

금속기지 복합재료의 제조 및 성형시에 발생하는 열적잔류응력의 정량적 평가 및 예측에 관한 이론적 연구

(제 1보 : 강화재가 2차원 평면상태로 분포하는 경우)

이준현*, 손봉진**

* 부산대학교 기계기술연구소 재료강도 및 비파괴평가실

** 유공 울산연구소 석유공정연구실 금속재료팀

요 약 단섬유강화금속복합재료는 최근 항공기, 자동차산업에 있어서 관심의 대상이 되고 있는 재료중의 하나이나 재료의 제조 및 성형중에 재료내의 기지재 및 강화재의 열팽창계수의 차이로 인해 재료 내부에 발생하는 열적잔류응력으로 인한 재료 특성의 변화로 실제적인 재료 적용상에 많은 문제점들이 보고되고 있다. 이와같은 금속복합재료의 잔류응력의 평가에는 몇가지 비파괴적 방법이 적용되고 있으나 그 측정에 많은 어려움이 보고되고 있다. 따라서 금속복합재료의 보다 실제적인 응용을 위하여는 이와같은 열적잔류응력을 평가하기 위한 이론적 모델의 확립이 요구된다. 본 연구에 있어서는 비방향성을 가진 강화재가 2차원 평면 상태로 기지재내에 존재하는 단섬유강화금속복합재료에 있어서 재료에 균일한 온도 변화가 주어질 때 기지재와 강화재의 열팽창계수의 차로 인해 재료 내부에 발생하는 열적잔류응력을 평가, 예측하기 위한 이론적 탄성 모델을 확립하고자 한다. 본 연구에서 해석하고자 하는 이론 모델은 Eshelby의 등가 개재물 방법을 토대로 하고 있으며 과거 제안되고 있는 이론 모델을 포함하는 보다 일반성을 가지는 해석 모델로서, 이 해석 모델을 이용하여 열적잔류응력에 미치는 강화재의 체적률, 종횡비, 분포 상태, 분포 cut-off 각도들에 대한 각 인자의 영향을 검토하였다. 그 결과 강화재의 체적률, 종횡비, cut-off 각도들이 강화재의 분포 상태보다도 금속복합재료의 열적잔류응력에 미치는 영향이 현저함을 알 수 있었다.

1. 서 론

최근에 항공기, 자동차산업 등의 발달로 인해서 새로운 고온용 구조재료에 대한 필요성이 증가하고 있고 이러한 고온용 구조 재료의 대표적인 재료로써 단섬유강화복합재료(short fiber reinforced composites)의 사용이 증가하고 있다. 단섬유강화복합재료는 장섬유강화복합재료보다 더 경제적이고 일반적인 금속 가공 공정으로도 복잡한 형상을 가공할 수 있기 때문에 특히 이

에 대한 관심이 증가하고 있다. 일반적으로 단섬유강화복합재료는 다른 종래의 금속 재료와 비교하여 우수한 기계적 특성을 갖고 있지만 때때로 강화재와 기지재 사이의 열팽창계수(thermal expansion coefficient; CTE)의 차이로 인하여 복합재료 내부에 발생하는 열적잔류응력 때문에 복합재료에 바람직하지 않은 특성을 유발시키고 있다.

일반적으로 복합재료에 발생하는 열응력은 크게 나누어 재료 내부의 온도 구배에 의한 열응력

(temperature-gradient induced thermal stress)과 강화재와 기지재 사이의 열팽창계수의 차이로 인해 발생하는 열응력(CTE mismatch induced thermal stress)으로 구분할 수 있다. 특히 대부분의 단섬유강화금속복합재료의 경우 강화재와 기지재 사이의 큰 열팽창계수의 차이 때문에 실제 고온에서의 재료의 제조 및 2차 성형시에 재료 내부에 많은 열적잔류응력이 발생되며 또 이들 발생한 잔류응력이 재료의 기계적 성질에 다양한 영향을 미치고 있다. Arsenault와 Taya¹⁾는 금속기지복합재료에 있어서의 기지재 내부에 분포하는 인장성분의 열적잔류응력은 재료의 항복강도와 인장강도를 감소시킨다는 실험 결과를 보고하고 있다. 한편 세라믹기지복합재료의 경우 재료의 제조시 재료 내부에 발생한 압축 성분의 열적잔류응력은 세라믹기지복합재료의 균열 성장을 지연시키는 상반된 결과도 보고²⁾되고 있다. 따라서 이와같은 금속기지복합재료에 있어서의 강화재와 기지재 사이의 상이한 열팽창계수로 인해 재료 내부에 발생하는 열적잔류응력은 실질적인 복합재료의 구조물への 적용시에 평가, 고려되어야 할 중요한 인자이다.

한편 이와같은 잔류응력의 측정을 위하여는 X선³⁾, 초음파^{4,5)}, 중성자회절법⁶⁾ 등을 이용한 비파괴측정기술이 현재 부분적으로 이용되고 있으나, 이들 측정기술들에 있어서도 측정 방법, 정도, 범위 등의 여러가지 문제들로 인한 그 적용 한계성이 보고되고 있는 실정 이어서 보다 이들 잔류응력 분포 특성을 이해하기 위한 이론적 모델의 확립이 요구되고 있다. Takao 등⁷⁾은 일직선으로 배향된 단섬유복합재료에 있어서 기지재와 강화섬유에서의 평균열적잔류응력을 계산하였고 Wither 등⁸⁾은 일직선으로 배향된 단섬유복합재료의 열적잔류응력을 계산하였다. 또 비방향성 단섬유복합재료에 있어서도 Takao 등⁹⁾은 Eshelby의 등가 개재물 방법을 이용하여 3차원 축대칭 경우의 유효강성을 모델링하였고, Taya 등¹⁰⁾은 유효 열전도도에 대한 모델을 개발하였다.

본 연구는 앞의 각 연구 해석 모델보다도 보다 더 일반성을 가지는 경우, 즉 비방향성 단섬유강화금속복합재료에 있어서 강화섬유가 2차원 평면 상태로 분포하고 있는 경우 기지재와 강화섬유에 있어서의 평균 열적잔류응력치를 계산할 수 있는 해석적인 모델을 확립하는데 있다. 따라서 본 연구에 있어서는 먼저 적절한 해석 모델을 설정한 후 설정된 해석 모델을 토대로 하여 열적잔류응력에 대한 강화섬유의 체적률,

섬유의 형상비, 강화섬유의 분포 상태 등 복합재료의 각 인자들의 영향에 대하여 구체적으로 검토하였다.

2. 이론적 해석 모델 제시

단섬유금속기지복합재료에 있어서 섬유의 비방향성을 고려한 열적잔류응력의 해석모델은 Eshelby의 등가개재물방법(equivalent inclusion method)¹¹⁾을 토대로 하여 Fig. 1(a)에 나타내는 바와 같이 비방향성 단섬유를 가지는 무한 탄성체가 온도 ΔT 를 받고 있는 경우로서 모델화하였다. 여기서 단섬유는 Fig. 1(b)와 같이 탄성 기지재에 존재하는 타원형의 개재물(ellipsoidal inclusion)로서 모델화되며, 해석을 위한 좌표 설정은 각도 θ , φ 로 정의되는 구형 좌표축을 이용한다. 그림에서 해석 영역의 설정은 전체 복합재료의 영역을 D, 섬유의 영역은 Ω 로 나타내며, 따라서 기지재에 대한 영역은 D- Ω 로 표현된다. 또 본 해석 모델에 있어서 기지재 및 섬유의 강성(stiffness) 및 열팽창계수는 문제 해석의 단순화를 위해 등방성을 가정하며, 그러나 이 가정은 강화재가 이방성을 가지는 문제에도 쉽게 확충이 가능하다. 한편 Eshelby의 등가 개재물 방법을 토대로 하여 본 해석 모델을 해석하기 위해서는 다음과 같은 몇 가지 중요한 사항을 고려해야 한다.

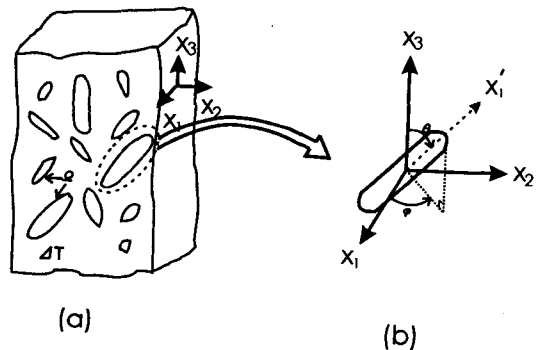


Fig. 1. Analytical model showing misoriented short fiber MMC system and definition of coordinate system used for analysis

2.1. 금속기지복합재료내의 섬유의 배향 상태를 정의하기 위한 밀도분포함수 $\rho(\theta, \varphi)$ 의 도입

Fig. 1(a)의 해석 모델에서와 같이 비방향성 단섬유

강화 복합재료에 있어서 강화 섬유와 비방향성을 정의하기 위해서는 다음과 같은 밀도분포함수를 도입할 필요가 있다. 즉,

$$\int_0^{2\pi} \int_0^{\pi/2} \rho(\theta, \varphi) d\theta d\varphi = 1 \dots\dots\dots(2.1)$$

여기서 θ, φ 는 Fig. 1(b)에 나타내는 바와 같이 구형좌표계에 있어서의 각도를 나타낸다. 한편 밀도함수 분포를 본 연구에서 해석하고자 하는 2차원 평면 내의 배열 상태로 나타내면 다음 식과 같이 주어진다.

$$\rho = \delta(\varphi - \frac{\pi}{2}) \rho(\theta) \quad -\frac{\pi}{2} \leq \theta \leq \frac{\pi}{2} \dots\dots\dots(2.2)$$

여기서 $\delta(\theta)$ 는 Dirac delta 함수를 나타낸다.

일반적으로 금속복합재료에 있어서 관찰되는 실제 섬유의 분포 상황은 Photo. 1에서 보여주는 바와 같이 압연 방향 등과 같은 특정 방향축에 대하여 비방향성을 가지는 배열 상태를 나타내며, 이를 위의 밀도분포함수로 나타내기 위해서는 그 배열 상태를 Fig. 2에 보여주는 바와 같이 균일 분포(uniform distribution) 및 코사인 분포(cosine-type distribution) 상태로 정의하여야 할 필요성이 있으며 이들을 수식화하면 다음과 같이 나타낼 수 있다. 즉,

Uniform: $\rho(\theta) = \rho_0 \quad \theta \leq \beta \dots\dots\dots(2.3a)$

Cosine-type: $\rho(\theta) = \rho_0 \cos(a\theta) \quad \theta \leq \beta \dots\dots\dots(2.3b)$

여기서, a 및 ρ_0 는 상수값을 나타내며 균일 분포의 경우 $\rho_0 = \frac{1}{2\beta}$, 코사인 분포의 경우 $\rho_0 = \frac{\pi}{4\beta}$ 및 $a = \frac{\pi}{2\beta}$ 를 가진다. 한편 β 는 Fig. 2에 나타내는 바와 같이 강화재의 cut-off 각도를 나타낸다.

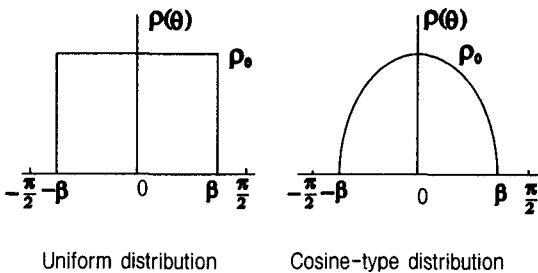


Fig. 2. Density distribution functions of fiber misorientation for in-plane fiber distribution



Photo 1. Typical microstructure of Al 2124 reinforced 15% SiC whiskers

2.2. 복합재료내에 발생하는 열응력장의 수식화

앞의 Fig. 1(a)의 해석 모델에서와 같이 일정 온도 ΔT 의 변화를 받는 금속복합재료에 있어서는 기지재와 강화섬유 사이의 열팽창계수의 차이로 인한 열응력장이 형성되게 되며, 이 때 기지재에 발생하는 열응력은 다음과 같이 응력 텐서의 형태로 나타낼 수 있다.

$$\langle \underline{\sigma} \rangle_m = C_m \cdot \bar{e} \dots\dots\dots(2.4)$$

여기서 C_m 은 기지재의 강성(stiffness)행렬을, \bar{e} 는 기지 내에 발생하는 평균 변형률을 각각 나타낸다.

만일 한 개의 단섬유가 금속복합재료 내에 존재할 경우에 있어서의 강화섬유의 응력 상태는 다음과 같이 주어진다.

$$\underline{\sigma}' = C_f \cdot (\bar{e}' + e' - e^T) \dots\dots\dots(2.5)$$

여기서 e' 는 단섬유의 국소 변형률을 나타내며 \bar{e} 는 앞의 (2.4)식에서 나타내는 바와 같이 기지재 전체의 평균 변형률을 나타낸다.

한편 일정한 온도 변화 ΔT 에 따른 기지재의 열팽창계수 α_m 와 섬유 열팽창계수 α_f 의 차이로 인한 열변형률 e^T 는 다음과 같이 나타낼 수 있으며

$$e^T = \int_{T_L}^{T_H} (\alpha_f - \alpha_m) dT \dots\dots\dots (2.6)$$

여기서 T_L 및 T_H 는 일정 온도 변화의 상, 하한계 온도를 나타낸다(즉, $\Delta T = T_H - T_L$). Eshelby의 등가 개재물 방법을 이용하여 앞의 식(2.5)을 나타내면 다음과 같이 대체될 수 있다. 즉,

$$\begin{aligned} \underline{\alpha}' &= C_f \cdot (\bar{e}' + e' - e^T) \\ &= C_m \cdot (\bar{e}' + e' - e^*) \dots\dots\dots (2.7) \end{aligned}$$

여기서 e^* 는 강화섬유의 영역 Ω 에서 발생하는 가상 고유 변형률(fictitious eigen strain)을 나타내며 Eshelby에 의하면 강화섬유의 변형률과 가상 고유 변형률 사이에는 다음 관계가 주어진다.

$$e' = S \cdot e^* \dots\dots\dots (2.8)$$

여기서 S 는 Eshelby의 4차 텐서를 나타내며, 이것은 강화섬유의 형상비 및 기지재의 프와송비의 함수로 주어진다.

한편 위의 (2.8)식을 (2.7)식에 대입하여 정리하면 다음식이 만족되며

$$\begin{aligned} C_f \cdot (\bar{e}' + S \cdot e^* - e^T) \\ = C_m \cdot (\bar{e}' + S \cdot e^* - e^*) \dots\dots\dots (2.9) \end{aligned}$$

위 식에서 구한 e^* 를 (2.8)식과 결합시켜 정리하면 다음식이 주어진다.

$$\begin{aligned} e' - e^* &= (S - I) \cdot [(C_f - C_m) \cdot S + C_m]^{-1} \cdot \\ &\quad [-(C_f - C_m) \cdot \bar{e}' + C_f \cdot e^T] \\ &\dots\dots\dots (2.10) \end{aligned}$$

여기서 I 는 6×6 의 크기를 가지는 행렬이 된다.

한편 앞의 (2.7)식을 전체 좌표축에 관해 표시하면 다음과 같다. 즉,

$$\underline{\sigma} = C_m \cdot (\bar{e} + e - e^*) \dots\dots\dots (2.11)$$

여기서 $\underline{\sigma}$ 는 영역 Ω 에 발생하는 응력을 나타내며 이것은 Takao 등⁹⁾에 의하여 제안된 다음 조건식을 만족한다.

$$\bar{e} + \frac{1}{V_D} \int_{\Omega} (e - e^*) dV = 0 \dots\dots\dots (2.12)$$

여기서 V_D 는 전체 복합재료(D)의 체적을 나타낸다.

한편 (2.12)식을 \bar{e} 에 대해 풀기전에 앞의 (2.10)식의 ($e' - e^*$)는 전체좌표계로 변환되어야 하며 이를 위하여 대칭 2차 텐서(second order tensors) Z 에 대한 변환 행렬을 도입함으로써 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$e - e^* = Z \cdot (e' - e^*) \dots\dots\dots (2.13)$$

따라서 (2.13)식에 있어서의 Z 를 전체 좌표계에서 국소 좌표계로 변환시키기 위해서는 θ 와 φ , ρ 의 함수인 $X = Z^{-1}$ 의 3차원 변환 벡터로 나타내어진다[부록A 참조]. 한편 위의 변환 벡터 Z 와 X 는 2차 평면 분포상태에서의 강화섬유의 비방향성에 의존하게 된다.

한편 앞의 식(2.10)를 (2.13)에 대입하면

$$e - e^* = Z \cdot A \cdot X \cdot \bar{e} + Z \cdot B \dots\dots\dots (2.14)$$

여기서,

$$\begin{aligned} A &= -(S - I) \cdot [(C_f - C_m) \cdot S + C_m]^{-1} \cdot (C_f - C_m) \\ &\dots\dots\dots (2.15) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} B &= (S - I) \cdot [(C_f - C_m) \cdot S + C_m]^{-1} \cdot C_f \cdot e^T \\ &\dots\dots\dots (2.16) \end{aligned}$$

이며 A 는 6×6 행렬식의 형태를 가지며 B 는 6×1 행렬식의 형태로 나타나진다.

한편 앞의 (2.14)식을 (2.12)식에 대입하여 정리하면 다음과 같다.

$$\bar{e} + \frac{f}{\psi_i} [P \cdot \bar{e} + Q \cdot \bar{B}] = 0 \dots\dots\dots (2.17)$$

여기서 P와 Q는 강화재의 방향분포함수에 의존하는 6×6행렬식이며 Ψ^i 는 강화재의 방향분포함수에 의존하는 인자이다.

(2.17)식을 기지재 내의 평균변형률 \bar{e} 에 대해 풀게 되면 다음과 같이 주어진다.

$$\bar{e} = -\frac{f}{\Psi^i} [I + \frac{f}{\Psi^i} P]^{-1} \cdot Q \cdot B \dots \dots \dots (2.18)$$

위의 (2.18)식으로부터 일단 \bar{e} 가 결정되게 되면 기지재 내의 평균열응력 $\langle \underline{\sigma} \rangle_m$ 은 (2.4)식에 의해 구할 수 있게 된다. 또 강화재 내의 평균열응력 $\langle \underline{\sigma} \rangle_f$ 는 열응력의 자기평형(self-equilibrium)조건식인 다음식으로부터 구할 수 있다.

$$f \langle \underline{\sigma} \rangle_f = -(1-f) \langle \underline{\sigma} \rangle_m \dots \dots \dots (2.19)$$

2.3. 강화재의 비방향성을 고려한 2차원 평면 분포 상태에서의 열적잔류응력

기지재 내에 분포하는 강화재가 2차원 평면 상태에서 비방향성을 가지고 분포하는 경우의 열적잔류응력 상태는 앞의 식(2.3)을 이용함으로써 나타낼 수 있다. 즉 앞의 식(2.14)를 식(2.3)을 고려하여 나타내면 다음과 같은 적분식으로 주어진다[부록B참조].

$$\frac{1}{V_D} \int_{\Omega} (e - e^*) dV = f \int_{-\beta}^{\beta} (e - e^*) \rho(\theta) d\theta \dots \dots \dots (2.20)$$

여기서 f는 강화재의 체적률을 나타낸다. 한편 앞의 식(2.12)와 식(2.18) 및 식(2.20)으로부터 \bar{e} 는 다음과 같이 나타내어진다.

$$\bar{e} = \frac{f}{\Psi^i} [I + \frac{f}{\Psi^i} P]^{-1} \cdot Q \cdot B \dots \dots \dots (2.21)$$

한편, 강화재의 방향 분포가 균일 분포 및 코사인 분포 상태로 존재하는 경우의 각각의 강화재 방향분포함수 Ψ^i 는 다음과 같이 나타난다.

$$\Psi^u = \Psi^c = \frac{1}{\rho_0} \dots \dots \dots (2.22)$$

여기서 Ψ^u 는 균일 분포의 경우, Ψ^c 는 코사인 분포 상태의 강화재 방향분포함수값을 나타낸다.

그리고 강화섬유의 분포함수 $\rho(\theta)$ 에 의존하는 행

렬 P와 Q는 다음과 같이 주어진다.

균일 분포의 경우에 있어서는

$$P = \int_{-\beta}^{\beta} Z \cdot A \cdot X \cdot d\theta \dots \dots \dots (2.23)$$

$$Q = \int_{-\beta}^{\beta} Z \cdot d\theta$$

이고, 코사인 형태 분포에 대해서는

$$P = \int_{-\beta}^{\beta} Z \cdot A \cdot X \cdot \cos(a\theta) d\theta \dots \dots \dots (2.24)$$

$$Q = \int_{-\beta}^0 Z \cdot \cos(a\theta) d\theta$$

따라서 일단 P와 Q가 구해지면 앞의 식(2.18)로부터 기지재 내의 평균열변형률 \bar{e} 가 구해지며 또 앞의 식(2.4)와 식(2.19)로부터 기지재 및 강화재에 대한 각각의 열적잔류응력이 계산된다.

3. 해석 결과 및 고찰

3.1. 강화재가 비방향성 2차원 평면 분포로 존재할 경우 열적잔류응력에 대한 각 주요인자들의 영향

본 연구에서 제시하고 있는 해석 모델로부터 강화재가 비방향성 2차원 평면 분포로 존재할 경우의 복합재료 내부의 열적잔류응력에 대한 각 주요인자들의 영향을 검토할 수 있다. 이를 위하여 본 연구에 있어서는 항공기 및 자동차에 최근 그 응용이 많이 되고 있는 SiC 휘스커 강화 2124 알루미늄 금속복합재료(SiCw/Al 2124)에 대하여 해석하였다. Table. 1에 본 해석에 사용한 재료의 특성을 나타내었으며 또 해석에 이용한 온도 변화는 $\Delta T = 250^\circ\text{C}, 450^\circ\text{C}$ 로 하였다.

Table.1 Material properties used in parametric study

Material	Young's modulus (GPa)	Poisson's Ratio	CTE ($10^{-6}/^\circ\text{C}$)
Matrix (Al 2124)	67.6	0.33	24.7
Fiber(SiC whisker)	427.0	0.17	4.3

3.1.1. 강화재의 체적률의 영향

Fig. 3과 Fig. 4는 SiC 휘스커 강화 2124 알루미늄 금속복합재료에 있어서 강화재가 비방향성 2차원 평면 분포 상태로 분포하고 있는 경우의 기지재 내에 발생하는 열적잔류응력의 평균값에 대한 체적률의 영향을 나타내고 있다. Fig. 3은 cut-off 각도 $\beta = \pi/2$, 강화재의 종횡비(aspect ratio) $\alpha=20$, 외부에서 재료에 작용하는 온도 변화 $\Delta T=250^\circ\text{C}$ 인 경우에 있어서 강화재의 분포상태가 균일 분포(uniform distribution) 및 코사인 분포(cosine distribution) 상태에 대한 각각의 열적잔류응력 $\langle \sigma \rangle_m$ 을 재료의 영률 E_m 로 무차원화시킨 값 $\langle \sigma \rangle_m / E_m$ 을 강화재의 체적률의 함수로서 나타낸 것이다. 그림에서의 실선은 균일 분포에 대한, 또 점선은 코사인 형태 분포에 대한 해석 결과를 각각 나타내고 있다.

Fig. 3의 해석 결과에서 알 수 있는 바와 같이 강화재의 체적률이 증가함에 따라 세 응력 성분 σ_{11} , σ_{22} , σ_{33} 은 모두 증가하고 있음을 알 수 있으며 열적잔류응력 및 체적률의 상호관계가 $V_f \approx 0.1$ 까지는 거의 선형적임을 보여주고 있다. 또 강화재가 $\beta = \pi/2$ 의 균일 분포 특성을 가지고 분포하고 있는 경우 Fig. 1에서 보여주는 X_2 - X_3 평면(in-plane) 내의 응력 분포는 $\sigma_{22} = \sigma_{33}$ 로 등방성을 보이고 있는 반면, σ_{11} 는 강화재가 in-plane random 상태로 분포하고 있기 때문에 σ_{22} 및 σ_{33} 의 값들과 같지 않음을 알 수 있다. 또 Fig. 3에

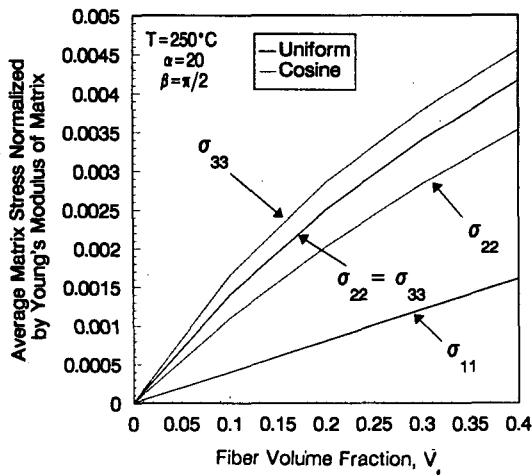


Fig. 3. Fiber volume fraction versus normalized average thermal residual stress in the matrix for SiCw/Al 2124 composites($\Delta T=250^\circ\text{C}$)

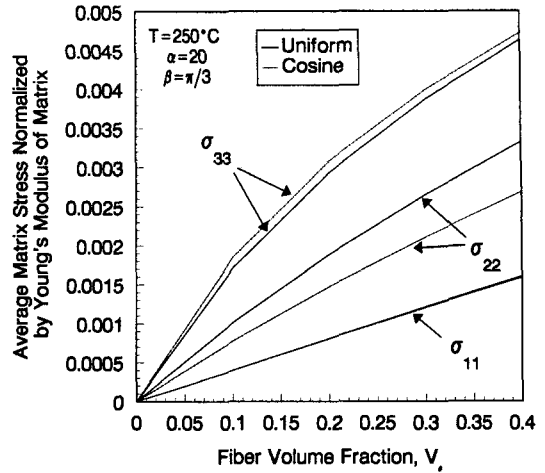


Fig. 4. Fiber volume fraction versus normalized average thermal residual stress in the matrix for SiCw/Al 2124 composites($\Delta T=250^\circ\text{C}$)

있어서 X3축에 대한 코사인 분포 상태에 대한 in-plane 응력 성분 σ_{33} 의 값이 균일 분포의 σ_{33} 보다 큰 값을 가지는 것을 알 수 있으며, 이는 코사인 분포 상태에서는 보다 많은 단섬유강화재가 균일 분포 상태보다 X3축에 가까이 배열되기 때문이다. 한편 Fig. 4는 동일 조건에서 cut-off 각도를 $\beta = \pi/3$ 로 변화시켰을 때의 해석 결과를 나타낸 것으로 강화재의 체적률이 증가함에 따라 기지재 내의 열적잔류응력에 대한 강화재의

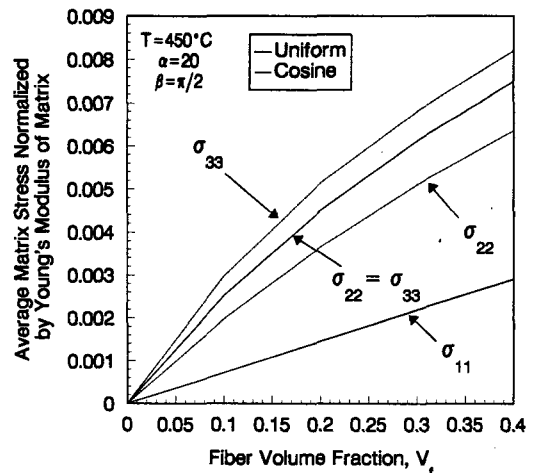


Fig. 5. Fiber volume fraction versus normalized average thermal residual stress in the matrix for SiCw/Al 2124I composites($\Delta T=450^\circ\text{C}$)

분포 방향 $\beta = \pi/2$ 인 경우보다 모든 응력성분에 대하여 보다 큰 영향을 보이고 있으며, 특히 균일 분포의 σ_{33} 응력 성분에 대한 값이 현저하게 증가함을 알 수 있다.

한편 Fig. 5 와 Fig. 6은 복합재료에 작용하는 외부 온도 변화를 $\Delta T=450^\circ\text{C}$ 로 변화시켰을 때의 기지재 내부에 발생하는 열적잔류응력의 응력 성분의 변화를 강화재의 cut-off 각도 $\beta = \pi/2, \pi/3$ 인 경우에 대하여 해석한 결과를 나타낸 것으로, 두 경우 모두 강화재의 체적률이 증가함에 따라 기지재 내의 열적잔류응력의 발생이 증가함을 보여주고 있으며, 특히 동일 조건하의 $\Delta T=250^\circ\text{C}$ 에서 기지재에 발생하는 열적잔류응력과 비교해 모든 방향의 응력 성분의 값이 크게 증가하고 있음을 보여주고 있다.

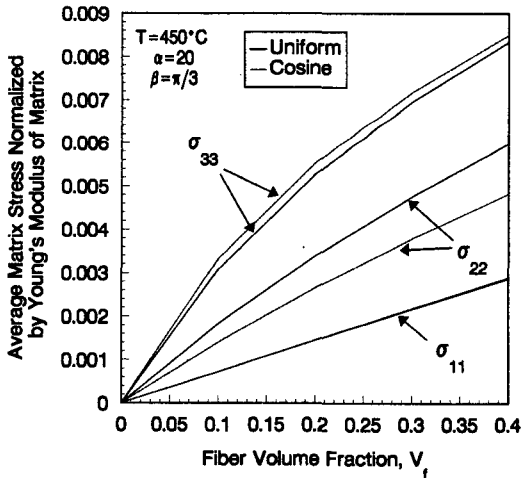


Fig. 6. Fiber volume fraction versus normalized average thermal residual stress in the matrix for SiCw/Al 2124 composites ($\Delta T=450^\circ\text{C}$)

3.1.2. 강화재의 분포 형태 및 cut-off angle의 영향

열적잔류응력에 대한 강화재 분포 형태의 영향에 대해서는 앞의 3.1.1의 Fig. 3-Fig. 6에서 부분적으로 검토하였다. Fig. 7과 Fig. 8은 강화재의 중형비 $\alpha=20$, 체적률 $V_f = 0.2$ 인 경우에 있어서 강화재의 cut-off 각도 β 의 증가에 대한 기지재 내의 잔류응력 성분의 변화를 온도 변화 $\Delta T=250^\circ\text{C}$ 및 450°C 에 대하여 해석한 결과를 나타낸 것으로 일방향 단섬유복합재료에 해당하는 $\beta=0$ 인 경우 두 온도변화 모두 균일 분포 및 코사인 분포 상태에 대한 응력값은 일치하고 있음을 보여주고 있으며, 또 강화재의 cut-off 각도 β 가 점차적으로

증가함에 따라 균일 분포 및 코사인 분포 상태 사이의 잔류응력의 값의 차이는 점차적으로 증가하고 있음을 알 수 있다. 이와같은 경향은 온도변화 $\Delta T=250^\circ\text{C}$ 및 450°C 모두에 대하여 관찰되어지며, 특히 $\Delta T=450^\circ\text{C}$ 의 경우에 있어서의 각 잔류응력 성분의 값은 250°C 에 있어서의 값들과 비교해 $\beta=0$ 인 경우 약 1.8배 정도 증가하고 있음을 알 수 있고 강화재의 cut-off 각도가 점차적으로 증가함에 따라 각 응력 성분들에 대한 값의 변화가 현저함을 보여주고 있다. 따라서 금속복합재료에

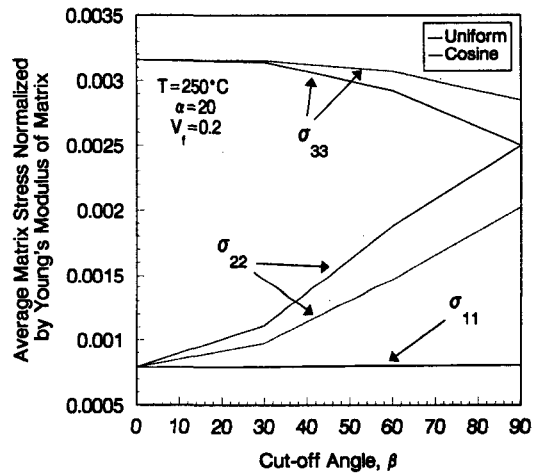


Fig. 7. Fiber distribution cut-off angle versus normalized average thermal residual stress in the matrix for SiCw/Al 2124 composites ($\Delta T=250^\circ\text{C}$)

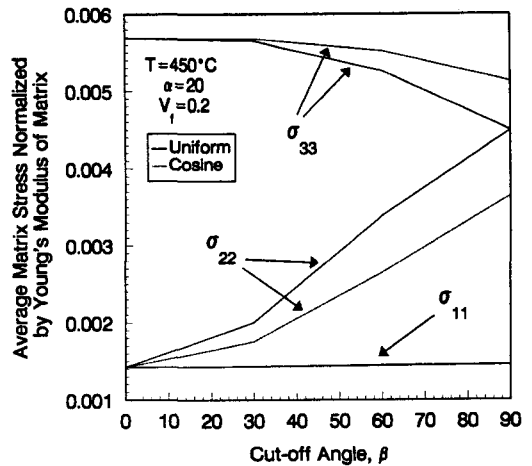


Fig. 8. Fiber distribution cut-off angle versus normalized average thermal residual stress in the matrix for SiCw/Al 2124 composites ($\Delta T=450^\circ\text{C}$)

있어서의 큰 cut-off 각도에 있어서는 실제적으로 강화재의 분포 방향 특성에 대하여 주의 깊은 검토가 요구됨을 알 수 있으며, 특히 본 해석 결과와 같은 2차원 평면 분포 상태에 있어서는 σ_{22} 및 σ_{33} 응력 성분이 cut-off 각도의 영향을 크게 받고 있음에 주의할 필요가 있다.

3.1.3. 강화재의 종횡비의 영향

Fig. 9는 기지재 내의 열적잔류응력에 대한 강화재의 종횡비 α 의 영향을 나타낸 것으로 비교적 작은 α 의 값, 즉 $\alpha=1-10$ 의 영역에 있어서는 α 가 증가함에 따라 σ_{33} 응력 성분은 급격하게 증가하고 있음을 알 수 있고, $\alpha \approx 10$ 이후부터는 각 응력 성분들의 증가 경향이 점차적으로 줄어들고 있다. 한편 강화재의 종횡비 α 의 변화에 따른 기지재 내의 잔류응력성분중 응력 성분 σ_{11} 및 σ_{22} 는 σ_{33} 와 비교해 α 에 대하여 덜 민감하게 변화함을 보여 주고 있다.

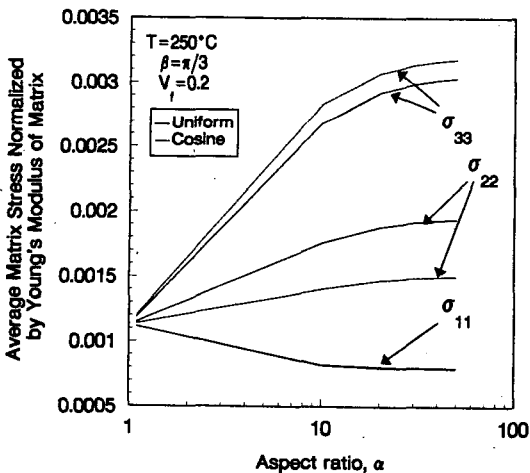


Fig. 9. Fiber aspect ratio versus normalized average thermal residual stress in the matrix for SiCw/Al 2124 composites ($\Delta T=250^\circ\text{C}$)

4. 결론

본 연구에 있어서는 단섬유강화금속기지복합재료의 제조 및 성형시에 필연적으로 일어나는 강화섬유의 비방향성을 고려한 일반적인 경우에 대하여 기지재와 강화재 사이의 열팽창계수의 차이로 인해 발생하는 열적잔류응력을 평가하기 위한 이론적 모델을 확립하고 이들 열적잔류응력의 발생에 대한 강화재의 체적률, 종횡비, 비방향성 및 분포 상태의 영향을 검토하여 다

음과 같은 결과를 얻었다.

- (1) 단섬유강화금속기지 복합재료에 있어서 강화재의 체적률이 증가함에 따라 재료 내부의 열적잔류응력의 발생은 증가하며 특히 강화재의 체적률 $V_f=0.1$ 까지는 거의 선형적으로 증가하는 경향을 보였다. 또 이와같은 경향은 재료에 작용하는 온도 변화폭이 증가함에 따라서 현저하게 관찰되고 있음을 알 수 있었다.
- (2) 단섬유강화금속기지복합재료의 열적잔류응력에 대한 강화재의 cut-off 각도의 영향은 cut-off 각도가 증가함에 따라 재료 내부의 열적잔류응력이 증가하는 경향을 보이고 있고, 특히 그 때의 균일 분포 및 코사인 분포 상태 사이의 잔류응력의 값의 차이는 점차적으로 증가하고 있음을 알 수 있었다.
- (3) 금속복합재료의 열적잔류응력에 대한 강화재의 종횡비의 영향은 열적잔류응력 성분중 σ_{33} 응력 성분에 가장 민감하게 영향을 미침을 알 수 있었다.
- (4) 단섬유강화금속복합재료의 내부에 발생하는 열적잔류응력에 대한 복합재료 각 인자들의 영향을 검토한 결과 강화재의 체적률, 종횡비, 비방향성의 영향이 강화재의 분포 방향의 영향보다 현저함을 명확히 알 수 있었다.

후 기

본 연구는 1993년 교육부 첨단공학(신소재 분야) 학술연구조성비에 의하여 수행되었으며 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고 문헌

- (1) M. Taya and R. J. Arsenault Metal Matrix Composites, Thermomechanical Behavior, Pergamon Press(1989)
- (2) R. J. Arsenault and M. Taya Thermal Residual Stress Metal Matrix Composite, Acta Metallurgica, Vol. 35, No. 3(1987), pp. 651-659
- (3) M. James, and O. Buck, Overview of Residual Stress, Crit. Rev. Solit State Mater. Sci. 9, 61(1980)
- (4) R. B. Thompson, J. F. Smith and S. S. Lee, Microstructure Independent Acoustoelastic Measurement of Stress, Appl. Phys. Letters 44,

296-298 (1984)

(5) D. T. Maclauchlan, and G. A. Alers, Measurement of Thermal Stress in Railroad Rails using Ultrasonic SH Waves, Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation 6, D. L. Thompson and D. E. Chimenti, Eds. Plenum Press NY, (1987) pp. 1559-1566

(6) J. Walker Measurement of Residual Stress in SiCw /2014 Al Composites, Ph. D. Thesis, Univ. of Oxford, Department of Metallurgy(1986)

(7) Y. Takao and M. Taya Thermal Expansion Coefficients and Thermal Stresses in an Aligned Short Fiber Composite with Application to a Short Carbon Fiber/Aluminum, J. of Applied Mechanics, Vol. 107(1985), pp. 806-810

(8) P. T. Withers, D. J. Jesen, H. Lilhot and W. M. Stobbs, W. M., The Evaluation Internal Stresses in a Short Fiber Metal Matrix Composites by Neutron Diffraction, Proc. ICCM6/ECCM2, edited by F.L. Matthews et al. Elsevier, Vol.2, pp. 2.255-2.264(1987)

(9) Y. Takao, T. W. Chou and M. Taya, Effective Longitudinal Young's Modulus of Misoriented Short Fiber Composites, J. of Applied Mechanics, Vol. 49(1982a). pp. 536-540

(10) M. Taya, Y. Takao, and T. W. Chou, Effective Longitudinal Young's Modulus of Two-Dimensionally Misoriented Short Fiber Composites, Progress in Science and Engineering of composites, edited by T. Hyashi, K. Kawata, and S. Umekawa, ICCM-IV., Tokyo(1982.b), pp. 1091-1106

(11) J. D. Eshelby, "The determination of the Elastic Field of an Ellipsoidal Inclusion, and Related Problem, Proc. of the Royal Society of London, Vol. A241(1957), pp. 376-396

[부록A] 변형률 변환 행렬(Strain Transformation Matrices)

일반적으로 2차계수텐서(tensor) Y의 변환은 다음과 같이 주어진다.

$$Y'_{ij} = C_{im} C_{jn} Y_{mn} = X_{ijmn} Y_{mn} \dots\dots\dots(A-1)$$

여기서 Y'_{ij} 및 Y_{ij} 는 좌표축 X'_i 및 X_i 에 대한 Y 각 성분을 나타내며, C_{ij} 는 각 좌표계에 대한 방향 여현을 나타낸다. 위의 식(A-1)의 역(inverse)변환은

$$Y_{ij} = C_{mi} C_{ni} Y'_{mn} = Z_{ijmn} Y'_{mn} \dots\dots\dots(A-2)$$

한편 2차계수텐서가 대칭(symmetric)을 가지는 경우의 Y_{ij} 는 다음 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$Y_{ij} = [Y_{11} Y_{22} Y_{33} Y_{23} Y_{13} Y_{12}]^T \dots\dots\dots(A-3)$$

강화재가 2차원 평면 상태로 분포하는 경우에 대한 방향여현 C_{ij} 는 다음과 같은 3×3행렬로 나타낼 수 있다.

$$[C_{ij}] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \theta & -\sin \theta \\ 0 & \sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix} \dots\dots\dots(A-4)$$

식(A-3)에서 나타낸 2차계수텐서가 대칭성을 가지는 경우에 대한 변환 텐서(transformation tensors) X_{ijmn} , Y_{ijmn} 은 다음과 같은 행렬식으로 나타내진다.

$$X = X_{ijmn} = \begin{bmatrix} \cos^2 \theta & \sin^2 \theta & 0 & 0 & 0 & \sin 2\theta \\ \sin^2 \theta & \cos^2 \theta & 0 & 0 & 0 & -\sin 2\theta \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos \theta & -\sin \theta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \sin \theta & \cos \theta & 0 \\ -\frac{1}{2} \sin 2\theta & \frac{1}{2} \sin 2\theta & 0 & 0 & 0 & \cos 2\theta \end{bmatrix} \dots\dots\dots(A-5)$$

마찬가지로 Z 는

$$Z = Z_{ijmn} =$$

$$\begin{bmatrix} \cos^2\theta & \sin^2\theta & 0 & 0 & 0 & -\sin 2\theta \\ \sin^2\theta & \cos^2\theta & 0 & 0 & 0 & \sin 2\theta \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos\theta & -\sin\theta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\sin\theta & \cos\theta & 0 \\ \frac{1}{2}\sin 2\theta & -\frac{1}{2}\sin 2\theta & 0 & 0 & 0 & \cos 2\theta \end{bmatrix}$$

.....(A-6)

[부록B] 체적 적분식(2-20)의 유도

$$\frac{1}{V_D} \int_{\Omega} (e - e^*) dV = \frac{1}{V_D} \int_{-\beta}^{\beta} (e - e^*) \rho(\theta) V d\theta$$

.....(B-1)

여기서 V 는 강화재 1개에 대한 체적을 나타내며 복합재료 전체에 대한 강화재의 체적률은 다음 식과 같이 주어진다.

$$V_D = \frac{1}{f} \int_{-\beta}^{\beta} \rho(\theta) V d\theta \dots\dots\dots(B-2)$$

위의 식(B-2)를 (B-1)에 대입하면 다음 식이 만족된다.

$$\frac{1}{V_D} \int_{\Omega} (e - e^*) dV = \frac{f \int_{-\beta}^{\beta} (e - e^*) \rho(\theta) V d\theta}{\int_{-\beta}^{\beta} \rho(\theta) V d\theta}$$

.....(B-3)

한편 밀도분포함수가 다음 식을 만족하는 경우

$$\int_{-\beta}^{\beta} \rho(\theta) d\theta = 1 \dots\dots\dots(B-4)$$

앞의 식(B-3)식은 다음과 같이 주어진다.

$$\frac{1}{V_D} \int_{\Omega} (e - e^*) dV = f \int_{-\beta}^{\beta} (e - e^*) \rho(\theta) d\theta \dots\dots(B-5)$$

A Theoretical Study on Quantitative Prediction and Evaluation of Thermal Residual Stresses in Metal Matrix Composite

(Case 1 : Two-Dimensional In-Plane Fiber Distribution)

Joon-Hyun Lee* and Bong-Jin Son**

* Materials Strength and NDE Group, Research Institute of Mechanical Technology
Pusan National University, Pusan 609-735

** Metallurgy Team, Petroleum Process Research Lab. Yukong Ltd., Ulsan 689-850

Abstract Although discontinuously reinforced metal matrix composite(MMC) is one of the most promising materials for applications of aerospace, automotive industries, the thermal residual stresses developed in the MMC due to the mismatch in coefficients of thermal expansion between the matrix and the fiber under a temperature change has been pointed out as one of the serious problem in practical applications. There are very limited nondestructive techniques to measure the residual stress of composite materials. However, many difficulties have been reported in their applications. Therefore it is important to establish analytical model to evaluate the thermal residual stress of MMC for practical engineering application. In this study, an elastic model is developed to predict the average thermal residual stresses in the matrix and fiber of a misoriented short fiber composite. The thermal residual stresses are induced by the mismatch in the coefficient of the thermal expansion of the matrix and fiber when the composite is subjected to a uniform temperature change. The model considers two-dimensional in-plane fiber misorientation. The analytical formulation of the model is based on Eshelby's equivalent inclusion method and is unique in that it is able to account for interactions among fibers. This model is more general than past models to investigate the effect of parameters which might influence thermal residual stress in composites. The present model is to investigate the effects of fiber volume fraction, distribution type, distribution cut-off angle, and aspect ratio on thermal residual stress for in-plane fiber misorientation. Fiber volume fraction, aspect ratio, and distribution cut-off angle are shown to have more significant effects on the magnitude of the thermal residual stresses than fiber distribution type for in-plane misorientation.