 소성강도 및 strain hardening rate를 증가시킬 것으로 생각된다. 따라서, 반응층이 형성된 Cu 중간재의 기계적 특성 변화를 유한요소 계산에서는 다루지 않았지만, 일정두께 이상의 Cu를 중간재로 사용한 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{STS}$ 316 접합체에서는 실제 Si_3N_4 에 발생하는 잔류응력은 증가되어 접합강도가 감소된 것으로 생각된다.

연성금속인 Cu와 hard metal인 Mo를 적용한 0.8mm 두께의 중간재를 사용한 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{Mo}/\text{STS}$ 316 접합체에서 Cu/Mo 중간재의 두께비에 따른 접합체의 접합강도의 변화는

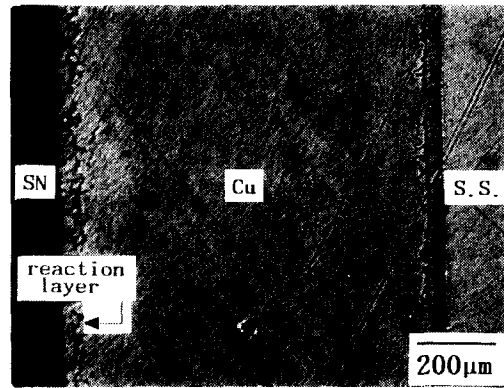


Fig. 9. Optical microstructure of $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{STS}$ 316 joint.

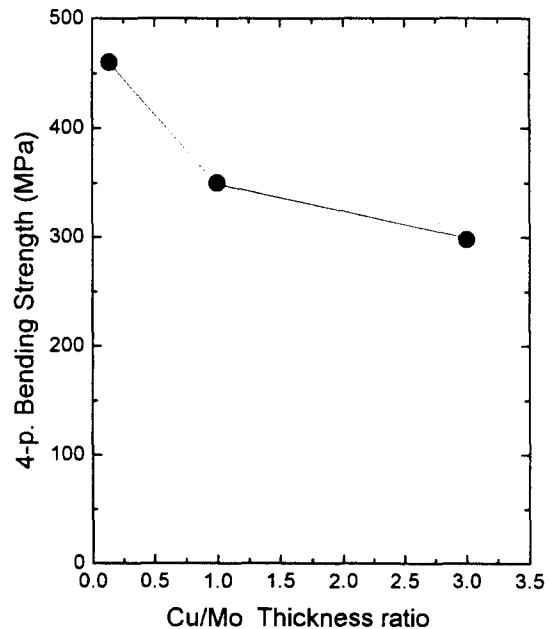


Fig. 10. 4-point bending strength of $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{Mo}/\text{STS}$ 316 joint with Cu/Mo interlayer thickness ratio.

Fig. 10에서 보여주는 것과 같다. $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{Mo}/\text{STS}$ 316 접합체의 접합강도는 같은 두께의 Cu만을 사용한 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{Mo}/\text{STS}$ 316 접합체의 접합강도와 비교하여 접합강도는 증가하였으며, 접합강도 증가효과는 Cu/Mo 두께비가 작아질수록 증가하였다. $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{Mo}/\text{STS}$ 316 접합체에서 나타나는 파괴경로도 Cu/Mo 두께비에 따라 다르게 나타났다. Cu/Mo 두께비가 1 이상인 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{Mo}/\text{STS}$ 316 접합체에서 파괴는 Fig. 8(b)에서와 같이 나타

났으나, Cu/Mo 두께비가 0.14인 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{Mo}/\text{STS}$ 316 접합체에서 파괴는 Fig. 8(c)에서 보여주는 것과 같이 대부분이 중간재로 사용된 Mo에서 일어났다.

유한요소법으로 계산된 잔류응력이 크게 나타난 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{Mo}/\text{STS}$ 316 접합체의 접합강도가 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{STS}$ 316 접합체의 접합강도보다 크게 나타났으며, Cu/Mo중간재의 두께비에 따른 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{Mo}/\text{STS}$ 316 접합체의 접합강도의 변화는 유한요소법에 의해 계산된 잔류응력의 크기로 예측되는 접합강도의 변화와 다르게 나타났다. 본 연구의 유한요소법에 의한 잔류응력의 계산에서는 중간재 Cu에 형성되는 반응층의 기계적 특성 변화가 다루어지지 않았기 때문에 Cu/Mo 중간재를 사용한 접합체에서 발생하는 잔류응력의 유한요소법에 의한 계산 결과에 관하여 정확한 고찰은 할 수 없으나, 중간재 구조에 따른 접합체의 접합강도 변화 결과로부터 다음과 같이 실제 접합체내에서 잔류응력 변화를 생각해 볼 수 있다. $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{Mo}/\text{STS}$ 316 접합체의 4-점 굽힘강도 측정시 접합체에 최대 잔류응력이 발생하는 중간재 Mo의 소성변형이 우선적으로 일어나게 되며, Si_3N_4 및 Mo에 발생하는 잔류응력의 상대적 크기에 따라 Mo의 우선적인 소성변형 정도가 다르게 나타날 것으로 예상되기 때문에 그에 따라 접합체의 파괴 경로 및 파괴 발생 위치가 다르게 나타나게 될 것으로 생각된다. 따라서, 열적, 기계적 특성이 다른 중간재를 적층하여 사용한 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{Mo}/\text{STS}$ 316 접합체에서는 접합체내에서 발생하는 잔류응력의 크기도 중요하지만 접합체내의 잔류응력의 분포가 접합강도를 결정하는 주요 요인으로 작용되는 것으로 생각된다. Cusil ABA로 브레이징된 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{Mo}/\text{STS}$ 316 접합체에서는 Mo에 최대 인장 잔류응력이 발생되도록 얇은 두께의 Cu와 두꺼운 Mo를 사용하는 것이 접합체의 접합강도를 향상시키는 데 효과적이었다.

Cu/Mo 두께 비에 따라 나타나는 계산된 잔류응력과 측정된 접합강도와의 차이는 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{STS}$ 316 접합체에서와 같이 Cu 중간재에 형성되는 반응층의 영향으로 생각할 수 있으나, 본 논문의 결과만으로는 정확한 해석을 하기 어렵다.

4. 결 론

활성금속 브레이징 방법으로 접합된 스테인레스 스틸/질화규소 접합체에서 세라믹스와 금속의 접합계면 근방의 세라믹스 부근에서 인장방향으로 큰 잔류응력이 발생되었으며, 이 잔류응력으로 인하여 질화규소의 파괴강도가 현저하게 낮아졌다. 연성금속 Cu를 중간재로 사용한 접합체에서는 질화규소에 발생하는 잔류응력이 감소되어 접합체의 접합강도가 증가하였다. Cu중간재의 두께가 0.2mm 일때 최대 접합강도가 나타났으며, Cu 중간재의 두께가 증가됨에 따라 접합강도는 감소하였다.

Cu와 Mo를 적층시켜 각 소재의 두께비를 조절하여 접합체에 발생하는 잔류응력의 크기 및 분포를 변화시킬 수 있었으며, 중간재로 사용된 Mo에 최대 인장 방향의 잔류응력이 발생하는 것으로 나타났다. 높은 접합강도를 갖는 $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Cu}/\text{Mo}/\text{STS}$ 316 다층 중간재 접합체에서는 Mo 및 질화규소에 발생하는 잔류응력의 크기 차가 크게 나타났으며, 대부분의 파괴가 중간재로 사용된 Mo 중간재에서 일어났다. 적절한 Cu/Mo 두께비를 갖는 다층 중간재를 사용한 접합체의 강도는 450MPa 정도로서 접합체의 실제 응용에서 요구되는 접합강도에 근접하였다. 따라서 열적, 기계적 특성이 다른 Cu 및 Mo를 적층하여 중간재로 사용한 접합체에서는 발생하는 잔류응력의 상대적 크기 뿐만 아니라 분포가 접합강도를 결정하는 중요한 요인으로 작용하는 것으로 생각된다.

감사의 글

본 연구는 1994년 과학기술처에서 시행한 첨단과제 연구사업의 연구비 지원으로 이루어졌으며 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. H. E. Pattee, "Joining Ceramics to Metals and Other Materials", "WRC Bulletin 178, 1-43(1972).
2. R. E. Loehman, A. P. Tompsia, "Joining of Ceramics," Am. Ceram. Bull., 67(2), 375-380 (1989)
3. S. Kang, E. M. Dunn, J. H. Selverian, and

- H. J. Kim, "Issues in Ceramic-to-Metal Joining: An Investigation of Brazing Silicon Nitride based Ceramic to a Low-Expansion Superalloy," *Am. Ceram. Bull.*, 68 (9), 1608-1617 (1989)
4. B. J. Dalgleish, M. C. Lu, A. G. Evans, "The Strength of Ceramics Bonded with Metals" *Acta Metall.*, 36(8), 2029-2035, Jan, (1988)
 5. K. Suganuma, T. Okamoto, "Interlayer Bonding Methods for Ceramic/Metal Systems with Thermal Expansion Mismatches", *J. Am. Ceram. Soc.* 67(12), C256 (1984)
 6. Y. Miyazawa, E. Suzuki, and K. Hayashi, "Effect of Pre-compression on the Strength of Ceramic/Steel Joint", *MRS Int'l Mtg. on Adv. Mats.* 131-136 (1989)
 7. T. Sato, H. Kobayashi, and Y. Arai, "Finite Element Analysis of Residual Stresses of Ceramics/Metal Joints", 88-93, *일본기계학회논문집* (1991)
 8. ANSYS User's manual, Swanson Structural Analysis System (1992)
 9. K. Suganuma, "Influence of Shape and Size on Residual Stress in Ceramic/Metal Joining", *J. Mater. Sci.*, 22(8), 2702-2706, (1987)
 10. W. D. Callister, Jr. *Material Science and Engineering*, Wiley (1994)
 11. JIS, Mechanical Properties of Solid-solution treated Austenitic Stainless Steels, G4304, (1991)
 12. S. M. Johnson, "Mechanical Behavior of Brazed Silicon Nitride", *Ceram. Eng. Sci. Proc.* 1846-1853 (1989)
 13. 박상환, 김태우, "구조용 세라믹스/금속 접합기술개발", *과학기술처*, 4459-1 (1992)