

論文

세라믹/금속복합재료 접합재의 3차원 탄소성 응력특이성 해석

박명균* · 주재황** · 박세만*

A Three Dimensional Elasto-Plastic Stress Singularity Analysis of the Ceramic/MMC Joint

M. K. PARK*, J. H. JOO** and S. M. BAHK*

ABSTRACT

Employing a three dimensional(3-D) finite element method a thermal elasto-plastic stress analysis was conducted to investigate residual stress distributions on the brazing joint of a ZrO_2 ceramic and a SiC whisker-reinforced aluminum composite. The stress results from the 3-D elasto-plastic finite element model were analyzed to understand the influence of reinforcing SiC whisker volume fraction on the residual stresses at the interface. From those obtained results, a method to estimate the stress singularity parameters were suggested. As the reinforcing whisker volume fraction increased, the intensity and order of stress singularity were shown to decrease at the interface between ceramic and interlayer.

초 록

세라믹(ZrO_2)과 SiC 휘스커(이하 SiC_w) 강화 알루미늄 복합재료의 브레이징 접합시의 잔류응력 분포를 연구하기 위해 3차원 유한요소법을 이용한 열탄소성 응력해석을 수행하였다. 3차원 탄소성 유한요소 모델에 의한 응력해석 결과로 접합계면에서 SiC_w 의 체적함유율의 증가에 따라 잔류응력 변화에 미치는 영향을 검토하였다. 또한 이로부터 얻어진 탄소성 응력해석 결과를 이용하여 응력특이성 파라미터를 평가하기 위한 방법을 제시하였으며, SiC_w 체적함유율 변화에 따른 응력특이성 파라미터를 검토하였다. 그 결과 SiC_w 체적함유율이 점점 증가할수록 세라믹과 경계층 사이의 접합계면에서 얻어진 응력특이성지수와 크기는 더 작아짐을 알 수 있다.

1. 서 론

세라믹은 고온강도, 내열성, 내식성 및 경량성과 같은 우수한 특성을 갖고 있는 반면 취성이 강한 특성으로 인하여 실제 부품 소재로 활용함에 있어서 많은 문제점이 있다. 그러나, 세라믹/금속 접합에 대한 지속적 연구가 80년대 이후 미국, 일본을 비롯한 선진국에서 진행되어 왔으며, 최근 세라믹/

금속 접합 기술의 향상으로 세라믹 가스터빈, 디젤 엔진 등과 같은 동적 구조물의 부품 소재로서의 적용 가능성을 인정받고 있고, 세라믹의 우수한 전기 절연성과 기계적 특성을 이용한 진공차단기, 전자 렌지의 마그네트론, 통신기기, 자동차의 피스톤 등에 응용이 확대되고 있다. 또한 Al합금 SiC_w 강화 복합재료는 높은 비강도와 비탄성의 특성 때문에 항공기, 헬리콥터, 인공위성, 미사일의 구조 부분과

* 명지대학교 기계공학과

** 명지대학교 기계공학과 대학원

자동차의 엔진주변부 등 경량 고강도특성을 요구하는 구조재 부분에 이용이 증가되고 있으며 사용분야의 확대 및 섬유강화 복합재료의 필요성 그리고 자동차 및 다른 산업용 부품의 응용개발과 성능향상 기술의 개발을 위해 재료성질이 상이한 세라믹/금속의 이종재료 접합기술의 연구는 필수적으로 수행되어야 할 분야이다[1].

세라믹재료의 금속접합시에 발생하는 잔류응력은 접합강도에 큰 영향을 미치기 때문에 설계시 잔류응력 해석은 매우 중요하며 잔류응력의 크기와 분포에 대해서는 X-선 회절법(X-ray diffraction method)의 실측에 의한 연구와 유한요소법과 같은 수치해석에 대한 연구가 병행되고 있다[2].

또한, 세라믹/금속접합 공정면에서 메탈라이징법에서 활성금속 브레이징법으로 변화하는 과정에서 여전히 잔류응력의 완화와 접합강도의 신뢰성을 주기 위한 연구가 요구되고 있는 실정이다[3].

본 연구에서는 잔류응력(Residual stress) 발생의 주된 원인인 열팽창계수 차이를 줄이는 방안으로 적당한 두께의 중간재를 삽입하여 Al복합재료, 중간재, 세라믹의 열팽창계수의 차이로 인한 부조화(Thermal expansion mismatch)를 중간재의 소성변형의 영향으로 잔류응력을 완화시키는 활성금속 브레이징 접합방법을 선택하였으며, 특히, 2차원 해석결과에 대해서는 많은 연구가 행하여져 왔지만 유한요소법을 이용한 3차원 해석에 관한 연구는 매우 미비한 단계에 있다. 따라서 3차원 유한요소법을 이용하여 열탄소성해석을 Al합금 SiC_w강화 복합재료와 지르코니아 접합에 대해 잔류응력 해석을 실시하였다. 열탄소성해석시와 열탄성 해석시와의 차이점과 SiC_w강화 복합재료의 체적함유율 증가에 따른 잔류응력에 미치는 영향을 검토하였으며, 접합계면의 잔류응력해석 결과로부터 응력특이성지수를 계산하여 탄소성모델을 사용한 이론해와 비교·검토 하였다.

2. 접합잔류응력의 유한요소해석

본 연구에서는 세라믹/금속 접합의 잔류응력해석을 위하여 범용구조해석 프로그램인 ANSYS를 사용하였다. 일반적으로 유한요소해석시 재료의 기계적 물성치를 결정하여 입력시키는 것이 필요하기 때문에 가장 단순한 모델에는 혼합법칙을[4] 이용하여 열팽창계수, 밀도, 강도, 탄성계수 등을

결정한다. 그런데, 본 연구에서는 보강재의 중형비로 인한 비등방성재료의 물성치나 경계면에서 열장벽의 영향을 고려하는데는 한계가 있는 것을 알 수 있다. 그래서, Al합금 SiC_w강화 복합재료의 기계적인 물성치를 실험적인 값에 가장 접근하고 강화재의 체적함유율이 50%미만에 가장 타당한 Hashim과 Shtrikman에 의해 제안된 식(1)을 사용하여 결정하였다[5].

$$E_c = E_m \left[\frac{E_m V_r + E_r (V_r + 1)}{E_r V_m + E_m (V_r + 1)} \right] \dots\dots\dots (1)$$

여기서, E_m은 기지재료 Al의 종탄성계수, E_r은 강화재의 종탄성계수, V_m은 기지재료 Al의 체적함유율, 그리고 V_r은 강화재의 체적함유율이다.

또한, 기지재료와 보강재의 경계면에서의 열장벽의 영향과 전단응력의 효과를 종합하여 조금더 복잡한 형상의 모델에 적용하는 Kener에 의해 제안된 식(2)를 사용하여 열팽창계수(Coefficient of Thermal Expansion ; CTE)를 결정하였다[5].

$$CTE_c = CTE_m - V_r (CTE_m - CTE_r) \cdot A/B \dots\dots (2)$$

여기서,

$$A = K_m(3K_r + 4G_m)^2 + (K_r - K_m) \times (16G_m^2 + 12G_m K_r),$$

$$B = (3K_r + 4G_m) [4V_r G_m(K_r - K_m) + 3K_m K_r + 4G_m K_r],$$

G_m은 기지재료 Al의 횡탄성계수, K_m은 기지재료 Al의 체적탄성계수, K_r은 강화재의 체적탄성계수이다. 실험적으로 SiC_w강화 알루미늄 복합재료의 성질은 보강재의 체적함유율이 증가되면 탄성계수, 항복강도 등이 현저히 개선됨을[6] 알 수 있고, 반면 열팽창계수는 낮아짐을 알 수 있다[6][7]. 그리고, 중간재를 삽입한 활성금속 브레이징법에 사용하는 구리, 알루미늄 중에서 복합재료의 기지재료와 같은 Al을 중간재로 사용하였으며, ZrO₂ 세라믹은 다른 세라믹재료에 비해 비교적 높은 열팽창계수를 가지고 있어서 금속과 접합시 열팽창계수의 차이로 인한 잔류응력이 상대적으로 작기 때문에 접합시 세라믹재료로서 대단히 유용하다고 판단하여 사용하였고 중간재와 세라믹 그리고 중간재와 금속사이에 접합시 사용하는 용가재는

Table 1. The mechanical properties of the materials

Material		E (GPa)			ν	α (×10 ⁻⁶ /K)		
		300K	550K	800K		300K	550K	800K
Al 6061-T6 SiC whisker	10%	89.4	76	54	0.322	20.8	21.7	23
	20%	111	98	76	0.314	18.2	19.7	21.8
	30%	139	118	96	0.306	15.7	17.2	20.8
	40%	180	159	118	0.298	13.3	14.7	16.2
Stabilized ZrO ₂ ⁽⁸⁾		138	-	-	0.33	10.5	-	-
Al 6061-O Temper ⁽⁸⁾		68.9	59	47	0.33	23.5	24.1	25.7

800K에서 300K 까지 냉각하는 동안 모재와 동일한 변형을 한다고 보고 해석대상에서 제외하였다. 해석에 사용된 복합재료의 물성치는 위 식에 의한 계산결과로써 Table.1에 나타내었다. 세라믹 (Stabilized ZrO₂)과 중간재(Al6061)는 Metals Handbook(ASM)을 참고하였다[8].

해석 모델의 대칭성 및 경계면에서의 높은 열응력, 그리고 접합계면으로부터 10mm이상 떨어진 영역에서 잔류응력이 거의 발생하지 않음을 고려하여 Fig.1에 표시한 영역을 해석대상으로 열탄소성 해석을 하였다[2]. Fig.2는 유한요소모델의 요소 분할을 나타낸 것으로 3차원 20절점 요소(3-D 20 nodes isoparametric brick element)를 사용하였으며 응력집중이 예상되는 이중재료 접합경계부위 및 단부 부근에 자동메시 생성기법을 이용하여 미세한 메시가 생성되도록 하였으며 총 요소수는 1250개, 절점수는 6696개이다. 하중조건은 온도에 의존한 열응력해석이므로 각 절점의 계산에 이용되는 온도하강스텝(Step)은 고온접합시에는 열변형이 자유롭지만 응고가 시작되면서 모재간의 변

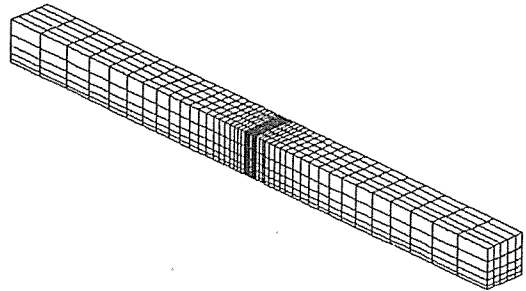


Fig. 2. Element meshes for 3-D FEM analysis.

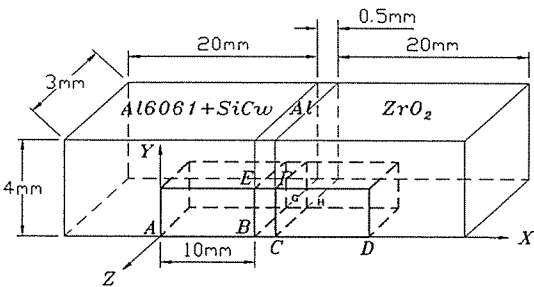


Fig. 1. Configuration of Al+SiC_w composite/ZrO₂ joint model.

형을 구속하게되므로 온도 800K에서 상온 300K 까지 1K씩 서냉하는 열하중을 주었다. 또한 냉각 시 모든 구간에 대하여 물성치를 입력하여야 하는 어려움을 해소하기 위해 모든 물성치들은 두개 구간으로 즉, 300K에서 550K, 550K에서 800K로 나누어 입력시켜 그 두개 구간을 모두 선형적으로 간소화하여 1K씩 서냉하며 해석하였다. 구속경계조건은 재료의 대칭성을 고려하였고 강제운동을 방지하였다.

3. 접합계면의 응력특이성

접합계면의 응력특이성(Stress Singularity)은 세라믹/금속접합재의 경우 기본적으로 세라믹은 소성변형(항복)이 일어나지 않지만 중간층은 접합 경계면에서 대규모항복을 한다. 이 경우 세라믹의 특이응력장은 중간층 항복의 영향을 많이 받아 탄소성특이성(세라믹쪽이 탄성, 중간층이 탄소성) 그리고, 금속이 탄성인 3층구조의 응력특이성)이 문

제가 된다[9][10]. 열응력완화의 방법으로 낮은 항복강도를 가지는 금속을 중간재로 사용함으로써 열팽창계수차이로 인한 응력을 중간재의 소성변형을 통하여 완화시키는 것으로 탄소성해석은 탄성해석에 비해 상대적으로 많은 계산시간이 필요하다. 이중재료 접합의 응력특이성 해석을 위해서는 Bogy[9]에 의해서 제안된 특성방정식이 사용된다. 응력특이성을 결정하는 특성방정식에서 계면근방의 응력장 σ_r 은 균열선단의 응력특이성과 유사하며 접합 계면단으로부터의 거리 r 에 의해 다음 식과 같이 정의된다.

$$\sigma_r = \frac{Q}{r^\lambda} \dots\dots\dots (3)$$

여기서, Q 는 응력특이성크기(Intensity of stress singularity)이고, λ 는 두재료의 접합모델(Fig.3)에서 구할 수 있는 응력특이성지수(Order of stress singularity)이며 r 은 응력특이점으로부터의 거리이다. λ 는 θ_1, θ_2 및 각 재료에 대한 종탄성계수 E_i 및 포아송비 ν_i 의 조합에 의한 상수이다.

이 응력특이성지수 λ 는 다음과 같은 특성방정식으로 구해진다[10].

$$\begin{aligned} S(\theta_1, \theta_2, \alpha, \beta; P) &= A(\theta_1, \theta_2; P) \beta^2 + \\ & 2B(\theta_1, \theta_2; P) \alpha \beta + C(\theta_1, \theta_2; P) \alpha^2 + \\ & 2D(\theta_1, \theta_2; P) \beta + 2E(\theta_1, \theta_2; P) \alpha + \\ F(\theta_1, \theta_2; P) &= 0 \dots\dots\dots (4) \end{aligned}$$

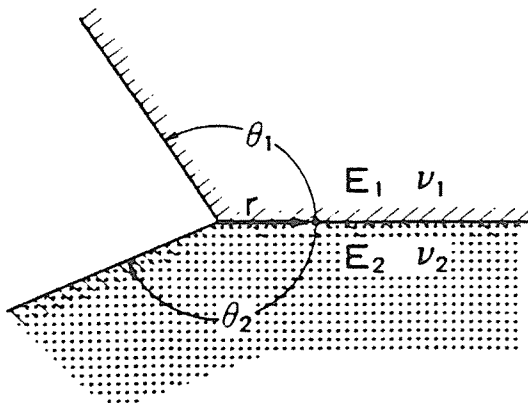


Fig. 3. Geometry of bonded edge.

여기서, α, β 는 Dunders 파라미터이며, 다음 식과 같이 된다.

$$\begin{aligned} \alpha &= \frac{G_1 m_2 - G_2 m_1}{G_1 m_2 + G_2 m_1}, \\ \beta &= \frac{G_1(m_2 - 2) - G_2(m_1 - 2)}{G_1 m_2 + G_2 m_1} \end{aligned}$$

$$G_i = \frac{E_i}{2(1 + \nu_i)} \quad (i = 1, 2),$$

$$m_i = \begin{cases} 4(1 - \nu_i) : \text{plane strain} \\ 4/(1 + \nu_i) : \text{plane stress} \end{cases} \quad (i = 1, 2)$$

여기서, G_i, E_i, ν_i 는 각각 재료의 횡탄성계수, 종탄성계수, 포아송비이다. 또한, 식(4)의 각계수 $A \sim F$ 는 다음 식과 같이 표시되며 A, B, C, D 의 $H(P, \theta)$ 는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} A(\theta_1, \theta_2; P) &= 4H(P, \theta_1)H(P, \theta_2) \\ B(\theta_1, \theta_2; P) &= 2P^2 \sin^2(\theta_1)H(P, \theta_2) + \\ & 2P^2 \sin^2(\theta_2)H(P, \theta_1) \\ C(\theta_1, \theta_2; P) &= 4P^2(P^2 - 1) \sin^2(\theta_1) \sin^2(\theta_2) + H\{P, (\theta_2 - \theta_1)\} \\ D(\theta_1, \theta_2; P) &= 2P^2 \{ \sin^2(\theta_2) \sin^2(P\theta_1) - \sin^2(\theta_1) \sin^2(P\theta_2) \} \\ E(\theta_1, \theta_2; P) &= -D(\theta_1, \theta_2; P) + H(P, \theta_2) - H(P, \theta_1) \\ F(\theta_1, \theta_2; P) &= H\{P, (\theta_1 + \theta_2)\} \\ H(P, \theta) &= \sin^2(P\theta) - P^2 \sin^2(\theta) \end{aligned}$$

결과적으로, 응력특이성지수 λ 는 식(4)를 만족하는 근 P 를 구하면 $\lambda = 1 - P$ 이므로 해를 얻을 수 있다. 한편 접합계면단에서는 이론적으로 응력이 무한대이므로 접합계면단의 강도를 평가하기 위해서는 응력특이성을 고려한 파라미터의 도입이 필요하고 응력특이성 파라미터의 하나인 응력특이성지수 λ 는 식(3)의 양변에 대수를 취하면 다음 식과 같다.

$$\log \sigma_{ij} = -\lambda \log r + \log Q \dots\dots\dots (5)$$

따라서, 식(5)로부터 접합 계면단으로부터의 거리 r 에 따른 응력분포를 수치해석으로 계산한 후

대수좌표로 나타내면, 그 기울기가 바로 응력특이성지수이다.

본 해석 모델은 세라믹과 중간재 사이의 잔류응력이 현저하게 높게 발생하여 세라믹측 경계면에서 균열이 시작됨을 관련자료들[11][12] 검토한 결과 알 수 있다. 따라서 세라믹/금속접합강도에 가장 큰 영향을 주는 ABCD 단부선상(Fig.1)의 계면수직방향 잔류응력 α_x 에 대한 유한요소해석 결과로부터 식(5)에 의거한 최소자승법(Least square method)을 이용하여 응력특이성지수를 계산하였다.

세라믹과 금속접합재의 경우 기본적으로는 세라믹은 소성변형을 하지 않지만 중간금속의 경우 소성변형이 고려되어야 한다. 금속의 소성 변형은 접합계면과 단면의 교점인 응력특이점에서 시작하여 그 근방에 한정되어 있기 때문에 다른 주변의 영역은 탄성을 유지하고 있다고 볼 수 있다. 이를 균열의 경우와 같게 생각하여 소규모 항복조건을 설정하면 이 범위내에서 세라믹측의 응력특이장은 소성의 영향을 받지 않기 때문에 탄성특이성의 결과는 유효하다고 생각할 수 있다. 그러나, 실제 접합공정과 부하영향을 고려하면 금속이 대규모 항복, 변형을 하기 때문에 이 경우 세라믹측이 탄성, 금속측이 탄소성인 경우로 접합부의 응력특이성을 탄소성특이성이라 지칭한다.

해석적 방법으로 λ 를 구하기 위해서는 Bogy에 의해 제안된 식(9)을 사용하지만 일반적으로 Bogy의 식은 탄성의 경우에 국한되어 있기 때문에 탄소성변형을 하였을 때 접합재의 금속측 변형을 계산하기 위해서 포아송비와 탄성계수는 탄소성 변형에 상응하는 값을 대입해야 한다. 이때 탄소성해석을 통해 종탄성계수 E 에 상응하는 E' 을 유도하여 Bogy식에 대입하면 탄소성 변형을 고려한 근사값 λ 를 구할 수 있다. E' 을 유도하기 위해서는 먼저 세라믹측의 열팽창계수를 α_c , 금속측의 열팽창계수를 α_m 라 하고 접합부의 온도 변화를 T 라 하면 열팽창계수와 온도차이로 인하여 생기는 변형량은 다음과 같이 표시할 수 있다. 이상화된 변형량 δ 를 Fig.4에 도시하였다.

$$\delta = (\alpha_m - \alpha_c)\Delta T y'$$

$$y' = w/2 - y \dots\dots\dots (6)$$

알루미늄(중간재)의 폭을 d 라고 하고, 이 경우 알

루미늄의 전단변형만이 있다고 가정하면

$$\gamma = \frac{\delta}{d} = \frac{(\alpha_m - \alpha_c)\Delta T y}{d} \dots\dots\dots (7)$$

Mises의 상당 변형율(Equivalent strain)은 다음과 같다.

$$\bar{\epsilon}^p = \frac{1}{\sqrt{3}} \gamma = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{(\alpha_m - \alpha_c)\Delta T y'}{d} \dots\dots\dots (8)$$

$$\sigma = \sigma_y + H \bar{\epsilon}^p = E' \bar{\epsilon}^p \dots\dots\dots (9)$$

위 식들에 의해 E' 은 다음 식으로 표시된다.

$$E' = \frac{\sqrt{3} \sigma_y d}{(\alpha_m - \alpha_c)\Delta T y'} + H \dots\dots\dots (10)$$

여기서, σ_y 는 항복응력, H 는 스트레인 경화계수이다.

또한, SiC_n의 체적함유율 변화에 따른 E' 값의 변

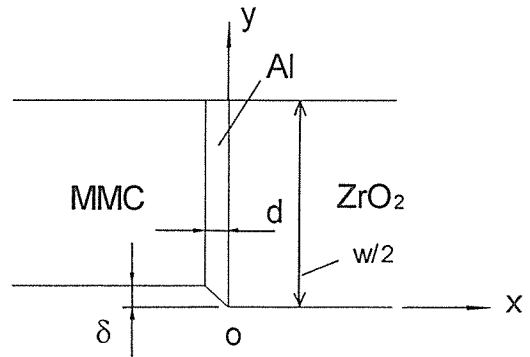


Fig. 4. Idealized deformation of joint.

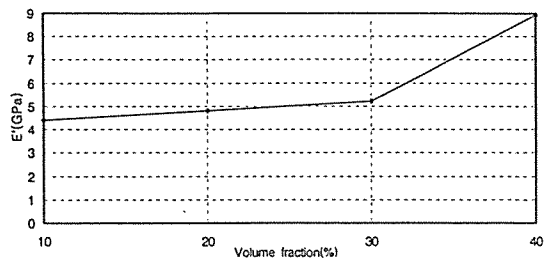


Fig. 5. Change of E' for volume fraction.

화를 Fig.5에 나타내었다. Fig.5에서 보는바와 같이 SiC_w의 체적함유율이 증가함에 따라 E' 값이 증가하는 이유는 금속측에 SiC_w의 체적함유율이 증가함에 따라 식(2)에서 구한 열팽창계수 (α_c)의 값이 낮아져 식(10)의 금속측과 세라믹측의 열팽창계수의 차이 ($\alpha_c - \alpha_s$)가 작아지고 결과적으로 E'의 값은 증가하게 된다.

4. 결과 및 검토

4-1. 3차원 열탄소성해석

2차원 평면응력해석의 경우 접합계면의 단부(자유표면과의 교점)는 지배응력장인 중간재와 세라믹측 경계만을 고려했을 때는 해석영역 폭의 양단 2점밖에 없고, 이 2점이 응력특이점이 된다. 그러나, 3차원 해석에서는 접합계면의 단부(자유표면과의 교선)가 해석영역의 표면을 따라서 선으로 존재하고, 그 선이 전부 응력특이점이 된다[2]. 또한, 2차원 탄소성 평면응력(Plane stress)해석의 경우 3차원을 2차원으로 간이모델링한 것으로 두께방향 구속은 고려하지 않았으며 폭만을 고려하였기 때문에 응력값의 크기는 두께와 폭방향의 구속을 모두 고려한 3차원 탄소성해석을 통해 산출되는 값보다 작게 나타남을 알 수 있다. 접합강도에 가장 영향을 많이 미치는 접합계면 수직방향(AD line) 잔류응력 σ_x 에 대하여 2차원과 3차원 탄소성해석 시 모두 SiC_w의 체적함유율이 가장 많은 40%에서 낮은 잔류응력값을 가지고 있으나 두께방향의 구속이 고려된 3차원 해석의 경우가 전체적으로 높

게 나타남을 알 수 있다(Fig.6).

세라믹/금속접합의 강도평가면에서 2차원의 평면응력이나 평면변형율로 가정한 해석보다는 실제의 3차원 해석을 이용하는 것이 한층더 바람직한 해석방법이라고 생각되며, 이를 기준으로 강도설계를 고려할 때 신뢰성을 줄 것으로 판단된다.

Fig.7은 3차원 열탄소성 해석을 하였을때의 ABCD단부선상(Fig.1)의 계면수직방향 잔류응력 σ_x 의 분포를 나타내었다. 단부선상의 σ_x 는, 지르코니아쪽의 계면근방에서 인장의 특이응력장을 나타내고, 금속복합재료 계면근방에서는 압축의 응력 특이장을 보여준다. 특히, Al에 보강재인 SiC_w의 체적함유율이 증가할수록 세라믹측의 잔류응력이 감소함을 알 수 있으며 중간재를 전후로 약 5mm 바깥쪽에는 잔류응력이 거의 발생하지 않음을 알 수 있고, 또 σ_x 의 최대값은 중간재와 세라믹 사이 접합계면 부근에서 나타남을 알 수 있다.

Fig.8은 탄성해석시 세라믹과 같은 취성재료에

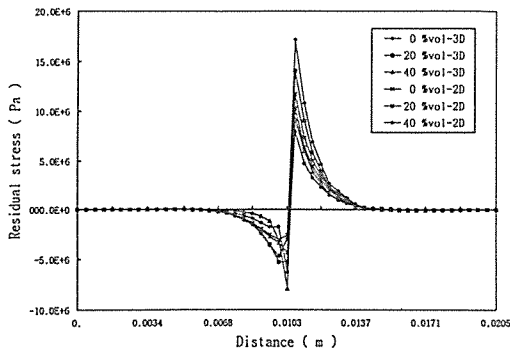


Fig. 6. Comparison of 2-D Stress distribution(AD-line).

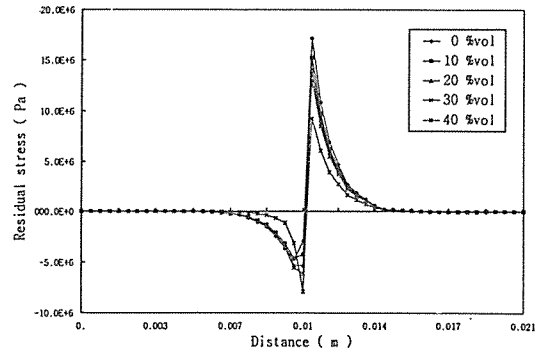


Fig. 7. Stress distribution of σ_1 along AD-line.

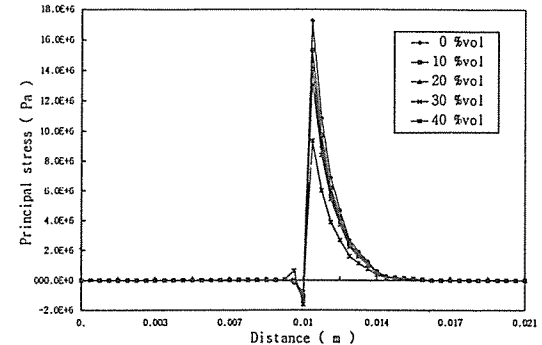


Fig. 8. Stress distribution of σ_1 along AD-line.

있어서 파괴(항복)의 기준이 되는 접합계면 수직방향(AD line)의 주응력 σ_1 을 나타낸 것으로 Al에 SiC_w 체적함유율이 증가할수록 주응력은 감소하는 경향을 잘 보여주고 있으며 주응력값은 Al 복합재와 중간재의 경계면 사이보다는 중간재와 지르코니아 사이에서 훨씬 큰 잔류응력이 있음을 알 수 있다. 체적함유율이 증가할수록 잔류응력이 감소하는 이유는 금속복합재료와 세라믹간의 열팽창계수차이가 체적함유율이 증가할수록 작아지기 때문이다.

Fig.9와 10, Fig.11과 12는 열탄소성해석을 통한 접합계면에서의 금속측(BE, BG line) 전단응력과 세라믹측(CF, CH line) 전단응력을 나타낸 것으로 세라믹측에 비해 금속측의 잔류응력의 변화가 SiC_w 체적함유율에 따라 더 크며 SiC_w 체적함유율이 증가할수록 단부에서는 높지만 점차 중앙부에서

는 전단응력이 감소하는 경향을 알 수 있다. 그리고, 세라믹측의 전단응력 τ_x 와 τ_{xy} 는 단부에서 응력발생이 크고 중앙부로 갈수록 작아짐을 알 수 있으며 SiC_w 체적함유율에 따라 잔류응력발생의 변화는 거의 없다. 두께방향과 폭방향의 전단응력의 비교는 잔류응력의 분포유형과 일부 정량적으로 일치한다고 볼 수 있다. 다시말해, 세라믹측(CF, CH line)은 일치하고 금속측(BE, BG line)은 분포형태는 같으나 접합계면 단부쪽(y) 방향은 1.5~2.5MPa 까지 단부에서 변화하고 두께(z) 방향은 -100kPa~1.5MPa 까지 변화한다. 결과적으로 세라믹측의 전단 잔류응력이 금속측의 잔류응력에 비해 훨씬 크게 나타남을 알 수 있으며 이것으로써 굽힘실험시 세라믹측 경계면에서 균열이 시작됨을 예측할 수 있다.

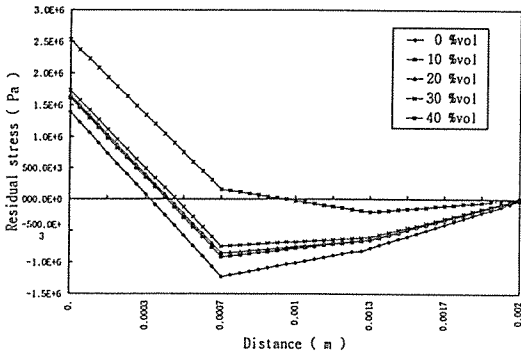


Fig. 9. Stress distribution of τ_{xy} along BE-line.

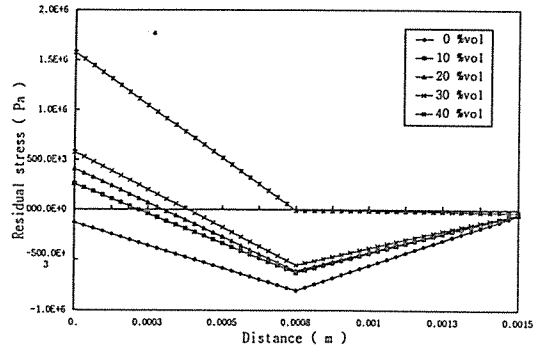


Fig. 11. Stress distribution of τ_x along BG-line.

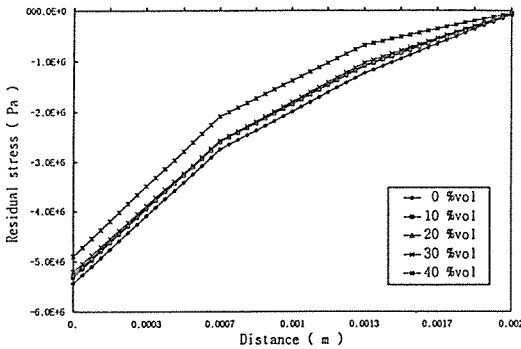


Fig. 10. Stress distribution of τ_{xy} along CF-line.

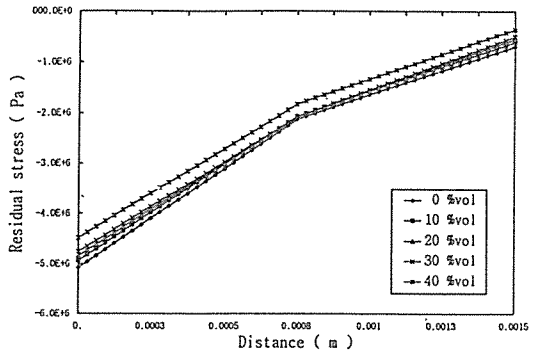


Fig. 12. Stress distribution of τ_{xy} along CH-line.

4-2. 3차원 열탄성과 열탄소성해석 비교

Fig.13은 3차원 열탄성해석과 열탄소성해석을 비교한 것으로 접합계면 수직방향(AD line)에 분포하는 수직잔류응력 σ_x 를 금속측 AI에 SiC_w 체적함유율의 변화에 따라 나타낸 것이다. 3차원 열탄성 및 열탄소성 해석시 모두 보강재의 체적함유율이 40%까지 점차 증가함에 따라 세라믹측이 금속측에 비해 높은 잔류응력이 발생함을 알 수 있으며 열탄성 및 열탄소성해석을 비교해 볼 때 열탄소성 해석시 세라믹측의 잔류응력은 탄성해석보다 매우 감소함을 알 수 있다. 그 이유는 열탄소성 해석에서는 중간재의 소성변형을 고려하였고 이것으로 인한 응력완화 현상이 소성변형을 고려하지 않은 열탄성 해석보다는 두드러지게 나타나며 금속복합재료와 세라믹간의 열팽창계수차이가 체적함유율이 증가할수록 적어지기 때문이다. 예를 들면 보강재의 체적함유율이 40%인 경우 열탄소성해석의 잔류응력 최대값은 중간재와 세라믹측 경계부근에서 약 20MPa 정도로 나타난 것에 비하여 열탄성 해석시 최대값은 약 300MPa이다(Fig.12). 이와같이 잔류응력 감소방안의 하나인 중간층의 소성변형을 고려한 열탄소성 해석이 실제 설계시 세라믹/금속접합재의 잔류응력 해석에 있어서 보다 바람직한 해석 방법이라고 할 수 있다.

이상의 결과를 검토해 볼 때 응력이 집중되는 중간재와 SiC_w 강화 AI 복합재의 경계면 (BE line), 중간재와 지르코니아 경계면(CF line)에서의 자세한 응력해석 및 비교·검토가 이루어져야 한다. 본 연구의 결과 AI 복합재와 중간재 경계면(BE line)

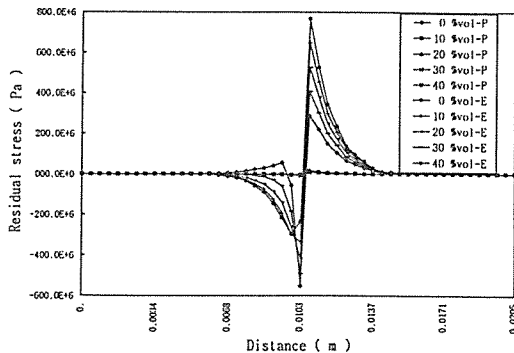


Fig. 13. Stress distribution of σ_x along AD-line.

에 비하여 중간재와 지르코니아 경계면(CF line)에서 지배적인 응력특이성이 나타나므로 이를 기준으로 잔류응력해석을 행하였으며, 그 결과 휘스커의 체적함유율이 증가할수록 중간재와 세라믹 계면에서의 잔류응력은 감소됨을 알 수 있다.

4-3. 응력특이성 해석

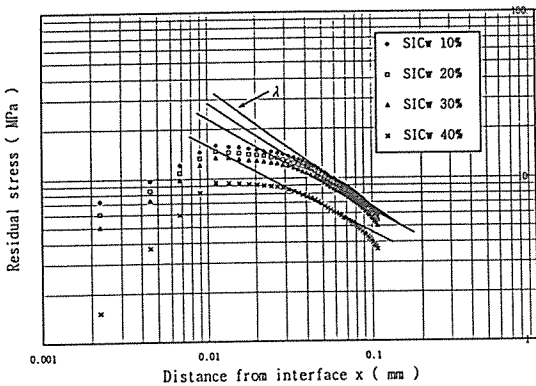
세라믹/금속접합재에서 중간재와 세라믹간의 접합계면(CF line)에 대한 금속측 보강재료인 휘스커 체적함유율 증가에 따른 탄소성 유한요소 응력해석 결과 σ_x 를 대수좌표를 이용 Fig.14에 표시하였다. 본 그림으로부터 중간재와 세라믹 계면근방에서의 응력특이성지수 λ 를 최소자승법을 이용하여 구하였다. 그 결과 응력특이성지수 λ 는 보강재인 SiC_w 체적함유율이 증가할수록 감소함을 알 수 있다.

이와 같은 결과를 중간재의 소성을 고려한 이론적인 해와 비교·검토하였다. 양 결과는 매우 잘 일치됨을 알 수 있으며 그 결과는 Table.2에 나타내었다. 세라믹/금속의 접합재와 같은 이종재료 접합계면의 응력특이성은 일반적으로 중간재의 소성변형이 두드러지기 때문에 탄성만을 고려한 Bogy식을 사용할 수 없다. 따라서 중간재의 탄성계수 E 대신에 탄소성 이론으로부터 유도된 새로운 값 E' 을 Bogy식에 대입하여 계산하는 것이 타당할 것으로 판단되며 3차원 탄소성해석 결과와 잘 일치됨을 알 수 있다. SiC_w 함유율이 증가할 때 즉, 10%에서 30%까지는 응력특이성지수 λ 는 0.26정도로 크게 변화가 없으나 40%에서는 0.23~0.24정도로 다소 감소됨을 알 수 있다.

본 해석 결과인 λ 를 이용하여 σ_x 에 대한 응력특이성크기 Q_x 를 탄소성 유한요소 해석 결과로부터 역으로 추정하였으며 그 크기를 Table.2에 표시하였다. 동시에 최소자승법에 의해 Q_x 를 구하였다. 양 결과를 비교해 보았을 때 매우 잘 일치됨을 알 수 있다. 또한 τ_{xy} 에 대한 응력특이성 크기 Q_{xy} 를 동일한 과정을 통해 구하였다. 그 크기를 Q_x 와 비교하여 보면 상당히 작게 나타나고 있음을 알 수 있다. 이것으로 미루어 볼 때 접합계면의 응력특이성은 계면에서의 전단응력인 τ_{xy} 보다는 계면에서의 수직응력인 σ_x 에 의한 영향이 더 지배적임을 알 수 있다. Q_x 값의 크기의 정도에 따라 설계측면에서 잔류응력 크기정도와 관련된 파라미터로서 활용될

Table 2. Stress singularity order by analytic solution.

		Analytic solution	FEM	Intensity of stress singularity		
				Q_x		Q_{xy}
				Analytic	FEM	
SiC whisker reinforced aluminum composites	10%	$\lambda=0.269863$	$\lambda=0.269094$	5.381	5.127	0.046
	20%	$\lambda=0.266493$	$\lambda=0.261179$	5.045	4.891	0.037
	30%	$\lambda=0.263122$	$\lambda=0.251295$	4.759	4.686	0.036
	40%	$\lambda=0.234571$	$\lambda=0.240608$	3.785	3.495	0.034

Fig. 14. Calculation of stress singularity order(λ) along AD-line.

수 있다고 판단된다.

결과적으로 탄소성 영역에서 유한요소 해석 결과 알루미늄의 SiC_w의 체적함유율이 증가할수록 응력특이성지수가 감소하는 것은 금속복합재료측과 세라믹측의 열팽창계수 차이의 감소 및 탄소성 변형에 상응하는 종탄성계수 E' 값의 증가(Fig.5 참고) 때문인 것으로 판단되며 또한 얇은 중간층의 삽입과 접합재료간의 열팽창 부조화응력[12]으로 인한 이유로 판단된다. 응력특이성크기 Q 는 알루미늄 금속복합재의 체적보강 함유율이 증가할수록 중간재와 세라믹측의 특이점 근방에서의 응력특이성크기는 감소되고 있으며, 이것은 접합계면단의 잔류응력 감소를 나타내고 있다. 또한 단부에서 떨어진 Z축의 중간지점에서의 응력특이성지수와 크기는 단부에서 보다 현저히 작아짐을 알 수 있다.

5. 결 론

실제의 세라믹/금속 접합에서는 접합면의 불일

치, 중간층 두께의 불균일 등이 잔류응력에 영향을 미친다. 그러므로, 이상적인 해석조건을 설정한 유한요소해석의 잔류응력은 반드시 실제의 경우와는 일치하지 않는다. 또한, 동일한 조건으로 접합해도 접합재마다 잔류응력의 유한요소해석에 대해서는 X-선법등의 실측에 의한 연구와 평가가 필요하다. 3차원 탄소성해석을 통한 Al/6061에 SiC_w 체적함유율에 따른 잔류응력의 영향과 접합계면에 대해서 유한요소해석 결과를 이용한 응력특이성지수와 이론해를 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 열탄성 및 열탄소성해석은 응력분포유형은 같으나 잔류응력값은 탄소성해석에 비해 탄소성해석의 경우가 현저하게 낮은 잔류응력값을 나타내고 있으며, 실제 설계시 잔류응력 감소방안의 하나인 중간층의 소성변형을 고려한 열탄소성해석을 하는 것이 세라믹/금속접합재의 잔류응력 해석에 있어서 보다 바람직한 해석 방법이라고 판단된다.
- (2) 유한요소해석을 통한 알루미늄 복합재료와 ZrO₂ 접합재의 잔류응력은 Al/6061에 SiC_w 체적함유율이 증가할수록 열팽창계수값은 점점 감소하고 중간재와 열팽창계수 차이가 차츰 커짐으로 인하여 금속측(BE-line)에서는 잔류응력이 증가하고 반대로 세라믹과의 열팽창계수 차이가 점점 작아져 세라믹측(CF-line) 잔류응력은 감소함을 알 수 있다.
- (3) 3차원 탄소성 유한요소해석 결과를 이용해서 구한 접합계면 특이점(singularity point)에서의 응력특이성지수 λ 는 소성변형 모델을 이용한 이론해와 잘 일치함을 알 수 있다.
- (4) 접합계면의 응력특이성은 계면에서의 전단응력인 τ_{xy} 보다는 수직응력인 σ_x 에 의한 영향이 더 지배적임을 응력특이성 크기 Q_{xy} 와 Q_x 의 비교를 통하여 알 수 있으며, 그 크기의 정도에 따라 설계측

면에서 잔류응력 크기 정도와 관련된 파라미터로써 활용될 수 있을 것으로 판단된다.

(5) SiC₂ 체적함유율이 증가할수록 중간재와 세라믹 접합부 응력특이점에서 응력특이성지수가 감소하며 응력특이성크기 또한 감소한다. 이것으로 체적함유율 증가에 따른 접합계면단의 잔류 응력이 감소하고 있음을 알 수 있다.

6. 참 고 문 헌

- (1) 인하대학교, "Al 합금 - SiC 복합재료와 ZrO₂의 접합에 관한 연구", '89첨단공학(신소재분야)연구결과보고서, 1991, pp.1~12.
- (2) 許張旭, 小林英男, "세라믹/금속 접합잔류응력의 3차원과 2차원 유한요소해석의 비교", 대한기계학회 '95년도 춘계학술대회논문집(I)', 1995, pp.656~661.
- (3) Harrigan, W. C., "Discontinuous Silicon Fiber MMCs" ASM Engineered Materials Handbook, Vol.1 Composites, 1987, pp.889~895.
- (4) Agarwal, B. D. and Broutman, L. J., "Analysis and Performance of Fiber Composites", John Wiley and Sons, Inc., 1990, pp. 56~61, 85~86.
- (5) Ibrahim, I. A. Mohamed, F. A. and Lavernia, E. G., "Particulate Reinforced Metal Matrix Composite - A Review", Journal of Materials Science, Vol.26, 1991, pp.1137~1156.
- (6) McDanel, D. L., "Analysis of Stress-Strain, Fracture, and Ductility Behavior of Aluminum Matrix Composites Containing Discontinuous Silicon Carbide Reinforcement", Metallurgical Transactions A, June Vol.16A, 1985, pp.1105~1115.
- (7) Cook, J. L. and Mahn, W. R., "Whisker-Reinforced MMCs" ASM Engineered materials handbook Vol.1 Composites, 1987, pp.896~902.
- (8) ASM International Handbook Committee, Properties and Selection : Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, Metals Handbook, Vol.2, 10th edition, ASM International, 1990, pp.62~122, 1019~1024.
- (9) Bogy, D. B., "Two Edge-Bonded Elastic Wedges of Different Materials and Wedge Angles Under Surface Traction", J. Appl. Mech., Vol.38, 1971, pp.377~386.
- (10) Sakata, S. Hattori, T. and Hatsuda, T. and Murakami, G., "A Stress Singularity Parameter Approach for Evaluating Adhesive Strength", JSME Int. J., Ser. I, Vol.31, No.4 1988.
- (11) 小林英男, 荒居善雄, 中村春夫, "セラミックス/金屬接合殘留應力の有限要素解析の基礎的検討", 日本機械學會論文集 (A編), 57卷 543號, 1991.
- (12) Kimura, O. and Kawashima, T., "Effect of Interlayer Thickness on Residual Thermal Stresses in a Ceramic-to-Metal Cylindrical Joint", Communications of American Ceramic Society, Vol.76, No.3, 1993, pp.757~759.