

수정 Eshelby등가 개재물 방법을 이용한 단섬유 금속 복합재료의 열적잔류응력의 해석에 관한 연구

손 봉 진*(부산대원), 이 준 현, 김 문 생(부산대 기계설계공학과)

ABSTRACT

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 special cases of fiber misorientation: two-dimensional in-plane and three-dimensional axisymmetric. 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. The model is more general than past models and it is able to treat prior analyses of the simpler composite systems as extreme cases. 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 both in-plane and axisymmetric 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 both in-plane and axisymmetric misorientation.

1. 서 론

최근에 항공기, 자동차산업등의 발달로 인해서 고온구조재료에 대한 필요성이 증가하고 있는 추세이다. 이러한 고온구조재료로서 단섬유복합재료(short fiber composites; SFCs)의 사용이 증가하고 있다. 과거 20년동안 섬유복합재료에 대해서 연구가 되어 왔으나 장섬유복합재료에 대한 것이 대부분이다. 단섬유복합재료는 장섬유복합재료보다 더 경제적이고 일반적인 금속가공공정으로도 복잡한 형상을 구성할 수 있기 때문에 이에 대한 관심이 증가하고 있다. 공학적으로 중요한 단섬유복합재료는 일반적으로 금속, 세라믹, 고분자 기지체에 주입되는 기지체보다 더 강한 섬유로 구성되어 있다. 단섬유복합재료(SFCs)는 일반적으로 다른 재료와 비교하여 우수한 특성을 갖고 있지만 제2상의 강화재(second phase reinforcement)의 첨가로 인해서 단섬유복합재료에 비할지 못하는 특성을 나타낸다. 이러한 비할지 못하는 특성은 온도변화를 받고 있는 기지체와 두번째상의 강화재(second phase reinforcement)사이의 열팽창계수(CTE)의 차이로 인해서 복합재료에서 발생하는 열적잔류응력때문이다.

일반적으로 복합재료에는 두가지 형태의 열응력이 있는데 Taya와 Arsenault는 온도구배에 의한 열응력(temperature gradient induced thermal stress)과 열팽창계수의 차이로 인해 발생하는 열응력(CTE mismatch induced thermal stress)으로 구분하였다. 첫번째형태의 열응력은 복합재료내의 온도구배에

의해서 발생하며 두번째는 기지체와 강화재사이의 열팽창계수의 차이로 인해서 발생한다. 큰 열팽창계수의 차이는 많은 단섬유복합재료의 특징이다. 열팽창계수의 차이에 의한 열적잔류응력은 대개 고온(fabrication)이나 annealing process)에서 실온으로 냉기할 때 발생하게 된다. 열팽창계수의 차이에 의한 열적잔류응력은 많은 복합재료에서 관찰되었으며 단섬유복합재료에 있어서는 비할지 못하는 특성의 원인이 되기도 한다. Arsenault와 Taya는 금속기지 복합재료의 기지체에서의 인장열적잔류응력이 인장항복강도와 극한강도를 감소시킨다는 것을 보고하고 있다. 실제적으로 복합재료내부에 발생한 열적잔류응력은 대개 재료자신이 취재의 단상적특성을 보이는 것을 방해하며 또 단일금속계에서 일반적으로 많이 행하는 용액제기 열처리와 같은 작업이 복합재료에서는 거의 효과가 없기 때문에 더욱 복잡해진다. 따라서 열적잔류응력때문에 단섬유복합재료의 사용은 제한적이 된다. 반대로 세라믹 기지복합재료(CMCs)에서는 압축열적잔류응력은 세라믹 기지복합재료(CMCs)의 균열성장저항(crack growth resistance)를 증가시킨다. 따라서 열팽창계수의 차이로 인한 열적잔류응력은 복합재료 설계자나 연구자가 주의해야 할 공학적으로 중요한 문제점이 된다.

본 연구의 목적은 비방향성 단섬유 복합재료(Misoriented short fiber composite : MSFC)에 있어서 섬유의 방향성을 2차원 평면 또는 3차원 축대칭으로 가정할 때 MSFC의 기지체와 섬유에서의 평균 열적잔류 응력을 계산할수 있는 해석적인 모델을 개발하는 데있다. 나아가 본 연구에서는 해석모델의 유효

성을 검증한 후 검증된 해석모델을 토대로 하여 열적잔류응력에 대한 강화섬유의 제지율, 섬유율, 형상비, 강화섬유의 분포상 태 등에 대한 영향들에 대하여 구체적으로 검토하였다.

2. 이론적 해석모델 제시

단섬유 금속기지 복합재료에 있어서 섬유의 비방향성을 고려한 열적잔류응력의 해석 모델은 Eshelby의 등가 개재물 방법 (equivalent inclusion method)을 토대로 하여 Fig.1(a)에 나타내는 바와같이 비방향성 단섬유를 가지는 무한 탄성체가 온도 ΔT 을 받고 있는 경우로서 모델화 하였다. 여기서 단섬유는 Fig.1(b)와 같이 탄성 기지재에 존재하는 타원형의 개재물 (ellipsoidal inclusion)로서 모델화되며 해석을 위한 좌표절정은 각도 θ 는 φ 로 정의되는 구형 좌표축을 이용한다. 그럼에서 해석영역의 설정은 전체 복합재료의 영역을 D, 섬유의 영역은 Ω 로 나타내며, 따라서 기지재에 대한 영역은 D- Ω 로 표현된다. 또 본 해석모델에 있어서 기지재 및 섬유의 강성(stiffness) 및 열팽창계수는 문제해석의 단순화를 위해 동방성을 가정하며, 그러나 이 가정은 실제 복합재료의 이방성의 문제에도 쉽게 확충이 가능하다. 한편 Eshelby의 등가개재물법을 토대로 하여 본 해석모델을 해석하기 위해서는 다음과 같은 몇 가지 중요한 사항을 고려해야 한다.

2-1. 금속기지 복합재료내의 섬유의 배향상태를 정의하기 위한 밀도 분포함수 $\rho(\theta, \varphi)$ 의 도입

Fig.1(a)의 해석모델에서와 같이 비방향성 단섬유 복합재료에 있어서 섬유이 비방향성을 정의하기 위해서는 다음과 같은 밀도 분포함수를 도입할 필요가 있다. 즉,

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

여기서 θ, φ 는 Fig.1(b)에 나타내는 바와 같이 구형 좌표계에 있어서의 각도를 나타낸다. 한편 이 밀도 함수분포를 다음과 같이 해석하고자 하는 2차원 평면내의 배열 및 3차원 축대칭 문제로 변환시켜 나타내면

2차원 평면내의 배열의 경우:

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

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

3차원 축대칭 배열의 경우:

$$\rho = [\Gamma(\varphi) - \Gamma(\varphi - 2\pi)] \rho(\theta) \quad 0 \leq \theta \leq \frac{\pi}{2} \quad (2.3)$$

여기서 $\Gamma(\varphi)$ 는 unit step 함수를 나타낸다.

일반적으로 복합재료에 있어서 관찰되는 실제 섬유의 분포상 황을 위의 밀도 분포함수로 나타내기 위해서는 균일분포 (uniform distribution) 및 코사인 형태의 분포(cosine-type distribution) 상태를 도입할 필요가 있으며 이를 수식화 하면 다음과 같이 나타낼 수 있다. 즉,

평면의 비방향성 배열에 대해서는

$$\text{Uniform: } \rho(\theta) = \rho_0 \quad \theta \leq \beta \quad (2.4a)$$

$$\text{Cosine-type: } \rho(\theta) = \rho_0 \cos(a\theta) \quad \theta \leq \beta \quad (2.4b)$$

3차원 축대칭 비방향성 배열에 대해서는

$$\text{Uniform: } \rho(\theta) = \rho_0 \quad |\theta| \leq \beta \quad (2.5a)$$

$$\text{Cosine-type: } \rho(\theta) = \rho_0 \cos(a\theta) \quad |\theta| \leq \beta \quad (2.5b)$$

2-2. 복합재료내에 발생하는 열응력장의 수식화

앞의 Fig.1(a)의 해석모델에서 보이는 바와 같이 일정 온도 ΔT 의 변화를 받는 복합재료에 있어서의 기지재와 섬유사이의 열팽창계수의 차이로 인한 열응력장이 형성되게 되며 이 때 기지재에 발생하는 열응력은 다음과 같이 응력 tensor의 형태로 나타나 진다.

$$\langle \underline{\sigma} \rangle_m = C_m \cdot \bar{e} \quad (2.6)$$

여기서 \bar{e} 는 기지재에 발생하는 평균 변형률이다.

만일 한 개의 단섬유가 복합재료내에 존재할 경우에 있어서의 섬유의 응력상태는 다음과 같이 주어지며

$$\underline{\sigma}' = C_f \cdot (\bar{e}' + e' - e^T) \quad (2.7)$$

여기서 e' 는 단섬유의 국소변형률을 나타내며 \bar{e}' 는 앞의 (2.6)식에서 나타내는 바와 같이 기지재 전체의 평균 변형률을 나타낸다.

한편 일정한 온도변화 ΔT 에 따른 기지재의 열팽창계수 $\underline{\alpha}_m$ 와 섬유의 열팽창계수 $\underline{\alpha}_f$ 의 차이로 인한 열변형률 e^T 는 다음과 같이 나타낼 수 있으며

$$e^T = \int_{T_L}^{T_H} (\underline{\alpha}_f - \underline{\alpha}_m) dT \quad (2.8)$$

여기서 T_L 및 T_H 는 일정 온도변화의 상, 하한계 온도를 나타낸다. (즉, $\Delta T = T_H - T_L$) Eshelby의 등가개재물방법을 이용하면 앞의 식(2.7)은 다음과 같이 대체될 수 있다. 즉,

$$\begin{aligned} \underline{\sigma}' &= C_f \cdot (\bar{e}' + e' - e^T) \\ &= C_m \cdot (\bar{e}' + e' - e^*) \end{aligned} \quad (2.9)$$

여기서 e^* 는 섬유의 영역 Ω 에서 발생하는 가상 고유변형률 (fictitious eigenstrain)을 나타내며 Eshelby에 의하면 섬유의 변형률과 가상 고유변형률사이에는 다음 관계가 주어진다.

$$e' = S \cdot e^* \quad (2.10)$$

여기서 S는 Eshelby의 4차 tensor를 나타내며 이것은 섬유의 형상비 및 기지재의 포와송의 함수로 주어진다.

위의 (2.10)식을 (2.9)식에 내입하여 정리하면 다음식이 만족되며

$$C_f \cdot (\bar{e}' + S \cdot e^* - e^T) = C_m \cdot (\bar{e}' + S \cdot e^* - e^*) \quad (2.11)$$

위 식에서 구한 e^* 를 (2.10)식과 결합시켜 정리하면 다음식이 주어진다.

$$e' - e^* = (S - I) \cdot [(C_f - C_m) \cdot S + C_m]^{-1} \cdot [-(C_f - C_m) \cdot \bar{e}' + C_f \cdot e^T] \quad (2.12)$$

여기서 I는 6×6의 크기를 가지는 행렬이 된다.

한편 앞의 (2.9)식을 전체 좌표축에 관해 표시하면 다음과 같다. 즉,

$$\underline{\sigma} = C_m \cdot (\bar{e} + e - e^*) \quad (2.13)$$

여기서 $\underline{\sigma}$ 는 영역 Ω 에 발생하는 응력을 나타내며 이것은 다음 조건식을 만족한다.

$$\bar{e} + \frac{1}{V_D} \int_D (e - e^*) dV = 0 \quad (2.14)$$

여기서 V_D 는 전체 복합재료(D)의 체적을 나타낸다.

한편 방정식(2.14)를 \bar{e} 에 대해 풀기 전에 앞의 (2.12)식의 ($e' - e^*$)는 전체 좌표계로 변환되어야 하며 이를 위하여 대칭 2차텐서(second order tensors) Z에 대한 변환행렬을 도입함으로써 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$e - e^* = Z \cdot (e' - e^*) \quad (2.15)$$

따라서 (2-15)식에 있어서의 Z를 전체좌표계에서 국소좌표계로 변환시키시 위해서는 θ 와 φ 의 함수인 $X=Z^{-1}$ 의 3차원변환행렬로 나타내어진다. 한편 위의 변환행렬 Z와 X는 2차평면 및 3차원 축대칭의 비방향성에 의존하게 된다.

한편 앞의 식(2.12)를 (2.15)에 대입하면

$$e - e^* = Z \cdot A \cdot X \cdot \bar{e} + Z \cdot B \quad (2.16)$$

여기서,

$$A = -(S - \bar{D}) \cdot [(C_f - C_m) \cdot S + C_m]^{-1} \cdot (C_f - C_m) \quad (2.17)$$

$$B = (S - \bar{D}) \cdot [(C_f - C_m) \cdot S + C_m]^{-1} \cdot C_f \cdot e^{T'} \quad (2.18)$$

이며 A는 6×6행렬식의 형태를 가지며 B는 6×1행렬식의 형태로 나타나진다.

한편 앞의 (2.16)식을 (2.14)식에 대입하여 식(2.14)를 나타내면 다음과 같다.

$$\bar{e} + \frac{f}{\psi^u} [P \cdot \bar{e} + Q \cdot B] = 0 \quad (2.19)$$

여기서 P와 Q는 6×6행렬식이며 ψ^i 는 강화재의 방향분포함수에 의존하는 인자이다. 즉, 균일한 분포(uniform distribution)인 경우 $i=u$ 로 나타나며 코사인 형태(cosine-type)분포인 경우 $i=c$ 로 주어진다. 또 여기서 P와 Q는 역시 강화재의 방향분포함수에 의존한다.

식(2.19)를 지지재내의 평균변형률 \bar{e} 에 대해 풀게 되면 다음과 같이 주어진다.

$$\bar{e} = -\frac{f}{\psi^i} [I + \frac{f}{\psi^i} P]^{-1} \cdot Q \cdot B \quad (2.20)$$

위의 (2.20)식으로부터 일단 \bar{e} 가 결정되게 되면 지지재내의 평균열응력 $\langle \underline{\sigma} \rangle_m$ 은 (2.6)식에 의해 구할 수 있게 된다. 또 강화재내의 평균열응력 $\langle \underline{\sigma} \rangle_f$ 는 열응력의 자기평형(self-equilibrium)조건식인 다음식으로부터 구할 수 있다.

$$f \langle \underline{\sigma} \rangle_f = -(rf) \langle \underline{\sigma} \rangle_m \quad (2.21)$$

2-3. 강화재의 비방향성을 고려한 2차원 평면 분포상태에서의 열적잔류응력

지지재내에 분포하는 강화재가 2차원 평면상태에서 비방향성을 가지고 분포하는 경우의 열적잔류응력상태는 앞의 식(2.4)를 이용함으로써 나타낼 수 있다. 즉 앞의 식(2.16)을 식(2.4)를 고려하여 나타내면 다음과 같은 적분식으로 주어진다.

$$\frac{1}{V_D} \int_D (e - e^*) dV = f \int_{\theta}^{\beta} (e - e^*) \rho(\theta) d\theta \quad (2.22)$$

여기서 f는 강화재의 체적률을 나타낸다. 한편 앞의 식(2.14)와 식(2.20) 및 식(2.22)로부터 \bar{e} 는 다음과 같이 나타나진다.

$$\bar{e} = \frac{f}{\psi^i} [I + \frac{f}{\psi^i} P]^{-1} \cdot Q \cdot B \quad (2.23)$$

여기서

$$\psi^u = \psi^c = \frac{1}{\rho_0} \quad (2.24)$$

그리고 강화재의 분포함수 $\rho(\theta)$ 에 의존하는 행렬 P와 Q는 다음과 같이 주어진다.

균일 분포의 경우에 있어서는

$$P = \int_{-\beta}^{\beta} Z \cdot A \cdot X \cdot d\theta \quad (2.25)$$

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

이고, 코사인 형태분포에 대해서는

$$P = \int_{-\beta}^{\beta} Z \cdot A \cdot X \cdot \cos(a\theta) d\theta \quad (2.26)$$

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

따라서 일단 P와 Q가 구해지면 앞의 식(2.20)으로부터 지지재내의 평균열변형률 \bar{e} 가 구해지며 또 앞의 식(2.6)과 식(2.21)로부터 지지재 및 강화재에 대한 각각의 열적잔류응력이 계산된다.

2-4. 강화재의 비방향성을 고려한 3차원 축대칭 분포상태에서의 열적잔류응력

3차원 축대칭 분포상태를 가지는 경우의 열적잔류응력상태의 결정도 앞의 2차원 평면분포상태와 유사하게 구할 수 있다. 그러나 본 문제에 있어서는 2차원평면문제와는 달리 두 식을 이용하여 적분식을 정리하여야 하며 이는 다음과 같이 나타내어진다.

$$\frac{1}{V_D} \int_D (e - e^*) dV = f \cdot \frac{\int_0^{2\pi} \int_0^{\pi} (e - e^*) \rho(\theta) \sin \theta d\theta d\varphi}{\int_0^{2\pi} \int_0^{\pi} \rho(\theta) \sin \theta d\theta d\varphi} \quad (2.27)$$

여기서 f는 강화재의 체적률을 나타내며 또 위의 식(2.27)은 강화재 분포형태에 의존하게 된다. 균일한 분포에 대해서는 다음과 같이 주어지며

$$\begin{aligned} & \frac{1}{V_D} \int_D (e - e^*) dV \\ &= \frac{f}{\psi^u} \cdot \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_0^{\pi} (e - e^*) \sin \theta d\theta d\varphi \end{aligned} \quad (2.28)$$

코사인 형태분포에 대해서는 다음과 같이 주어진다.

$$\frac{1}{V_D} \int_{\Omega} (e - e^*) dV \quad (2.29)$$

$$= \frac{f}{\psi^c} \cdot \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_0^{\beta} (e - e^*) \cos(a\theta) \sin \theta d\theta d\varphi$$

여기서 ψ^i 는 다음과 같이 주어진다.

$$\psi^u = 1 - \cos \beta \quad (2.30)$$

$$\psi^c = \frac{1}{2} \left[\frac{\cos(a-1)\beta - 1}{a-1} - \frac{\cos(a+1)\beta - 1}{a+1} \right] \quad (2.31)$$

한편 앞의 식(2.28)과 식(2.29)는 식(2.14)의 체지부분을 푸는데 이용되며 이들 \bar{e} 에 대하여 정리하면 다음식과 같이 주어진다.

$$\bar{e} = \frac{f}{\psi^i} \left[I + \frac{f}{\psi^i} P \right]^{-1} \cdot Q \cdot B \quad (2.23)$$

여기서 P와 Q는 2차원 평면분포상태에 있어서와 마찬가지로 강화재의 분포함수에 의존하는 6×6행렬식으로 주어지며 균일분포에 대해서는

$$P = \int_0^{\beta} F^P \sin \theta d\theta \quad (2.32)$$

$$Q = \int_0^{\beta} F^Q \sin \theta d\theta$$

또 코사인형태분포에 있어서는

$$P = \int_0^{\beta} F^P \cos(a\theta) \sin \theta d\theta \quad (2.33)$$

$$Q = \int_0^{\beta} F^Q \cos(a\theta) \sin \theta d\theta$$

여기서

$$F^P = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} Z \cdot A \cdot X d\varphi \quad (2.34)$$

$$F^Q = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} Z d\varphi$$

따라서 P와 Q가 일단 구해지면 앞의 식(2.23)으로부터 지지체 내의 평균열적변형률이 구해지게 되며 또 식(2.6)과 식(2.21)로부터 지지체 및 강화재에 대한 각각의 열적잔류응력이 2차원평면분포상태에 있어서와 동일한 방법으로 구해지게 된다.

3. 해석결과 및 고찰

3-1. 강화재가 비방향성 2차원 평면분포로 존재할 경우의 각 주요인자들의 영향

본 연구에서 제시하고 있는 해석모델로부터 강화재가 비방향성 이차원 평면분포로 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 SiCw/6061Al 금속기지복합재료에 대하여 해석하였다. Table.1에 본 해석에 사용한 재료의 특성을 나타내었으며 또 해석에 이용한 온도변화는 $\Delta T = -200^\circ\text{C}$ 로 하였다.

Table.1 Material properties used in parametric study

Material	Young's modulus	Poisson's Ratio	CTE ($10^{-6}/^\circ\text{C}$)
Matrix (6061Al)	68.6	0.33	23.3
Fiber(SiC whisker)	427.0	0.17	4.3

3-1-1. 강화재의 체지률의 영향

Fig.2와 Fig.3은 강화재가 비방향성 2차원 평면분포상태로 분포하고 있는 경우의 지지체내에 발생하는 열적잔류응력의 평균값에 대한 체지률의 영향을 나타낸 것으로 Fig.2는 6061Al/SiCw복합재료에 대한 결과로서 cut-off angle β 도 $\beta = \pi/2$, 강화재의 중량비 $\alpha=5$ 인 경우의 균일분포(실선) 및 코사인 형태 분포(점선)의 각각에 대한 열적잔류응력 $\langle \sigma \rangle_m$ 을 재료의 영률 E_m 로 무차원화 시킨 값 $\langle \sigma \rangle_m / E_m$ 을 강화재의 체지률의 함수로서 나타낸 것이다. 그림에서의 상첨자 (superscript) u 및 c는 균일분포 및 코사인 형태 분포에 대하여 계산한 응력값을 나타내고 있다. Fig.2와 Fig.3의 해석결과에서 알 수 있는 바와 같이 강화재의 체지률이 증가함에 따라 세 응력성분 σ_{11} , σ_{22} , σ_{33} 모두 증가하고 있음을 알 수 있으며 열적잔류응력 및 체지률의 상호관계가 $V_f \approx 0.1$ 까지는 거의 선형적임을 알 수 있다.

또 $\beta = \pi/2$ 의 균일분포 특성을 가지고 강화재가 분포하고 있는 경우 x_2 - x_3 평면(in-plane)내의 응력분포는 $\sigma_{22}^u = \sigma_{33}^u$ 로 등방성을 보이고 있다. 그러나 σ_{11}^u 는 강화재가 in-plane random상태가 분포하고 있기 때문에 σ_{11}^u 은 σ_{22}^u 및 σ_{33}^u 의 값들과 같지 않음을 보이고 있다. 또 Fig.2에 있어서 X_3 축에 대한 코사인형태 분포에 대한 in-plane 응력성분 σ_{33}^c 의 값이 균일분포의 σ_{33}^u 보다 큰 값을 가지는 것을 알 수 있으며 이는 코사인 형태분포에 있어서는 보다 많은 단섬유 강화재가 균일 분포상태보다 x_3 축에 가까이 배열되기 때문이다. 또 Fig.3은 동일한 강화재의 중량비에 대하여 cut-off 각도 β 가 $\pi/3$ 인 경우에 대한 해석결과를 나타낸 것으로 체지률의 영향이 강화재의 분포방향형태에 대한 영향보다 모든 응력성분에 대하여 보다 큰 영향을 보이고 있음을 알 수 있다.

3-1-2. 강화재의 분포형태 및 cut-off angle의 영향

열적잔류응력에 대한 강화재 분포형태의 영향에 대해서는 앞의 Fig.2에서 부분적으로 검토되었다. Fig.4는 강화재의 중량비 $\alpha=5$, 체지률 $V_f=0.4$ 인 경우의 cut-off angle β 의 증가에 대한 지지체내의 응력성분의 변화를 나타낸 것으로 $\beta=0$ 인 경우 균일 분포 및 코사인 형태분포에 대한 응력값은 일치하고 있음을 보여주고 있다. 또 cut-off angle β 가 증가함에 따라 균일분포 및 코사인 형태 분포사이의 잔류응력의 값의 차이는 점차적으로 증가하고 있음을 보여주고 있다. 따라서 큰 cut-off angle에 있어서는 실제적으로 강화재의 분포방향특성에 대하여 주의 깊게 검토하여야 함을 알 수 있으며 특히 2차원 평면분포에 있어서는 σ_{22} 및 σ_{33} 응력성분에 큰 영향을 주고 있음을 해석결과로부터 알 수 있다.

3-1-3. 강화재의 종횡비의 영향

Fig.5는 기지재내의 열적잔류응력에 대한 강화재의 종횡비 α 의 영향을 나타낸 것으로 비교적 작은 α 의 값의 영역에 대하여 σ_{33} 응력성분은 급격하게 증가하고 있음을 알 수 있고 또 $\alpha \approx 20$ 근처에서 일정하게 되는 것을 알 수 있다. 반면에 다른 응력 성분 σ_{11} 및 σ_{22} 는 α 에 대하여 덜 민감하게 변화함을 보여 주고 있다.

3-2. 강화재가 3차원 축대칭으로 비방향성을 가지고 분포하는 경우의 열적잔류응력에 대한 각 주요 인자들의 영향

본 연구에 있어서는 단섬유 강화재가 3차원 축대칭으로 비방향성을 가지고 분포하는 경우의 열적잔류응력에 대한 각 주요 인자들의 영향에 대하여도 검토하였다. 본 해석에 이용된 재료는 알의 2차원 문제와 동일하게 SiCw/6061Al 복합재료에 대한 물성치를 이용하였다. 또 해석에 사용한 온도변화는 실제적으로 금속복합재료의 제조시에 일반적으로 재료에 많이 도입되는 온도변화영역인 $\Delta T = -200^\circ\text{C}$ 로 하여 해석을 실시하였다.

3-2-1. 강화재의 체적률의 영향

Fig.6과 Fig.7은 열적잔류응력상태에 대한 체적률의 영향을 검토하기 위하여 강화재의 종횡비를 $\alpha=5$ 로 일정하게 유지시킨 후 $\beta = \pi/3, \pi/2$ 로 변화시켰을 때의 체적률의 증가에 대한 잔류응력의 변화상태를 균일분포 및 코사인 형태 분포에 대해 해석한 결과를 도식화 한 것이다. 본 해석결과에서 알 수 있는 바와 같이 Fig.6과 Fig.7에 있어서의 모든 응력성분들은 체적률이 증가함에 따라 증가하고 있으며 2차원 해석결과와 유사하게 체적률 0.1 범위까지는 잔류응력 및 체적률은 거의 선형관계를 나타내고 있다. 또 $\beta = \pi/2$ 를 가지는 균일분포상태로 강화재가 분포하는 경우에 있어서는 Fig.6에서와 같이 $\sigma_{11} = \sigma_{22} = \sigma_{33}$ 인 등방성 상태를 보이고 있으며 이는 실제적으로 강화재가 완전히 3차원 랜덤(random)상태분포로 분포하고 있음에 기인하는 것이다. 한편 $\beta = \pi/2$ 인 코사인 형태분포에 있어서는 많은 강화재가 x_3 축에 따라 배열되어 있기 때문에 복합재료는 등방성이 아니며 또 축응력(σ_{33})은 $\sigma_{11} = \sigma_{22}$ 보다 증가하게 된다. 이 경향은 $\beta = \pi/3$ 인 Fig.7에서도 유사하게 나타나고 있다. 한편 주어진 cut-off angle에 있어서 잔류응력에 대한 체적률의 영향이 강화재의 방향분포형태에 대한 영향보다 현저함을 알 수 있으며 강화재의 방향분포형태는 체적률이 증가함에 따라 증가함을 보여주고 있다.

4. 결론

본 연구에 있어서는 단섬유강화고속기 복합재료의 제조 및 성형시에 필연적으로 일어나는 강화섬유의 비방향성을 고려한 일반적인 경우에 있어서의 기지재와 강화재사이의 열팽창계수의 차이로 인해 발생하는 열적잔류응력을 평가, 예측하기 위한 이론적 해석모델을 제시하였다. 본 연구에서는 또한 실제적으로 단섬유강화고속 복합재료의 제조시에 재료내부에 발생하는 열적잔류응력의 발생에 대한 강화재의 체적률, 종횡비, 비방향성 및 분포형태의 영향을 검토하였으며 그 결과 강화재의 체적률, 종횡비, 비방향성의 영향이 강화재의 분포형태(2차원 평면분포

또는 3차원 축대칭 분포)의 영향보다 현저함을 명확히 알 수 있었다.

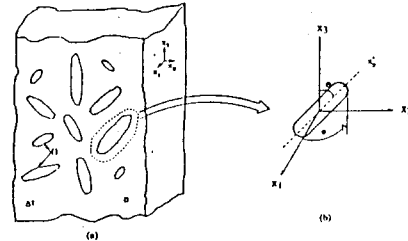


Fig.1 Analytical model showing misoriented short fiber MMC system and definition of coordinate system used for analysis.

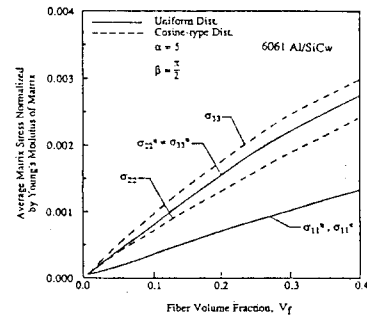


Fig.2 Fiber volume fraction versus normalized average thermal residual stress in the matrix for SiCw/6061 Al composite(2-dimensional in-plane fiber misorientd)

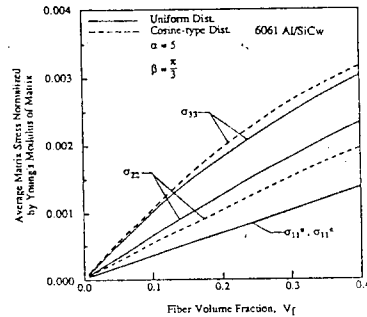


Fig.3 Fiber volume fraction versus normalized average thermal residual stress in the matrix for SiCw/6061 Al composite(2-dimensional in-plane fiber misorientation)

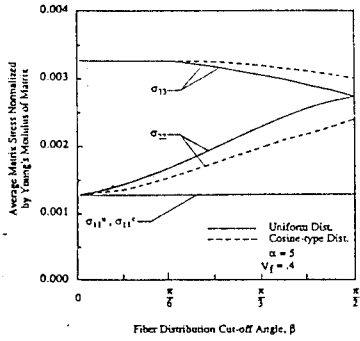


Fig.4 Fiber distribution cut-off angle versus normalized average thermal residual stress in the matrix for SiCw/6061 Al composite(2-dimensional in-plane fiber misorientation)

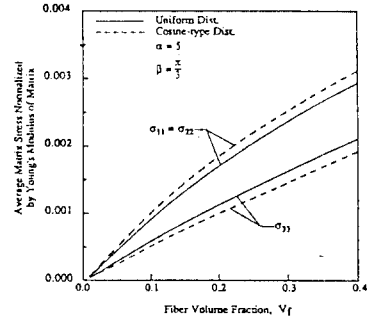


Fig.7 Fiber volume fraction versus normalized average thermal residual stress in the matrix for SiCw/6061 Al composite(3-D axisymmetric fiber misorientation)

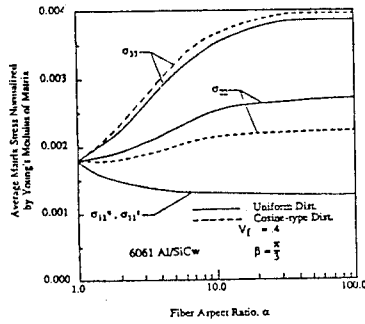


Fig.5 Fiber aspect ratio versus normalized average thermal residual stress in the matrix for SiCw/6061 Al composite(2-dimensional in-plane fiber misorientation)

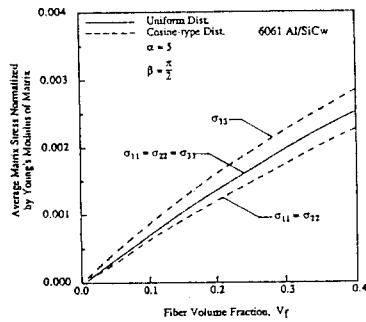


Fig.6 Fiber volume fraction versus normalized average thermal residual stress in the matrix for SiCw/6061 Al composite(3-D axisymmetric fiber misorientation)