

AlN 세라믹스와 금속간 계면접합에 관한 연구: II. AlN/Cu 접합체의 잔류응력에 미치는 Mo 중간재의 영향

박성계 · 김지순* · 유 희** · 염영진** · 권영순*

울산대학교 재료금속공학부

*울산대학교 기계부품 및 소재 특성평가연구센터 (ReMM, KOSEF-RRC)

**울산대학교 기계자동차공학부

A Study on the Interfacial Bonding between AlN Ceramics and Metals: II. Effect of Mo Interlayer on the Residual Stress of AlN/Cu Joint

Sung-Gye Park, Ji-Soon Kim*, Hee You**, Young-Jin Yum** and Young-Soon Kwon*

School of Materials and Metallurgical Engineering

*Research Center for Machine Parts and Materials Processing (ReMM, KOSEF-RRC)

**School of Mechanical and Automotive Engineering, University of Ulsan, P. O. Box 18, Ulsan 680-749

(1999년 6월 4일 받음, 1999년 8월 20일 최종수정본 받음)

초 록 활성금속브레이징법으로 계면접합된 AlN/Cu 접합체의 잔류응력 완화에 미치는 Mo 중간재의 영향을 조사하였다. 유한요소법에 의한 응력 해석과 접합체 강도 측정, 파단면의 관찰을 행하였으며, 이들 결과를 비교, 분석하였다.

응력 해석 결과로부터, Mo 중간재를 사용할 경우 최대 잔류 주응력이 형성되는 위치가 AlN/삽입금속 계면으로부터 삽입금속/Mo 계면을 통하여 Mo 내부로 이동됨을 확인하였다. 접합체의 자유표면에 형성되는 인장성분의 응력집중 위치는 Mo 중간재 두께가 증가됨에 따라 Cu/Mo 계면과 Mo/AlN 계면의 두 곳으로 분리되었으며, AlN측 잔류응력의 크기는 크게 감소하였다. 중간재를 사용하지 않은 경우 최대 접합강도가 52 MPa로 낮은 강도를 보였으나, 두께 400 μ m 이상의 Mo 중간재를 사용한 접합체의 경우, 200 MPa 이상, 최대 275 MPa의 접합강도를 얻을 수 있었다.

Abstract Effect of Mo interlayer on the relaxation of residual stress in AlN/Cu joint bonded by active-metal brazing method was investigated. The stress analyses by finite-element-method, the measurement of joint strength and the observation of fracture surface were carried out and their results were compared with each other.

From the results of stress analysis it is confirmed that a Mo interlayer led to a shift of maximum stress concentration site from AlN/insert-metal interface \rightarrow insert-metal/Mo \rightarrow Mo interlayer. Additionally, with increase of the Mo interlayer thickness the stress concentration with tensile component was separately built both at the interface of Cu/Mo and AlN/Mo, whereby the residual stress in the free surface of AlN close to the bonded interface was drastically reduced. The AlN/Mo/Cu joints with Mo interlayer thickness of above 400 μ m showed the strengths higher than 200 MPa, upto max. 275 MPa, while the AlN/Cu joint only max. 52 MPa.

1. 서 론

본 저자들이 앞서 발표한 AlN/Cu와 AlN/W 접합체의 응력 해석에 관한 논문에서 모재 사이의 열팽창계수 차이가 크게 나는 AlN/Cu 접합체의 경우 접합강도가 조사된 범위에서 최대 50 MPa인데 반해 열팽창계수 차이가 매우 작은 AlN/W 접합체의 경우 최대 108 MPa의 접합강도를 얻을 수 있었다고 보고한 바 있다.¹⁾ 이러한 결과는 최근 반도체용 기관재료로서 활용이 크게 기대되고 있는 AlN 세라믹스를 heat-sink 역할을 하는 금속재료와 접합하여 사용할 때, 열팽창계수 차이에 따른 잔류응력을 완화시켜 줄 수 있는 방안이 선결되어야 함을 시사해 주고 있다.

현재까지 알려진 열응력 완화방법으로는 첫째, 고용점 금속 및 Invar 합금 등 저열팽창재료를 중간재로 이용하는

방법,²⁻⁷⁾ 둘째, Cu, Ni과 같이 항복강도가 낮은 연질금속을 중간재로 사용하여 소성변형에 의한 응력 흡수 완화를 유도하는 방법,^{5, 6, 9)} 셋째, 경사기능재료 개념의 중간층을 형성시키는 방법,⁸⁾ 넷째, 저온에서 접합하여 냉각과정에서의 열응력의 크기를 감소시키는 방법 (상온접합),¹⁰⁾ 다섯째, 접합부의 형상 자체를 열응력을 완화시킬 수 있는 구조로 설계하는 방법,^{10, 11)} 여섯째, 기타 이들을 조합한 방법 등이 보고되고 있다.^{6, 8, 12)}

본 연구에서는 위의 방법 중 열팽창계수가 낮고 강도가 높은 Mo를 중간재로 하는 방법을 채택하여 공정조성을 갖는 Ag-Cu 합금에 Ti이 2 wt% 첨가된 삽입금속을 이용하여 제조된 AlN/Cu 활성금속브레이징 접합체의 잔류응력 완화효과를 조사하였다. 응력 해석을 위하여 유한요소해석법을 사용하여 Mo 중간재 두께변화에 따른 잔류응력의

Table 1. Mechanical property data for materials used in stress analysis.^{13,14)}

Properties	Material	AlN	Cu(OFC)	Mo	Ag-Cu-Ti
Elastic modulus(GPa)		280	115	323	138
Poisson's ratio		0.24	0.35	0.29	0.36
Coefficient of thermal expansion($10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)		200 $^{\circ}\text{C}$: 4.03 400 $^{\circ}\text{C}$: 4.40 600 $^{\circ}\text{C}$: 4.84 1000 $^{\circ}\text{C}$: 5.64 1350 $^{\circ}\text{C}$: 6.09	100 $^{\circ}\text{C}$: 17.1 200 $^{\circ}\text{C}$: 17.2 500 $^{\circ}\text{C}$: 18.3 1000 $^{\circ}\text{C}$: 20.3	100 $^{\circ}\text{C}$: 5.20 500 $^{\circ}\text{C}$: 5.70 1000 $^{\circ}\text{C}$: 5.75 1500 $^{\circ}\text{C}$: 6.51	500 $^{\circ}\text{C}$: 17.5
Yield Stress(MPa)		-	78	550	343
Strain hardening Coefficient H		-	2.45	5.4	2.74

크기 및 분포의 변화를 구하였으며, 이 결과를 다양한 접합 조건에서 실제로 제조된 접합체의 접합강도 및 파단 거동과 비교·분석하였다.

2. 실험 방법

2-1. 유한요소 해석

Mo 중간재 두께에 따라 AlN/Cu 접합체에 발생하는 잔류응력의 크기 및 분포를 계산하기 위하여 상용의 유한요소 프로그램인 NISA II를 사용하여 응력 해석을 행하였다. 접합체는 직경 10mm의 봉상이었으며, 삽입금속의 두께를 100 μm 로 고정하고 Mo 중간재의 두께를 100~800 μm 로 변화를 주었다. 시험편은 길이방향의 중심선에 대하여 축대칭이기 때문에 실제 해석은 반경 5mm에 대하여 Fig. 1과 같이 직사각형 형태로 요소분할을 실시하였으며, 잔류응력의 변화가 클 것으로 예상되는 접합부위와 모재의 자유표면에서는 해석시 보다 작은 요소를 사용하였다. 이때 총 결점수는 342, 총 요소수는 330개이었다.

해석을 위해 가정한 사항은, 접합온도 850~950 $^{\circ}\text{C}$ 에서는 접합체 내부가 무응력 상태이며, 냉각과정에서의 열전도는 고려하지 않고 20 $^{\circ}\text{C}$ 까지 전 시편에 걸쳐 균일하게 냉각되는 것으로 가정하였다. Ag-Cu-Ti 삽입금속의 두께는 접합 후에 모두 100 μm 두께로 잔류한다고 생각하였으며, AlN과 삽입금속간의 계면반응으로 형성되는 반응층은 그 두께가 매우 얇으므로 고려하지 않았다. 또한, AlN 세라믹스는 탄성거동을, Cu 및 Ag-Cu-Ti 삽입금속, Mo은 탄성과 소성거동을 모두 하는 것으로 가정하였다. Table. 1에 해석에 사용된 각 재료의 물성치를 나타내었다.¹³⁻¹⁴⁾

2-2. 접합 및 강도 측정

실험에 사용한 모재 및 중간재는 AlN과 각각의 순도가 99.99%인 무산소동(Cu)과 몰리브덴(Mo)이었으며, AlN과 무산소동은 직경 10mm \times 두께 5mm의 디스크 형태였다. 삽입금속(insert-metal, 이하 IM)은 공정조성의 Ag-Cu 합금에 2 wt.% Ti이 첨가되도록 자체 제조하여 사용하였으며, 모재와 삽입금속은 초음파 세척 후 건조하여 AlN/IM/Mo 중간재/IM/Cu의 샌드위치형태로 적층하여, 6 \times 10 $^{-5}$ torr의 진공가압로에서 승온 및 냉각속도 10 $^{\circ}\text{C}/\text{min}$, 온도 850~950 $^{\circ}\text{C}$, 유지시간 1~5분의 조건으로 접합을 행하였다. 이때 삽입금속의 두께는 200 μm 이었으며, Mo 중간

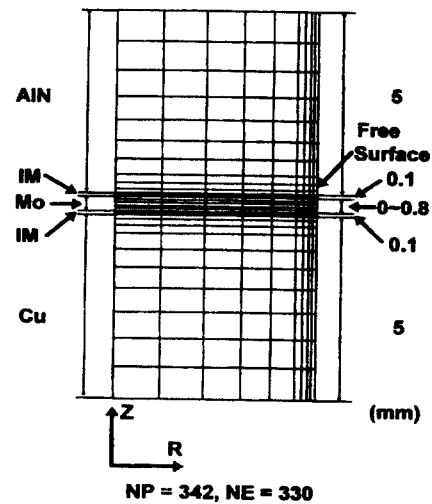


Fig. 1. Finite element mesh for AlN/metal joint investigated in this study.

재의 두께는 100, 200, 400, 800 μm 로 변화시켰다.

3. 실험결과 및 고찰

3-1. 유한요소법에 의한 잔류응력 해석

Fig. 2는 삽입금속의 영향은 무시하고 AlN/Mo/Cu 접합체를 900 $^{\circ}\text{C}$ 의 접합온도에서 상온까지 냉각시킬 경우, 접합체에 형성되는 잔류 주응력 분포를 나타낸 것이다. 그림에서 보는 바와 같이 Mo/Cu 접합계면에서 Cu 모재측에 인장응력이 형성되며, AlN/Mo 접합계면에서는 AlN 모재에 바로 근접하여 압축응력이 형성되나 그 크기가 미소할 뿐 아니라 접합면에서 멀어짐에 따라 바로 인장응력으로 변화됨을 알 수 있으며, 최대 주응력이 접합체 자유표면의 Mo 중간재 부분에 형성됨을 알 수 있다. 이와 같은 결과는 Table 1에 나타낸 바와 같이, AlN과 Mo 중간재의 열팽창계수 차이가 매우 작은 반면 ($|5.64-5.75| \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$), Mo과 Cu 모재와의 열팽창계수 차이는 매우 크기 때문이다 ($|5.75-20.3| \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$). 즉, 접합온도로부터 상온으로 냉각하는 과정에서 Mo 중간재보다 열팽창계수가 다소 낮은 AlN은 Mo보다 덜 수축하려 하지만 Mo의 구속효과로 인하여 더욱 수축되므로 압축응력을 형성하나, 그 크기는 매우 미소할 것으로 예상된다. Cu의 경우는 Mo 중간재

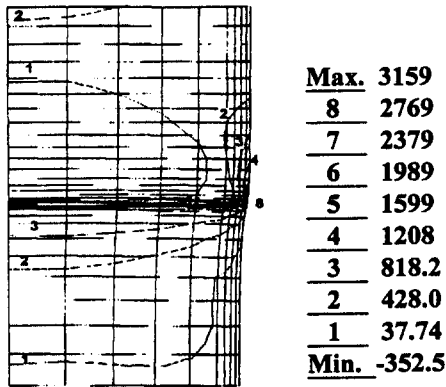


Fig. 2. Principal stress contour of AlN/Mo/Cu joint.

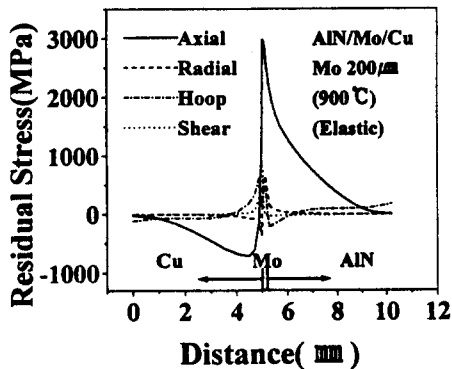
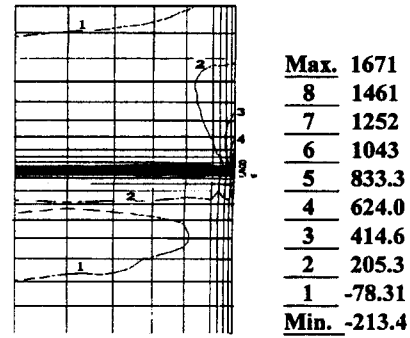


Fig. 3. Residual stress at the free surface of AlN/Mo/Cu joint. (Elastic analysis)

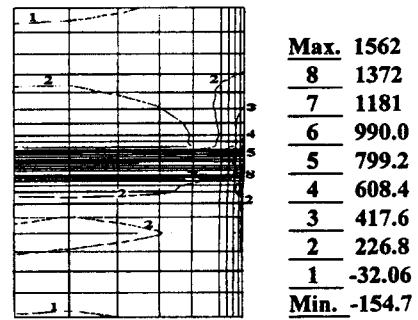
에 비해 수축하려는 경향이 매우 큼에도 Mo의 구속에 의해 수축되지 못하므로 매우 큰 인장응력을 형성하게 될 것이다.

Fig. 3은 위 접합체의 자유표면에 형성되는 잔류응력 변화를 축방향, 원주방향, 반경방향 및 전단방향의 4가지 성분으로 나타낸 것으로, 접합계면 자유표면부의 AlN 측에 축방향 인장응력이, Mo 중간재에서부터 축방향 압축응력이 형성되어 Cu 측으로 이동하면서 그 크기가 감소함을 알 수 있다.

Fig. 4 (a), (b)는 Fig. 2에서 기술한 시편과 다른 조건은 모두 동일하고, Ag-Cu-Ti 삽입금속의 변형에 따른 응력 완화 효과까지 고려하여 해석한 결과로서, Mo 중간재의 두께가 200 μm와 800 μm인 경우의 주응력 분포곡선을 나타낸 것이다. 접합계면에 형성되는 잔류 주응력은 앞서의 삽입금속을 무시한 응력 해석에서 3160 MPa이었던 것에 비해 Mo 중간재의 두께가 200 μm인 경우 1670 MPa로 크게 감소되었으며, Mo 중간재 두께를 800 μm로 증가시킬 경우 인장성분의 잔류응력이 Mo 중간재의 양쪽 접합계면에 형성되는 것을 알 수 있다. 이는 Mo의 두께가 얇은 경우는 Ag-Cu-Ti 삽입금속의 소성변형에 대한 Mo의 구속이 약하게 작용하나, Mo의 두께가 두꺼울 경우는 접합부에서 삽입금속에 대한 Mo의 구속효과가 크기 때문에 Mo 중간재에 비해 열팽창계수가 높은 삽입금속 측에 인장성분의 잔류



(a)



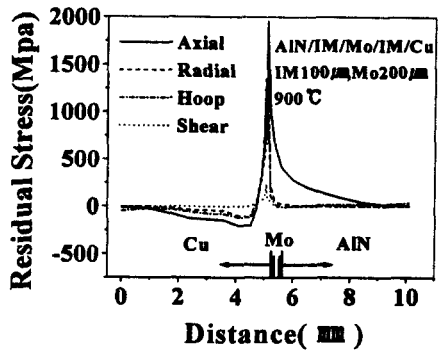
(b)

Fig. 4. Principal stress contour of AlN/IM/Mo/IM/Cu joints : (a) 200 μm Mo and (b) 800 μm Mo.

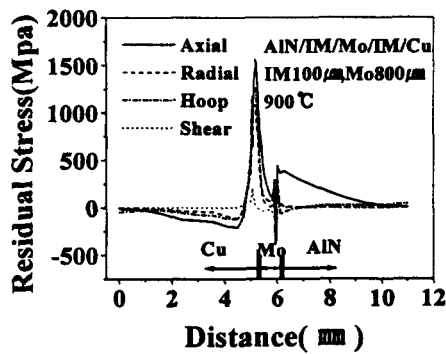
응력이 형성되기 때문이다.

Fig. 5는 위 접합체의 자유표면에 발생하는 잔류응력을 앞서 Fig. 3에서와 같은 방법으로 나타낸 것이다. Mo의 두께 증가에 따라 축 방향의 인장응력이 형성되는 영역이 매우 좁아질 뿐 아니라, 인장응력이 형성되는 지점이 삽입금속과 Mo에 걸친 영역으로부터 삽입금속/Mo 및 삽입금속/AlN 계면의 두 지점으로 분리됨을 알 수 있다. 인장응력의 이와 같은 분산은 잔류응력값을 2000MPa에서 1500MPa 범위로 감소시키고 있으며, 특히, AlN 세라믹스 모재 측에 형성되는 잔류응력이 크게 감소되고 있다.

Fig. 6의 (a)와 (b)는 Mo 중간재의 두께 변화에 따라 접합체 내부에 형성되는 최대 잔류응력 크기가 변화하는 것을 나타낸 결과이다. (a)는 삽입금속이 존재하지 않는다고 가정하고 단순히 AlN/Mo/Cu 접합체에 대한 탄성 해석 결과로서, Mo 중간재의 두께가 증가함에 따라 최대 잔류응력이 감소하나, 800 μm 이상으로 중간재 두께를 증가시킬 경우, 더 이상의 감소는 없음을 알 수 있다. 이는 ① Mo 중간재와의 열팽창계수 및 탄성계수 차이가 Cu 모재의 경우가 AlN 보다 더 크므로, 최대 잔류응력이 Mo/Cu 계면에 형성됨에 따라 Mo/Cu 계면의 소성변형이 야기되어 잔류응력이 완화되며, ② Mo 두께의 증가가 Cu 모재에 대한 Mo의 구속효과를 증가시켜 응력완화 효과 역시 증가하게 되나, Mo 두께가 과도하게 증가될 경우 Cu에 대한 구속 효과의 차이가 더 이상 크게 나타나지 않기 때문으로 판단



(a)

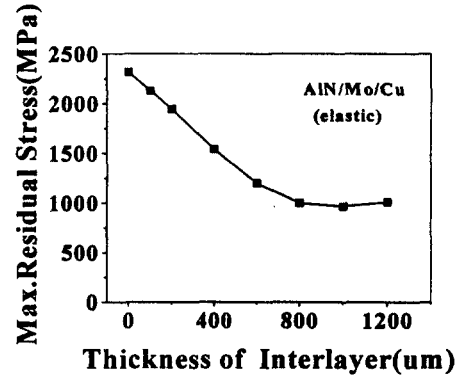


(b)

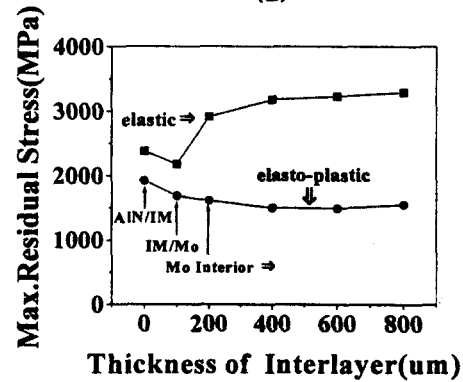
Fig. 5. Residual stress at the free surface of AlN/IM/Mo/IM/Cu joints: (a) 200 μm Mo and (b) 800 μm Mo.

된다.

Fig. 6 (b)는 삽입금속의 영향을 고려하여 AlN/IM/Mo/IM/Cu 접합체에 대해 탄성 및 탄소성 해석한 결과로써, 소성변형이 되지 않는다고 가정한 단순 탄성해석에서는 (■ 표시곡선) Mo 중간재의 두께가 증가함에 따라 AlN/삽입금속의 접합부에 발생하는 최대 잔류응력의 크기가 증가하나, 탄소성 해석을 행한 경우에는, Mo의 두께가 400 μm 에서부터 최대 잔류 응력의 크기가 일정한 값을 나타내고 있어 Mo 두께를 증가시키더라도 더 이상의 응력안화 효과는 얻을 수 없을 것이라 예측할 수 있다. 아울러, 탄성해석의 경우 Mo의 두께가 0 \rightarrow 100 \rightarrow 200 μm 로 증가될 때 잔류응력이 감소되었다가 증가하는데 그 이유는, Mo 두께가 크지 않을 경우 Mo과 삽입금속의 탄성변형이 각각 비슷한 정도로 일어날 수 있는데 반하여, Mo이 두꺼워지면 탄성계수가 낮은 삽입금속만 변형되기 때문으로 판단되며, 이는 금속의 소성변형을 고려하지 않고 탄성변형만을 고려하였기 때문이다. 또한, 탄소성 해석의 경우, 최대 잔류응력이 형성되는 부분을 그래프 안에 함께 표시하였는데, Mo 중간재를 사용하지 않은 경우 (중간층 두께 0 μm), 최대 잔류응력은 AlN과 삽입금속간 계면에 형성됨을 알 수 있다. Mo 중간재의 두께를 100 μm 로 증가시킬 경우, 최대 잔류응력은 삽입금속/Mo 중간재 계면에 형성되며, 200 μm 이상에서는 Mo 중간재 내부로 최대 잔류응력의 형성위치가 변화됨을



(a)



(b)

Fig. 6. Change in maximum residual stress of (a) AlN/Mo/Cu (elastic analysis) and (b) AlN/IM/Mo/IM/Cu joints as a function of thickness of Mo Interlayer. (elastic and elasto-plastic analysis)

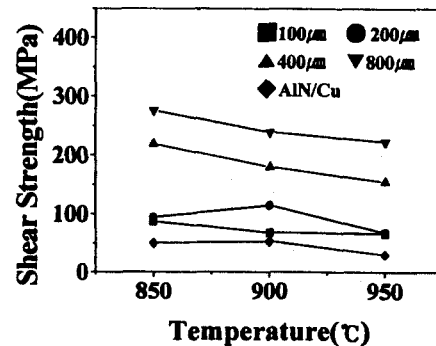


Fig. 7. Change in shear strength of AlN/Mo/Cu joint as a function of thickness of Mo interlayer and brazing temperature.

확인할 수 있다.

3-2. Mo 중간재 두께와 접합강도

Fig. 7은 Ag-Cu-Ti 삽입금속을 사용하여 제조한 AlN/Mo/Cu 접합체에 대한 Mo 중간재 두께 및 접합온도에 따른 접합강도의 변화를 나타낸 그래프이다. Mo 중간재를 사용하지 않은 경우, 850 $^{\circ}\text{C}$ 에서 900, 950 $^{\circ}\text{C}$ 로 온도를 변화 시킴에 따라 50, 52, 30 MPa의 낮은 접합강도를 나타내었으나, Mo 중간재를 사용한 경우 중간재 두께 증가에 따라 접합강도가 증가함을 알 수 있다. 특히, 800 μm 의 Mo 중간재를 사용하였을 때 접합강도의 크기가 접합온도에 따라

223~275 MPa로써 중간재를 사용하지 않았을 때 보다 4~9배정도 증가하였다.

이는 앞서 Fig. 5와 Fig. 6 (b)의 응력 해석 결과에서, Mo 중간재를 사용할 경우 접합체의 자유표면에 형성되는 잔류응력이 감소하고, 최대 잔류응력이 분산되어 형성되며, Mo 중간재의 두께 증가에 따라 최대 잔류응력의 발생지점이 Mo 중간재 쪽으로 이동하는 데에 기인하는 것으로 판단된다. 즉, Mo 중간재를 사용하지 않은 AlN/Cu 접합체의 경우에는 최대 잔류응력이 발생하는 지점이 삼입금속/AlN의 접합계면이고 그 크기가 AlN 세라믹스의 파괴강도를 크게 상회하는 데 반해, 100 μ m 두께의 Mo 중간재를 사용한 경우, 최대 잔류응력이 Mo 중간재/삼입금속의 접합계면으로 이동하여 응력완화 효과가 기대되기는 하나, Mo의 두께가 얇아 구속효과가 충분치 않고 응력완화 효과 역시 크지 않을 것이므로 접합체 강도가 크게 증가하지 못한 것으로 판단된다. 또, Mo 두께가 200 μ m로 증가하여 최대 잔류응력의 형성지점이 Mo 중간재 내부로 이동하더라도, 응력완화를 위한 Mo의 구속효과는 아직 그리 크지 않아, 접합체 강도 역시 크게 증가하지 않았던 것으로 사료된다. 그러나, Fig. 6 (b)에서 설명한 대로 Mo 중간재의 두께가 400 μ m 이상이 되어 더 이상의 최대 잔류응력 감소가 관찰되지 않을 정도로 응력완화 효과가 충분히 커질 경우에는 접합체 강도가 뚜렷이 증가한 것을 알 수 있다. 여기서, Mo 중간재를 400에서 800 μ m로 계속 증가시킬 경우 접합체 강도가 증가하는 것은, 최대 잔류응력이 이미 400 μ m에서부터 Mo 중간재의 내부 쪽에 형성되므로, 외부에서 추가의 응력이 작용될 때 그 응력을 Mo 중간재가 주로 받게 되기 때문일 것으로 사료되며, Mo 두께를 더욱 증가시킬 경우 접합체의 강도 역시 계속 증가할 것으로 예상된다.

3-3. 파단 형태

Fig. 8은 접합강도 측정 후 시편의 파면을 확대경에 의한

육안 검사와 SEM 관찰 및 EDS에 의한 원소 mapping 결과를 분석하여 전형적인 파괴 형태를 일반화하여 도식적으로 정리한 것으로, Fig. 8 (a)는 Mo의 두께가 100 μ m인 경우에 주로 발생한 파괴 형태이며, (b)는 200과 400 μ m, (c)는 600과 800 μ m 두께의 Mo 중간재에서 일반적으로 관찰된 파괴 형태이다.

Fig. 9는 Mo 중간재의 두께를 100 μ m로 한 접합체 파단면 양측을 SEM과 EDS를 이용하여 관찰, 분석한 결과이다. 왼쪽에는 파단면의 SEM 사진과 함께 파단면의 AlN 파편 부분을 구분하기 위하여 AlN 모재의 주성분인 Al 원소에 대해 mapping한 결과를 나타내었으며, 오른쪽에는 파단면 사진 내 A, B, C 표시 부분의 확대 관찰 결과와 EDS 분석 결과를 함께 나타내었다. 그림 안의 a₁과 a₂ 부분, b₁과 b₂ 부분, 그리고 c₁과 c₂ 부분은 각각 파단된 접합체가 마주보고 있는 부분을 표시한 것이다. 그림에서 알

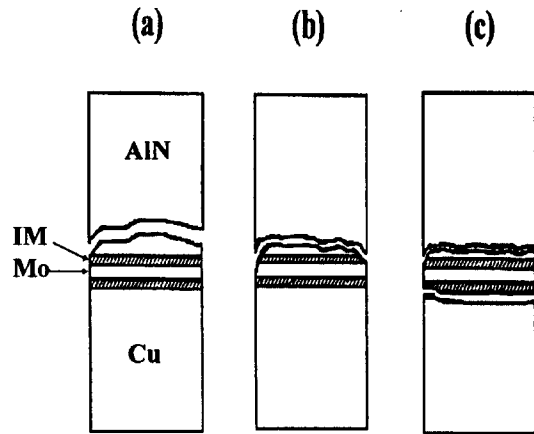


Fig. 8. Schematic diagrams showing typical failure types of AlN/Mo/Cu joints with Mo-interlayer of (a) 100 μ m, (b) 200 or 400 μ m and (c) 800 μ m thickness.

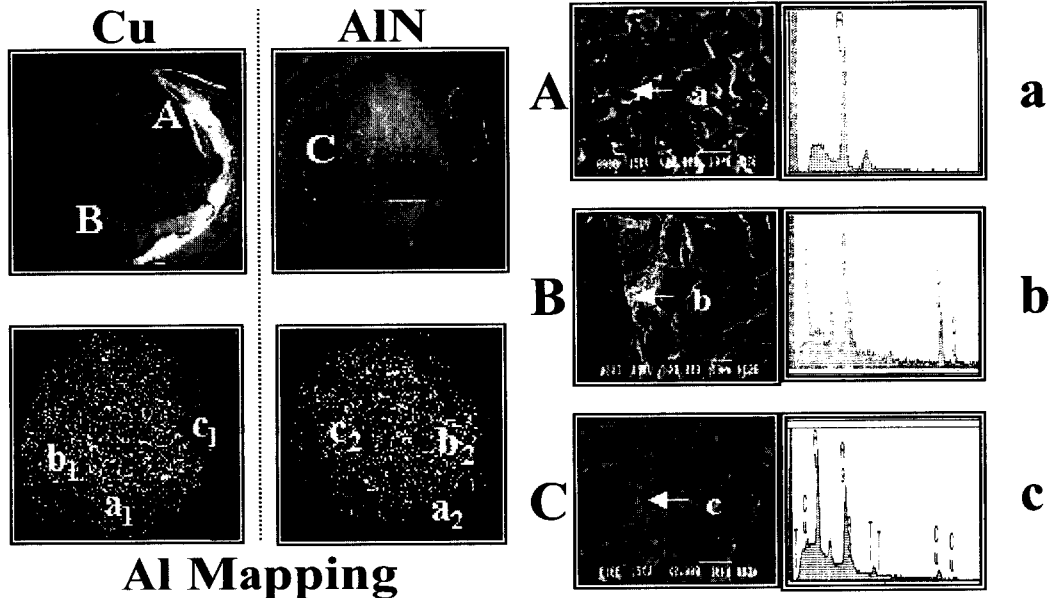


Fig. 9. SEM images of the fracture surfaces of AlN/IM/Mo/IM/Cu joint with 100 μ m thickness Mo-interlayer, their Al-mapping and EDS analysis results, showing a fracture type of (a) in Fig. 8.

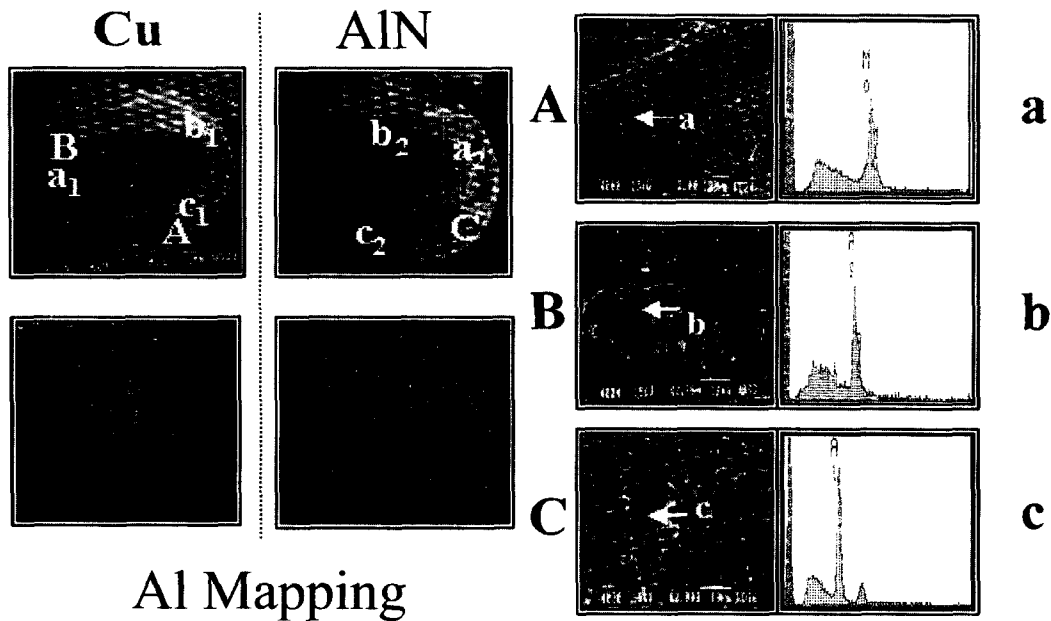


Fig. 10. SEM images of the fracture surfaces of AlN/IM/Mo/IM/Cu joint with 400 μ m thickness Mo-interlayer, their Al-mapping and EDS analysis results, showing a fracture type of (b) in Fig. 8.

수 있는 바와 같이, 파면은 AlN의 파면 또는 파면이 떨어져 나온 부분(A 영역), 삽입금속 부분(B 영역), 삽입금속이 AlN 모재에 부착된 채로 파괴된 부분(C 영역)으로 구분할 수 있다. 즉, A 영역에 대한 EDS 성분 분석 결과에서 AlN의 주성분 원소인 Al 성분만 검출되어 AlN 내부로 파괴가 일어났음을 알 수 있는 반면, B 영역은 삽입금속의 성분원소인 Ag, Cu가 함께 검출되는 것으로 보아 AlN/금속 경계의 삽입금속면인 것으로 판단할 수 있다. 또, C 영역은 삽입금속의 성분원소인 Ag, Cu, Ti 뿐만 아니라 Al이 검출되고 있고, 조직 사진에서 보는 바와 같이 삽입금속의 조각이 붙어 있는 곳과 AlN 입자들이 떨어져 나간 곳도 존재하고 있다. 이 결과들을 종합하면 파괴 형태는 Fig. 8의 (a)와 유사한 것으로 판단할 수 있다. 이때 접합강도는 유사한 양상의 파단 거동을 보이는 접합체들 중 850 $^{\circ}$ C에서 5분간 유지하여 제조된 접합체가 최대 87 MPa를 나타내었다. 이와 같은 파괴 형태는 Mo 중간재를 사용하지 않은 접합체의 경우와 유사한 결과로써, 앞서 응력해석 및 접합강도에 대한 설명에서 언급한 바와 같이, Mo 중간재의 두께가 충분한 응력완화 효과를 보일 정도로 크지 않았던 데에 기인한 것으로 판단된다.

Fig. 10은 Mo 중간재의 두께를 400 μ m로 하였을 경우의 접합체의 파괴 형태를 나타낸 것으로, 앞서의 100 μ m Mo 중간재 경우와는 달리, A 영역의 EDS 결과에서 중간재 성분인 Mo 원소만이 검출되어 삽입금속/Mo 중간재 계면의 Mo에서 파괴가 일어난 것으로 판단되며, B 영역은 AlN과 삽입금속의 경계에서, 그리고 C 영역은 AlN 내부에서 파괴가 일어난 것으로 판단된다. 이때 접합강도는 850 $^{\circ}$ C에서 5분간 유지하여 제조한 접합체가 최대 219 MPa로 높은 강도값을 보였다.

Fig. 11은 Mo 중간재의 두께를 800 μ m로 한 접합체에서 주로 관찰된 파단면 분석 결과로서, 그림의 상단과 하단에 각각 Mo 중간재와 AlN 모재 사이에서 파단된 경우와 Cu 모재와 Mo 중간재 사이에서 파단된 경우를 나타내었다. 상단의 그림에서는 A, C 영역이 AlN 내부, B 영역이 삽입금속으로 파괴가 진행되었음을 알 수 있다. 하단의 그림에서는 파단면이 구별되도록 하기 위해 삽입금속과 Cu 모재의 주성분 원소인 Ag와 Cu에 대한 mapping을 시행하였으며, 이들 두 원소가 파면 전체에 걸쳐 검출되어 파면을 구성하고 있는 부분이 삽입금속 또는 Cu 모재인 것을 알 수 있다. EDS 분석결과에서도 접합체가 Cu 모재에서 파괴되었음을 알 수 있으며, 이와 같은 결과를 종합하여 도식화하면 Fig. 8 (c)와 같이 나타낼 수 있다.

Fig. 8 (b)에서 (c)로 균열의 진행경로가 바뀌게 되는 이유는 3-1절의 유한요소해석 결과에서 살펴본 바와 같이, Mo 중간재 두께 증가에 따라 접합계면에 인접한 자유표면에 형성되는 잔류 주응력이 인장성분의 형태로 AlN/삽입금속 계면과 Mo/삽입금속 계면의 두 곳으로 분산되기 때문이며, 접합계면을 따라 비교적 평행하게 파괴되는 이유도 주응력 분포 곡선에서 살펴본 바와 같이, 접합계면에 인접한 AlN과 Cu 모재 내부에 인장응력이 분포되어 있고 접합계면에서 멀어짐에 따라 양 모재 내부에 그 크기가 크지는 않으나 압축응력이 형성되기 때문으로 판단된다.

4. 결 론

Ag-Cu-Ti 삽입금속을 사용하여 활성금속브레이징된 AlN/Cu 접합체에서 Mo 중간재를 이용한 경우의 응력완화 효과를 조사하기 위하여, 유한요소법에 의한 응력 해석을 행하고 그 결과를 실제로 제조된 접합체의 진단강도 측

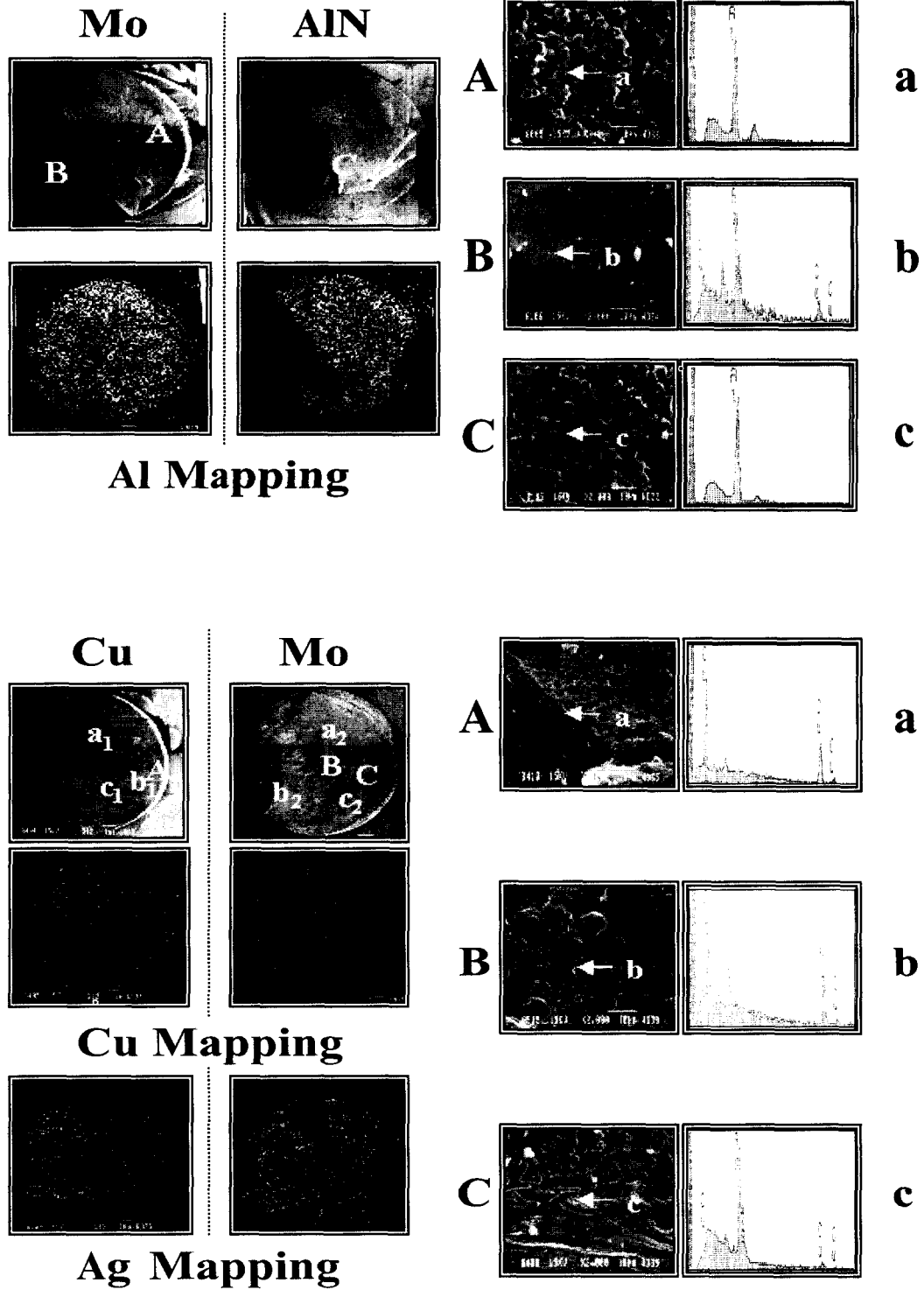


Fig. 11. SEM images of the fracture surfaces of AlN/IM/Mo/IM/Cu joint with 800 μ m thickness Mo-interlayer, their element mapping and EDS analysis results, showing a fracture type of (c) in Fig. 8.

정 결과와 파단면의 관찰 및 분석 결과를 비교하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) Mo 중간재의 AlN과 Cu에 대한 구속효과로 인하여, Mo 중간재가 개재되지 않은 AlN/Cu 접합체에서는 최대 잔류 주응력이 AlN/삽입금속 계면에 형성된 반면, Mo 중간재를 사용한 경우, Mo 두께 증가에 따라 최대 주응력의

형성 위치가 AlN/삽입금속 계면 \rightarrow 삽입금속/Mo 계면 \rightarrow Mo 내부로 이동되었다.

2) 접합체의 자유표면에 형성되는 인장성분의 최대 잔류 주응력도 Mo 중간재의 두께 증가에 따라 Cu/Mo 계면과 Mo/AlN 계면의 두 곳으로 분리되었으며, 특히, AlN 측 잔류응력의 크기가 크게 감소하였다.

3) 중간재를 사용하지 않은 경우 최대 52 MPa의 낮은 접합강도가 얻어졌으나, 두께 400 μ m 이상의 Mo 중간재를 사용한 접합체의 경우, 200 MPa 이상, 최대 275 MPa의 접합강도를 얻을 수 있었다.

감사의 글

본 연구는 한국과학재단의 연구비(KOSEF 941-1000-010-2) 지원과 한국과학재단 지정 울산대학교 기계부품 및 소재 특성평가연구센터의 부분지원에 의해 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. 박성계, 이승해, 김지순, 유희, 염영진, 한국재료학회지 게재 예정.
2. K. Suganuma, T. Okamoto, and M. Kotzumi, J. Am. Ceram. Soc., **68** (12), C-256-C-257 (1984).
3. 박상환, 김태우, 최영화, 요업학회지, **33** (2), 127-134 (1996).
4. Y. Nakao, K. Nishimoto, K. Saida, H. Nakamura, K. Murabe, and Y. Fukaya, 日本溶接學會論文集, **12** (3), 419-425 (1994).
5. 中橋昌子, 白兼誠, 日本複合材料學會誌, **12** (5), 223-232 (1986).
6. 石田洋一, 日本複合材料學會誌, **12** (3), 127-132 (1986).
7. J. M. Howe, Int. Mater. Rev., **35** (5), 257-271 (1993).
8. 高塩治男, 工業材料, **39** (9), 110-119 (1991).
9. T. Yasumoto, K. Yamakawa, N. Iwase, and N. Shinosawa, J. Ceram. Soc. Jap., **101**, 969-973 (1993).
10. 장병록, 유연철, 대한금속학회회보, **1** (1), 49-58 (1991).
11. K. Suganuma, T. Okamoto, and K. Kamachi, J. Mater. Sci., **22**, 2702-2706 (1987).
12. 田中 俊一世郎, 溶接技術, **9**, 84-89 (1989).
13. ASM Committee, **Metals Handbook** (9th Ed.), American Society for Metals, Metals Park, Ohio, 2, 708-830 (1982).
14. Smithells, **Metals Reference Book** (7th Ed.), E. A. Brandes and G. B. Brook, Hartnolls Ltd., Oxford, 14-1 (1992).