

## 論文

SiC<sub>p</sub>/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Al 복합재료의 온도에 따른 열팽창 특성 해석정성욱<sup>+</sup>, 남현욱<sup>\*</sup>, 정창규<sup>\*</sup>, 한경섭<sup>\*\*</sup>Analysis of Temperature dependent Thermal Expansion Behavior of SiC<sub>p</sub>/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Al CompositesS.W Jung<sup>+</sup>, H.W. Nam<sup>\*</sup>, C.K. Jung<sup>\*</sup>, K.S. Han<sup>\*\*</sup>

## ABSTRACT

This study developed SiC<sub>p</sub>/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Al composites for electronic packaging to which reinforcements were added with the volume fractions of 49%, 56% and 63% by the squeeze casting method. 0.8 wt.% of the inorganic binder as well as the Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> fiber and SiC particles with the volume fraction of 1:10 were added to the composites, which were produced in the newly designed mold. For the produced SiC/Al composites, the CTEs (coefficients of thermal expansion) were measured from 30 to 300 and compared with the FEM numerical simulation to analyze the temperature dependent properties. The experiment showed the CTEs of SiC<sub>p</sub>/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Al composites that were intermediate values of those of Rule of Mixture and Turner's Model. The CTEs were close to Turner's Model in the room temperature and approached the Rule of Mixture as the temperature increases. These properties analyzed from the difference of the average stress acting between the matrix and the reinforcements proposed in this study.

## 초 록

본 연구는 보강재의 부피분율이 49%, 56%, 63% 첨가된 패키징용 SiC/Al 복합재료를 가압주조법을 통해 개발하였다. SiC/Al 복합재료는 0.8%의 무기성형제와 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 섬유가 SiC 입자에 비해 부피비 1:10의 비율로 첨가되었으며 새로이 고안된 몰드에서 제조되었다. 제조된 SiC/Al 복합재료에 대해 30~300 구간에서 열팽창 계수를 측정하고, FEM 수치해석과 비교하여 온도에 따른 특성을 분석하였다. 실험결과 SiC/Al 복합재료의 열팽창계수는 혼합법칙, Turner 모델의 중간값을 가졌으며 상온에서는 Turner 모델에 가깝다가 온도가 높아질수록 혼합법칙에 가까워졌다. 이러한 특성은 모재의 소성변형 및 잔류응력에 의한 것으로 본 연구에서 제안한 모재와 보강재 사이에 작용하는 평균응력 차이로부터 분석이 된다. 해석결과 모재의 소성변형이 시작되는 온도에서 SiC/Al 복합재료의 열팽창계수가 급격히 증가하였으며, 가공 잔류응력은 이러한 소성변형의 시작온도를 고온으로 이동시킴으로써 열팽창계수에 영향을 끼침을 밝혔다. 이러한 일련의 연구를 통해 온도에 따른 열팽창 특성은 복수입자모델에 의한 2차원 해석을 통해 성공적으로 분석됨을 보였다.

## 1. 서 론

지난 수세기 동안 전자산업이 발달함에 따라 반도체 소

자의 직접도는 증가하였으며 이에 따라 전자부품은 소형화 및 고성능화 되어 왔다. 그러나 반도체 소자의 직접도 증가는 소자 주위의 열방생을 급격히 높여 부품의 안정성 및

<sup>+</sup> 포항공과대학교 기계공학과 대학원, 교신저자(E-mail: sungwook@postech.ac.kr)

<sup>\*</sup> 포항공과대학교 기계공학과 대학원

<sup>\*\*</sup> 포항공과대학교 기계공학과

성능저하를 문제를 일으키므로 열의 배출문제는 오늘날의 전자 부품산업의 주요 현안이 되고있다.

이에 따라, 칩에서 발생한 열을 배출시키는 패키징 소재에 대한 개발이 활발히 이루어지고 있으며, 이러한 신소재 중 SiC/Al 복합재료가 유력하게 대두되고 있다. 이 재료는 패키징 재료에서 요구되는 높은 열전도도, 접합부 소재와 유사한 열팽창계수, 낮은 밀도, 열피로에 대한 기계적, 화학적 안정성 등의 조건에 크게 부합한다[2].

열팽창계수 특성은 패키징 소재의 설계에 필수조건이므로 SiC/Al 복합재료에 대한 많은 연구들이 진행되어 왔다. 이러한 연구는 해석이론과 제조 및 측정실험으로 크게 구분된다.

실험적 연구는 주로 재료의 제조방법과 패키징 부품으로서의 물성 확보에 초점이 맞추어지고 있다[3-6]. 제조 방법에는 가압 및 무가압 침투법 분말가압법 등이 있는데 가압주조법은 대량 생산에 유리하며 적용이 간편하므로 활발한 연구가 진행되고 있다. 이 방법으로 제조된 금속복합재료에 대한 열팽창계수 실험결과들은 금속복합재료 제조에 따른 온도 이력이 열팽창 계수에 큰 영향을 미치는 것으로 보고되고 있다[5,6]. Chang[5]은 급냉한 MMC가 서서히 냉각시킨 MMC 보다 열팽창계수가 낮음을 보였는데 이러한 원인이 열처리 조건에 따른 잔류응력의 영향인 것으로 설명하고 있다. 한편, Elomari[7]는 보강재의 표면을 산화시켜 보강재와 모재의 접합 상태를 변화를 줌으로써 온도에 따른 열팽창계수특성을 변화시켰다. 그러나 이러한 연구들은 CTE 실험결과에 대한 잔류응력, 표면 등의 영향을 정성적으로 분석하고 있으나 이를 이론을 도입하여 정량적으로 분석한 경우는 찾아보기 힘들다.

이론적 해석은 이론해석과(theoretical analysis) FEM을 도입한 수치해석(numerical simulation)으로 분류할 수 있다. 이론 해석은 1960년대 초기부터 발전해 왔으나 식 전개의 제약으로 인해 탄성해석 및 제한된 형태의 보강재에 대해서만 수행되어 왔다. 이러한 이론 해석은 식이 간편하여 적용이 쉬우나 잔류응력, 보강재 형태, 온도에 따른 특성 등을 분석하는 데는 한계가 있다. FEM해석의 경우 이론해석의 한계인 소성응력, 잔류응력, 보강재의 형상 등에 대한 광범위한 분석이 가능하므로 최근 많은 연구가 발표되고 있다[8-11]. Shen[8,9]은 FEM해석을 통해 열팽창계수는 보강재 사이의 Connectivity가 큰 영향을 미치며, 보강재의 형상 및 보강재의 배치의 영향은 미미한 것으로 발표하였다. 또한, 잔류응력은 MMC의 열팽창계수를 저하시킴을 분석하였다. Borbely[11]는 복수의 보강입자에 대해서 FEM해석을 수행하고 단일입자모델과 복수입자 모델의 차이를 분석하였으며 복수입자 모델이 내부 잔류응력을 더욱 잘 묘사하는 것으로 발표하였다. 이러한 해석들은 일부 실험과의 비교를 통해 검증을 실시하고 있으나 SiC/Al 복합재료의 온도에 따른 열팽창특성을 분석하는 경우는 찾아보기

힘들다. MMCs의 순간 열팽창계수는 측정온도에 따라 다르며, 측정 온도에 따라 잔류응력, 소성응력 등의 영향이 달라지므로 이에 대한 보다 상세한 연구가 필요하다.

본 연구에서는 가압주조법을 통해 SiC<sub>p</sub>/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Al 금속복합재료를 제조하고 온도에 따른 순간 열팽창 계수를 측정하였다. 실험 결과는 이론적 해석과 FEM을 도입한 2차원 해석과 비교되었으며 FEM 해석을 통해 잔류응력, 항복응력, 해석모델 등의 영향을 분석하였다.

## 2. 실험

### 2.1 금속복합재료의 제조

본 연구에서는 가압주조법을 사용하여 금속복합재료를 제조하였다. 이 방법을 적용할 경우 두 가지 문제를 직면하게 되는데 첫째로, 가압에 견디는 예비성형체의 제조여부와 둘째로, 예비성형체 내부에 기공발생을 최소화하면서 용탕이 성공적으로 침투가 되는가하는 점이다.

예비성형체에서 받게되는 압력은 보강재의 파괴분율에 비례하므로[12] 섬유보강재를 사용한 저부피분율의 예비성형체에 비해 고압의 압축하중을 받게 된다. 예비성형체 내에서 보강재간의 결합이 무기바인더에 의해 이루어질 경우 섬유 보강재에 비해 입자 보강재는 결합력이 현저해 저하되므로 다량의 바인더를 필요로 한다. 그러나 성형체 증가는 MMCs의 기계적 특성을 떨어뜨리므로 가능한 적은 양을 사용하는 것이 바람직하다[13].

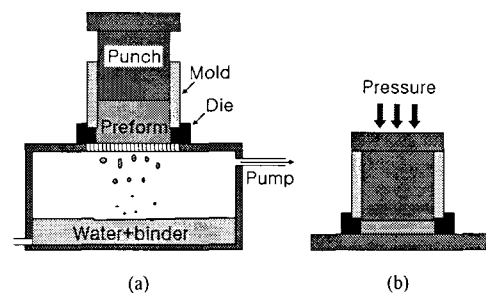


Fig. 1 Schematic diagram of preform fabrication in vacuum equipment.

MMCs 제조에 사용된 보강재 및 알루미늄의 기계적 특성은 Table 1에 나타나있다. 보강재는 SiC<sub>p</sub> 입자와 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 섬유를 10:1로 혼합하여 각각 전체 부피분율 49%, 56%, 63%의 예비성형체를 제조하였다. 이때, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 섬유 보강재는 예비성형체의 부피분율을 조절하며 또한 입자 보강재간의 직접 접촉에 의한 파손을 방지한다. Table 1는 나타난 바와 같이 SiC<sub>p</sub> 입자와 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 섬유는 밀도가 유사하므로 수용액 속에서 균일하게 혼합된다.

Table 1 Mechanical properties of reinforcement and matrix

Materials	Density (g/cm)	Diameter (μm)	Length (μm)	Tensile Strength (GPa)	Young's Modulus (GPa)	CTE (ppm/°C)	Poisson ratio
SiC particle	3.2	45/10	45/9.5	-	450	4.5	0.19
Saffile fiber	3.3	3	150	2.0	300	7.6	0.23
Al 356	2.7	-	-	0.79	71	23.0	0.33

금속복합재료는 가압주조법으로 제조되었으며 Fig. 2는 제조공정을 보여주는 개략도이다. 전기로에서 알루미늄 모재를 800℃에서 가열하여 용해시키고 동시에 예비성형체와 몰드를 500℃로 예열하였다. 용탕은 30MPa의 편치압력으로 예비성형체로 침투되었으며, 2분 동안 가압하면서 냉각시켜 금속복합재료를 제조하였다. 제조된 금속복합재료에 대해서는 480℃에서 4시간 용체화 처리 후 급냉(water quenching)하였으며 180℃에서 9시간 시효처리(aging)을 시켰다. 이러한 열처리 조건은 알루미늄에서 사용되는 T6 열처리에 따른 것이다.

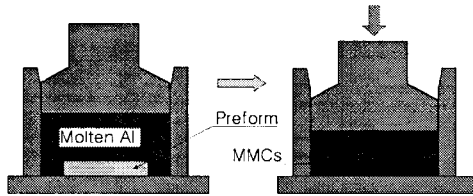


Fig. 2 Schematic diagram of squeeze casting.

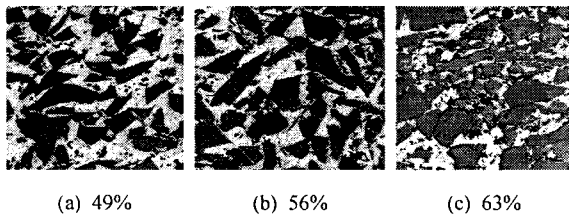


Fig. 3 Typical optical microphotography on polished SiC/Al composites sections.

Fig. 3은 제조된 금속복합재료 단면에 대한 광학현미경 사진으로 본 금속복합재료가 내부의 기포없이 성공적으로 제조가 되었음을 보여준다. 미세구조에서 검은 점으로 보이는 부분은 10:1 비율로 첨가된 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 보강섬유로서 입자와 섬유와의 분포상태가 양호하며 보강재의 입자 보강재의 파손이 없이 제조되었음을 나타낸다.

2.2 실험방법

열팽창계수 측정은 transformation dilatometer가 사용되었으며 Fig. 4는 실험장치의 개략도를 보여준다. 이 장치는 heat induction coil를 사용하며 시편에 부착된 열전대로 온도를 측정하게 된다. 실험은 1℃/sec속도로 시편을 상온에서 300℃까지 변화시키면서 순간 순간의 시편의 온도와 길이를 측정하였다.

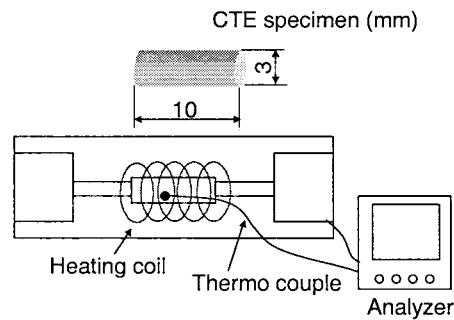


Fig. 4 Schematic diagram of thermal expansion tests.

3. 해석

3.1 해석이론

실험과의 비교를 위해 사용된 해석이론은 열팽창계수의 이론적인 최대값과 최소값을 의미하는 혼합법칙(Rule of mixture)와 Turner's model이다. Kerner[14], Scharpy[15]등이 유도한 탄성학을 도입한 발전된 형태의 해석들은 생략하였다. 이러한 이론은 혼합법칙과 Turner's model의 중간 값을 가지는데, CTE실험에서 수행된 MMCs는 온도 상승에 따라 국부적인 소성변형이 발생하므로 이러한 탄성해석들은 부적합하기 때문이다.

혼합법칙은 복합재료를 구성하는 보강재와 기지재 사이의 하중전달이 없다는 가정 하에 유도되며 다음 식으로 표현된다.

$$\alpha_c = \alpha_m(1 - V_r) + \alpha_r V_r \tag{1}$$

이 식은 따라서 보강재와 기지재가 상호 제한조건 없이 최대로 팽창할 때를 의미하므로 열팽창계수의 상한선을 예

측한다. 이러한 가정이 유효한 경우는 기지재가 점성의 액체상태인 경우가 있다. 고체 상태의 금속 복합재료의 경우 열팽창 계수를 측정하는 시점의 온도가 기지금속의 용융점에 가까워질수록 기지금속의 항복응력이 낮아져 혼합법칙의 가정에 근접하게 된다.

한편, Turner's model은 보강재와 기지재가 동일한 변형률 상태로 가정하고 유도되며 다음과 같이 표현된다.

$$\alpha_c = \alpha_m(1 - V_r) + \alpha_r V_r - V_m V_r (\alpha_m - \alpha_r) \frac{K_r - K_m}{V_m K_m + V_r K_r} \quad (2)$$

이와 같은 가정은 혼합법칙과는 반대로 보강재와 기지재 사이의 응력전달이 최대일 경우를 의미하므로 열팽창 계수의 하한선을 예측한다. 이러한 가정은 유효한 경우는 보강재가 연속섬유일 경우가 있다. 그러나 패키징용 금속복합재료에서 보강재는 입자형태이므로 변형률이 일정치 않으며 팽창계수가 낮은 기지금속이 보강재보다 큰 변형률 상태로 존재하게 된다.

본 연구에서 사용된 MMCs는 섬유와 입자의 두 종류의 보강재를 사용하게 되므로 (1),(2) 식을 그대로 적용할 수 없으며 식의 유도과정이 필요하다. 식은 혼합법칙에 따라 입자 보강재에 의한 부분과 섬유보강재에 의한 부분으로 구분하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \alpha_c &= \alpha_m(1 - V_p - V_f) + \alpha_f V_f + \alpha_p V_p \\ &= \alpha_m(1 - V_f) + \alpha_f V_f + \alpha_m(1 - V_p) + \alpha_p V_p - \alpha_m \\ &= \alpha_{cf} + \alpha_{cp} - \alpha_m \end{aligned} \quad (3)$$

식 (3)에서  $\alpha_{cf}$  와  $\alpha_{cp}$ 는 동일 분율의 섬유 또는 입자만 첨가되었을 경우 예측되는 값이다. 이 값들을 각각 식 (1), (2)로부터 산출하여 적용하면 혼합복합재료의 열팽창계수에 대한 혼합법칙 예측값과 Turner 예측값을 구할 수 있다.

### 3.2. FEM 모델링

FEM해석은 평면 응력조건(plane stress)으로 부피분율 49% MMCs에 대한 2차원 해석을 수행하였다. Fig. 5는 본 해석에서 수행된 MMCs의 모델로서 단입자 금속복합재료, 단입자 세라믹 복합재료, 복수입자 금속복합재료에 대해 해석을 실시하였다. 복수입자 금속복합재료는 Fig. 3의 복합재료 단면 사진으로부터 모델링 하였다.

FEM해석에 사용된 보강재와 모재의 물성은 온도에 따른 열팽창계수, 탄성계수, 항복응력이다. 보강재는 탄성해석을 수행하였으며 온도에 관계없이 Table 1에 표시된 물성을

사용하였다. 모재는 탄소성(elastic-perfect plastic)해석을 수행하였으며 열팽창계수는 본 실험을 통해 측정된 값을, 탄성계수 및 항복응력은 Reference[16]으로부터 정의하였다. Fig. 6, Fig. 7은 FEM해석에 사용된 모재의 온도에 따른 인장특성 및 열팽창계수를 나타낸다.

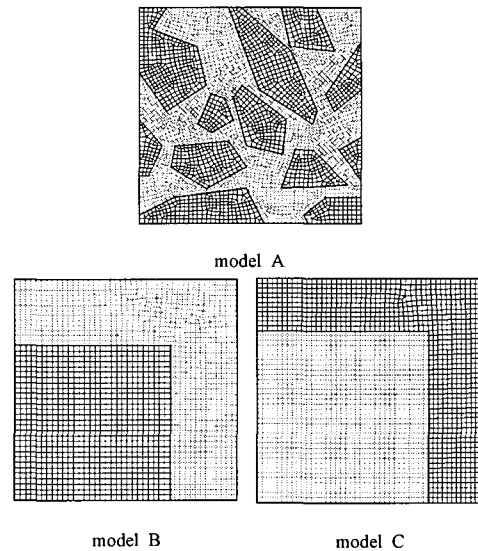


Fig. 5 FEM model of 2D simulation for 49% SiC/Al composites.

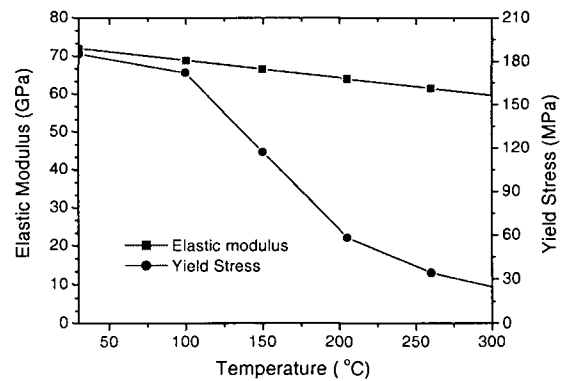


Fig. 6 Temperature dependent tensile properties of matrix.

FEM 해석의 경계조건은 Fig. 5의 모델에서 좌측면에서 y축 대칭의 경계조건이, 바닥면에서 x축 대칭 경계조건이 정해졌으며 우측면의 각 절점은 x방향으로 변위가 동일하며, 상단면의 각 절점은 y방향으로 동일한 변위가 생기는 것으로 정하였다. 이 조건에 따르면 FEM 해석시 열에 의해 해석 모델은 직사각형 형태로 변형하게 된다.

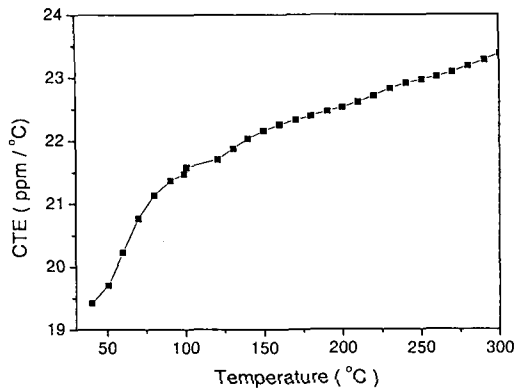


Fig. 7 Temperature dependent CTE of matrix.

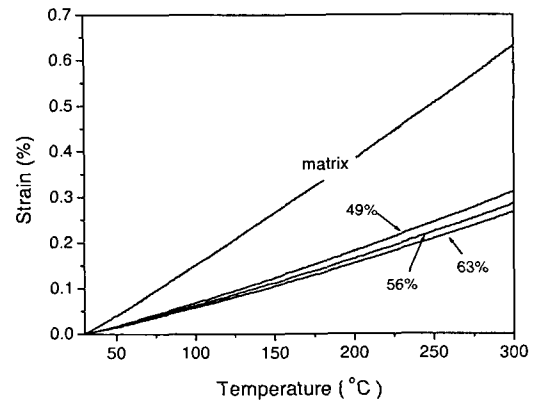


Fig. 8 Thermal strain of Al matrix and SiC/Al composites.

#### 4. 결과 및 토의

##### 4.1 열팽창계수 측정결과

Fig. 8은 열팽창계수 실험에서 측정되는 온도에 따른 시편의 변형률 그래프이다. 이와 같이 열팽창계수 실험에서 측정되는 것은 열전대로부터 감지되는 시편의 온도와 마이크로미터에서 측정되는 시편의 길이변화이다. 이로부터 평균 및 순간 열팽창 계수를 계산할 수 있다. Fig. 8에서 나타난 바와 같이 변형률은 시편의 보강재의 부피분율이 큰 순서로 차례대로 작아지고 있다. 이러한 결과는 보강재의 열팽창 계수가 모재보다 낮기 때문이다.

Fig. 9는 시험편의 순간 열팽창계수를 나타낸다. 열팽창 계수는 Fig. 8의 그래프를 1차 미분한 것으로 Fig. 8의 그래프의 순간 기울기를 나타낸다. 그래프에서 열팽창계수는 크게 두 부분으로 나눌 수 있다. 즉 상온에서 70°C까지 급격히 증가하는 부분과, 70°C~300°C 열팽창계수가 완만히 증가하는 구간이다. 100°C이하의 구간에서 나타나는 그래프 기울기의 급격한 변동은 기존 연구결과에서도 발견되는 공통적인 현상[3,5]으로 이 구간에서 SiC<sub>p</sub>/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Al 복합재료는 모재의 특성에 지배적인 영향을 받고 있기 때문이다. 이러한 온도별 열팽창계수는 패키징재료의 설계에 있어서 중요한 기초자료이다. 통상적으로 패키징 재료의 열팽창계수는 소자(component)보다 1-2 ppm/°C로 높게 설계를 함으로써, 부품의 납땜 또는 용접 접합후 접합부분에 미세한 압축하중을 받게 한다.

Fig. 10은 30°C에서 x축에 해당하는 온도까지의 평균 열팽창계수를 나타낸다. Fig.9의 순간열팽창계수의 경우 그래프는 굴곡이 많이 나타나는데 이는 순간 CTE를 측정하는 ΔT의 구간이 짧기 때문에 나타나는 편차이다. Fig. 10과 같이 ΔT가 큰 평균값을 취할 경우 그래프가 부드럽게 나타

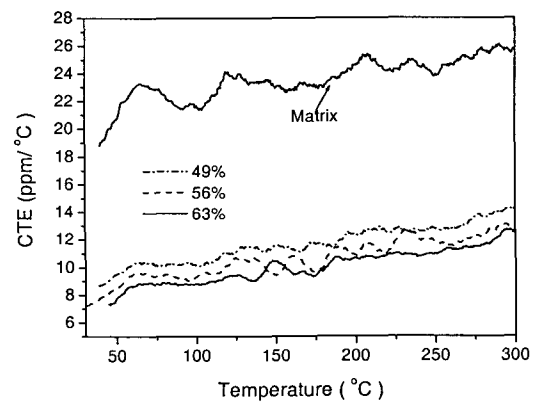


Fig. 9 Instantaneous CTEs of SiC/Al composites.

난다. Reference[16]에 표시되는 모재(Al 356)의 평균 열팽창계수는 20~100°C에서 21.4ppm/°C, 20~300°C에서 23.2 ppm/°C로서 본 연구결과와 30~100°C에서 21.4ppm/°C, 30~300°C에서 23.4 ppm/°C로 거의 일치하고 있다. 이는 본 CTE실험이 성공적으로 수행되었음을 뒷받침한다.

##### 4.2 실험과 이론의 비교

Fig. 11은 복합재료의 종류에 따라 측정된 순간 열팽창계수를 이론식과 비교하여 보여준다. 순간 열팽창 계수에 사용된 구간온도(ΔT)는 4°C이다. 모재의 열팽창계수는 Fig. 9의 실험값을 대입하였으므로 혼합법칙과 Turner 모델의 예측값 그래프에 많은 굴곡이 생긴다. SiC<sub>p</sub>/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Al 복합재료의 열팽창계수는 Turner모델과 혼합법칙의 중간값을 취하게 되며 온도에 따라서는 초기에 Turner모델의 예측값으로 표시되는 하한값과 유사하나 온도가 증가함에 따라 혼합법칙적으로 표시되는 상한값에 접근하는 경향을 보여준다.

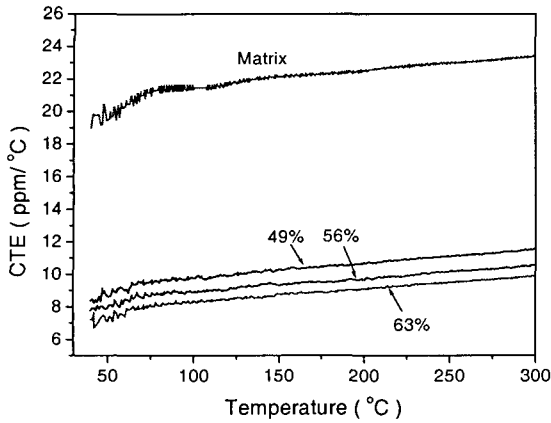


Fig. 10 Average CTE of the SiC/Al composites.

이러한 경향은 Elomary[7,17]의 연구와 일치하며 그 원인은 모재의 소성변형, 잔류응력, 표면상태 등으로 추정되고 있을 뿐 이론을 통한 정량적인 해석은 찾아보기 힘들다. 본 연구에서는 유한요소 해석을 통해 각각 인자에 대한 정량적인 분석을 실시하였으며, 해석 결과는 4.3절에서 살펴보기로 한다.

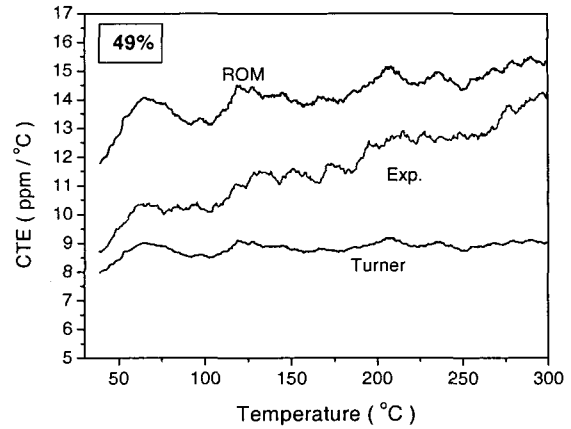
Fig. 12는 30~150°C범위에서 MMCs의 부피분율에 따른 평균적인 열팽창계수로 나타낸다. SiC<sub>p</sub>/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Al 복합재료의 열팽창계수는 상한과 하한의 중간값을 취하게 되며, 보강재의 부피분율 증가에 따라 선형적으로 감소하고 있다. 이론 식과 비교했을 때 열팽창계수는 Turner모델에 가까움을 알 수 있는데 이는 Lee[18] 등의 결과와 일치한다.

그러나, Fig. 11에 나타난 바와 같이 순간 열팽창 계수는 온도에 따라 달라지므로 평균 열팽창계수는 평균으로 정의하는 온도구간에 따라 달라진다. 즉 평균으로 정한 온도구간이 높아지면 복합재료의 열팽창계수 값은 증가하여 혼합법칙에 가까워지게 된다. 따라서 SiC<sub>p</sub>/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Al 복합재료의 열팽창 계수에 대한 이론적 해석은 평균열팽창계수보다는 온도에 따른 순간열팽창 특성으로부터 분석하는 것이 바람직함을 알 수 있다.

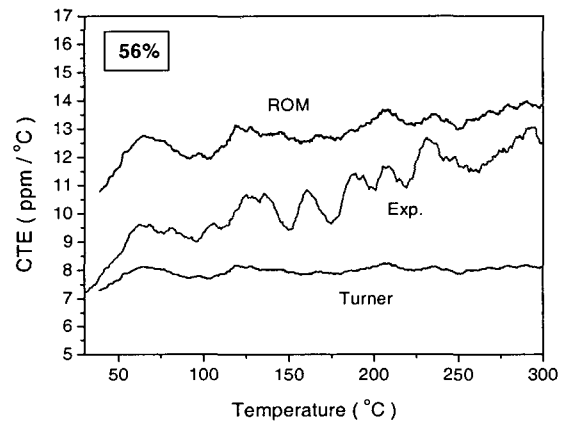
### 4.3 FEM 해석

Fig. 13은 Fig. 5에 표시된 해석모델에 따른 열팽창 해석 결과와 실험 결과를 나타내고 있다. 그래프는 T<sub>0</sub>=800°C에서 상온으로 냉각시킨 후 이에 따른 잔류 응력이 내재된 상태에서의 순간 열팽창계수 해석 결과이다.

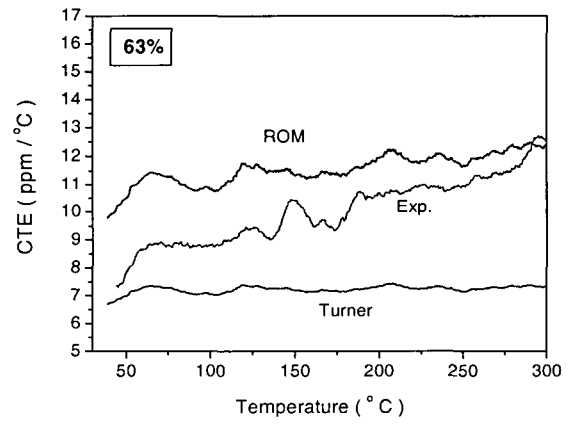
각각의 모델을 비교할 때 실험결과와 가장 유사한 것은 모델A이며 모델C는 190°C에서 열팽창 계수가 급격히 감소하므로 실험과 큰 차이를 나타내고 있다. 모델C에서 모재는 190°C에 이르러 대부분 항복 응력에 도달하나 외부



(a)



(b)



(c)

Fig. 11 Comparison of CTE between experimental data and theoretical predictions.

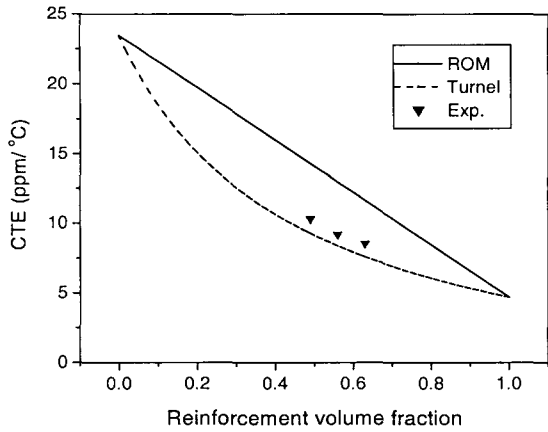


Fig. 12 CTE according to the reinforcement volume fractions.

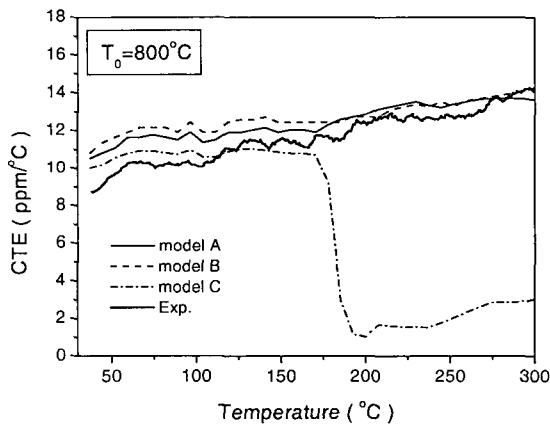


Fig. 13 CTE according to the reinforcement volume fractions.

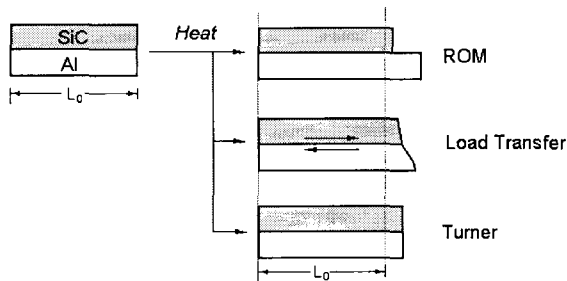


Fig. 14 Average internal stress in matrix.

둘러싸고 있는 보강재에 의해 소성변형이 저지되기 때문이다. Shen[8,9]은 B모델과 C모델의 비교를 통해 SiC/Al 복합재료의 열팽창계수는 잔류응력, 보강재의 형상, 보강재의

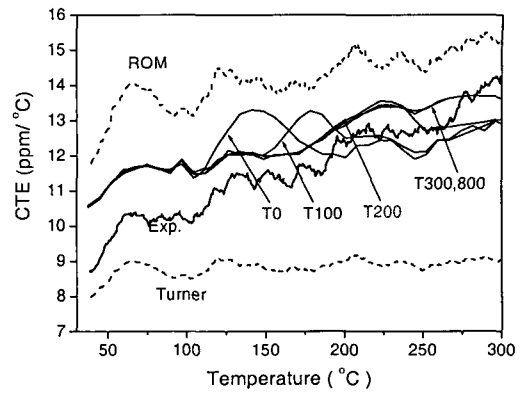


Fig. 15 CTE according to the temperature history.

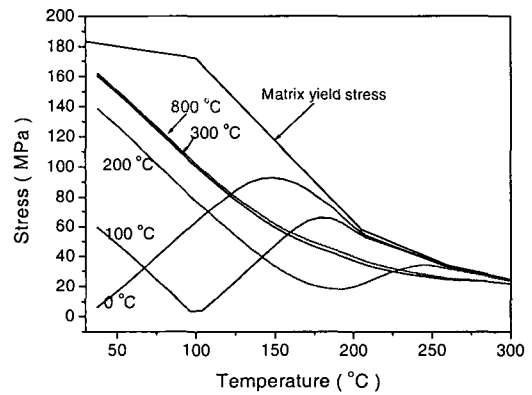


Fig. 16 Internal stress in matrix of SiC/Al composites.

분포 등의 영향보다 보강재간의 connectivity에 의한 차이가 가장 민감하다고 설명하였다. 보강재간의 connectivity가 높은 C모델이 B모델보다 열팽창계수가 더 낮으며 실제 복합재료에서는 connectivity가 C모델과 B모델 사이일 것으로 예상하였다. 그러나, Fig. 13에서 나타난 바와 같이 C모델을 도입한 설명은 190°C이하의 온도에서는 타당성이 있으나 190°C이상에서는 타당성을 잃어버린다. 따라서, 모델 B와 모델 C와 같은 보강재의 connectivity의 영향보다는 모델 A와 같이 보강재의 개수가 여러개인 모델로부터 특징을 살피는 것이 타당하다 보여진다.

모델 A와 모델 B의 결과를 실험과 비교할 때, 모델 A가 실험결과에 더욱 근접하고 있음을 볼 수 있다. 이는 모델 A와 같은 복수입자 모델이 내부응력 상태를 더욱 잘 나타내기 때문이다. Fig. 14는 각각 해석모델에서 모재에 작용하는 내부 등가응력(von mises stress)을 보여준다. 모델 A와 B를 비교할 때, 30°C초기 온도에서는 온도이력에 의해 평균 내부응력이 동일하나 온도 증가에 의해 150°C~250°C

구간에서 응력의 차이가 생긴다. 모델 A는 보강재의 개수가 복수이므로 내부 응력 분산상태가 복잡한 형태로 전개되어 응력의 변화율이 점차적이거나 단일 모델에서는 응력의 변화율이 급격히 나타나 Fig. 14의 그래프에 많은 굴곡이 생기게 된다. 이러한 내부응력의 차이는 열팽창계수에 직접적인 영향을 미치게 되므로 가능한 많은 입자에 대해서 모델링하는 것이 열팽창계수를 예측에 유리하다.

Fig. 15는 온도이력에 따른 열팽창계수 해석결과이다. 부피분율 49%인 SiC<sub>p</sub>/Al<sub>2</sub>O<sub>3f</sub>/Al 복합재료에 대해서 초기온도 T<sub>0</sub>=100℃, 200℃, 300℃, 800℃에서 상온으로 냉각시키기에 따른 열팽창계수 해석을 실시하였다. Fig. 15에서 T<sub>0</sub>=300℃와 T<sub>0</sub>=800℃의 차이는 나타나지 않고 있다. 이는 Fig.16에 표시된 바와 같이 T<sub>0</sub>=300℃이상의 온도이력에 의한 모재의 잔류응력은 T<sub>0</sub>=300℃인 경우와 동일하기 때문이다. 따라서 SiC/Al 복합재료의 가공에 의한 잔류응력은 T<sub>0</sub>=300℃이하에서 상온으로 냉각될 때 발생하는 것임을 알 수 있다. 잔류응력에 관한 기존 연구들[19,20]은 SiC<sub>p</sub>/Al<sub>2</sub>O<sub>3f</sub>/Al 복합재료의 잔류응력이 발생하는 온도를 열처리에 의해 발생하는 것으로 가정하고(예, T<sub>6</sub> 열처리) 초기 온도를 T<sub>0</sub>=300℃이하로 정의하는 경우가 일반적이다. 그러나 이러한 열처리 조건을 고려하지 않더라도 SiC<sub>p</sub>/Al<sub>2</sub>O<sub>3f</sub>/Al 복합재료의 잔류응력은 Fig. 16에 나타난 소성변형으로 T<sub>0</sub>=300℃를 넘지 않음을 알 수 있다.

Fig. 15의 그래프 특징은 초기온도가 T<sub>0</sub>가 증가할수록 열팽창계수의 극대점이 나타나는 온도(T)는 증가하고, 이에 따라 기울기가 증가하여 실험결과와 유사해진다. 한편 실험 결과는 Fig. 11에 나타난 바와 같이 Turner모델과 혼합법칙에 의한 예측의 중간값을 가지면서 낮은 온도에서는 Turner모델과 유사하다가 온도가 높아질수록 혼합법칙에 접근한다. 이러한 특징은 보강재와 모재의 하중전달 관계로부터 설명이 가능한데 Geng[21]은 복합재료의 내부응력에 주목하여 SiCw/Al 복합재료의 열팽창특성을 정성적으로 설명한 바 있다. 본 연구에서는 이러한 개념을 더욱 발전시켜 식을 유도하였다.

Fig. 17은 응력전달 관계를 설명하기 위한 개략도이다. SiC보강재와 Al모재가 접합된 복합재료가 열을 받을 때 팽창거동을 이론별로 살펴보자. 혼합법칙(ROM)은 두 재료간의 하중 전달을 무시하므로 모재와 보강재가 자유롭게 최대 팽창을 하며, Turner모델은 두 재료가 동일한 변형률로 변형하므로 모재의 변형이 최소로 억제된다. 따라서 혼합법칙은 열팽창계수의 상한값을 Turner모델은 하한값을 예측하며 그 외에 탄성학을 통해 유도된 모델은 보강재와 모재의 하중전달의 가정에 따라 중간값을 취하게 된다. 이와 같은 열하중에 의해 복합재료에서 발생하는 변형률을 식으로 표현하면 하중전달이 없는 상태에의 변형률에서 하중전달에 의한 상태를 뺀 값으로 다음과 같다.

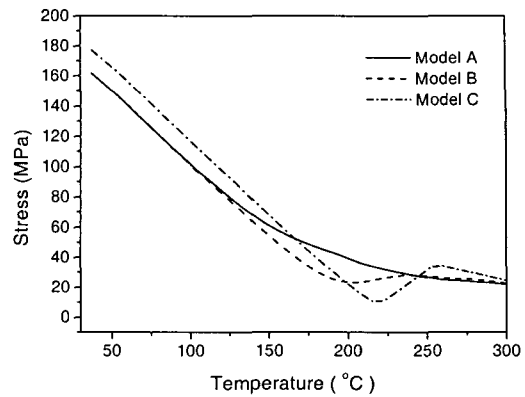


Fig. 17 Schematic diagram of thermal expansion from the theories.

$$\epsilon_c = \epsilon_T - \epsilon_L \tag{4}$$

식 (4) 에서 아랫첨자 c는 복합재료(Composites)를, T는 온도(Temperature)를 나타내는 것으로  $\epsilon_T$ 는 온도상승에 의해 Fig. 17의 ROM을 따르는 변형율을 의미한다. L은 보강재와 모재 사이에 전해지는 하중(Load)를 나타낸다.

이러한 하중 전달은 작용-반작용 법칙에 의해 모재와 보강재 사이에서 동일한 크기로 전달되나 이로 인해 나타나는 내부 응력은 모재와 보강재의 상대적 위치에 따라 다르다. 예를 들면, Fig. 18(a)에서는 Al에 작용되는 모멘트가 Fig. 18(b)보다 크므로 Al에 걸리는 평균 응력 및 변형률이 Fig. 18(a)가 더 크게 된다. 한편 SiC에 작용하는 축하중은 일정하므로 SiC의 내부응력은 Fig. 18(a)와 Fig. 18(b)가 동일하다. 이와 같이 하중전달에 의해 발생하는 내부 응력은 모멘트에 의한 것과 축하중에 의한 것으로 구분할 수 있으며 이에 따라 식 (4)는 다음과 같이 가정할 수 있다.

$$\epsilon_c = \epsilon_T - \epsilon_{Axial} - \epsilon_{Moment} \tag{5}$$

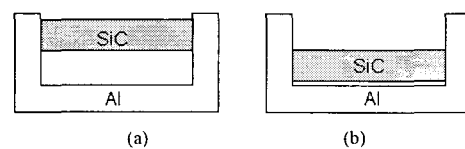


Fig. 18 Schematic diagram of change of moment by changing load transfer location between SiC and Al.

열팽창계수는 열변형률을 온도에 따라 미분한 값으로 다음 식과 같다.

$$\alpha_c = \frac{\Delta \epsilon_c}{\Delta T} = \frac{\Delta(\epsilon_T - \epsilon_{Axial})}{\Delta T} - \frac{\Delta \epsilon_{Moment}}{\Delta T} \tag{6}$$



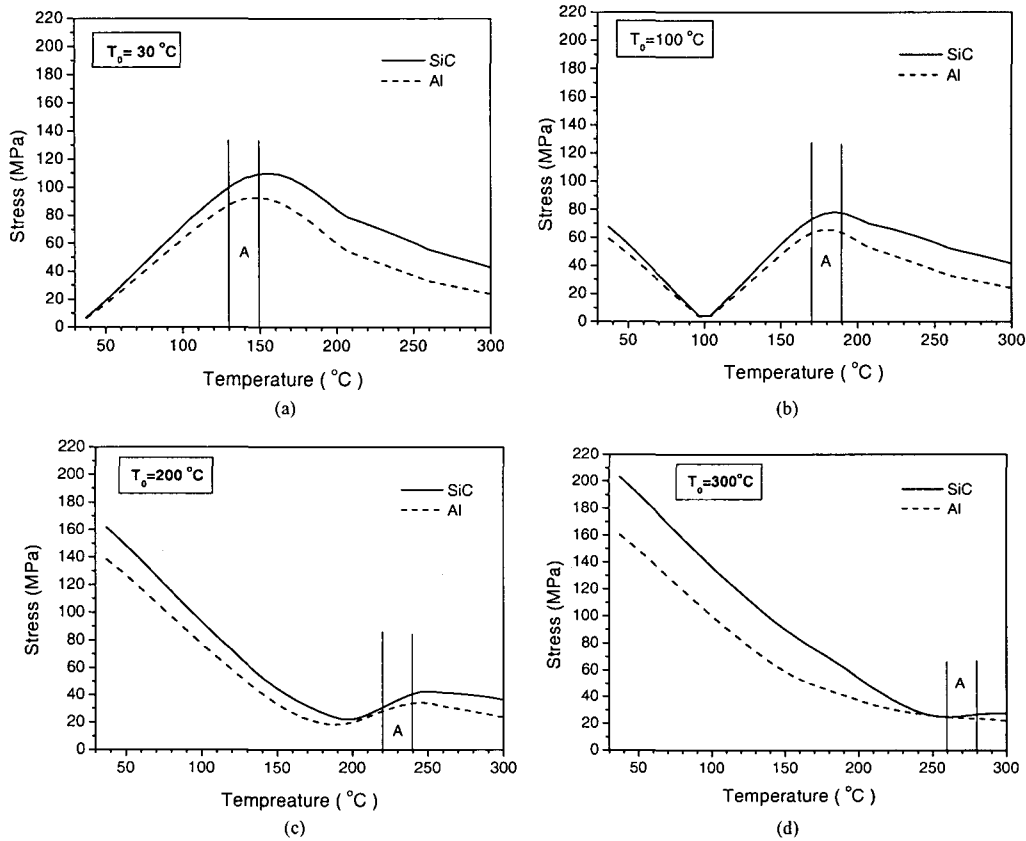


Fig. 19 Average internal stress in reinforcement and matrix.

식 (6)에서 오른쪽 첫번째 항은 복합재료 내부의 전달되는 Axial Load의 정의에 따라 Kerner모델, Turner모델, 혼합법칙 등으로 나타낼 수 있다. 오른쪽 두번째 항은 온도에 따른 보강재와 모재사이의 모멘트 변화에 의한 것으로 모재의 소성 변형으로 인해 보강재와 모재 사이에서 하중전달 지점이 변하기 때문이다. 이러한 모멘트 변화는 보강재와 모재사이의 평균응력의 차이에 비례한다고 가정할 수 있으며 이를 식으로 표현하면 다음과 같다.

$$\frac{\Delta \epsilon_{Moment}}{\Delta T} = \frac{\Delta(\sigma_r - \sigma_m)}{\Delta T} \quad (7)$$

여기서 아랫첨자 r은 보강재를, m은 모재를 의미한다. 식 (7)의 우편 항을 편의상 모멘트 변화율로 명명하기로 한다. 이와 같이 식 (6)에 표현된 식(7)부분은 Fig. 15의 온도에 따른 열팽창 특성을 결정하는 항으로 이를 FEM해석을 통해 정량화 하면 SiC/Al복합재료의 온도에 따른 열팽창 특

성 분석에 이용할 수 있다.

Fig. 19는 이력온도( $T_0$ ) 0, 100, 200, 300°C 이력을 가진 SiC/Al 복합재료에 대한 열팽창 해석결과 보강재와 모재에 작용하는 내부 응력을 보여준다. Fig. 19(a)에서 상온에서는 내부응력이 존재하지 않으나 온도가 상승하면서 내부 응력이 증가한다. 모재가 150°C에 이르면 모재의 항복응력에 이르며 이후 온도가 상승함에 따라 항복응력의 저하로 내부 응력은 줄어들는다. Fig. 19(b)에서 이력 온도인 100°C에서 내부응력은 최소가 되며 180°C 부근에서 내부응력의 최대가 된다. Fig. 19(c)는 Fig. 19(b)와 달리 이력온도인 200°C에서 내부응력이 0가 되지 않는데 200°C에 의해 모재가 소성변형을 했기 때문이다. 이 소성변형으로 인해 내부응력이 최소가 되는 온도는 모재와 보강재가 다르게 나타나는데 Fig. 19(c)에서 모재는 180°C에서 보강재는 200°C 정도에서 최소가 된다. Fig. 19(d)은 내부응력의 극대 극소점이 뚜렷이 구분되지 않는데 이는 온도 이력에 의해 모재가 충분한 소성변형을 받았기 때문이다.

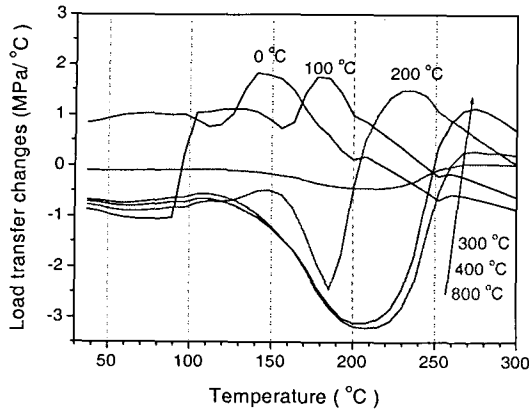


Fig. 20 Load transfer changes according to the thermal history.

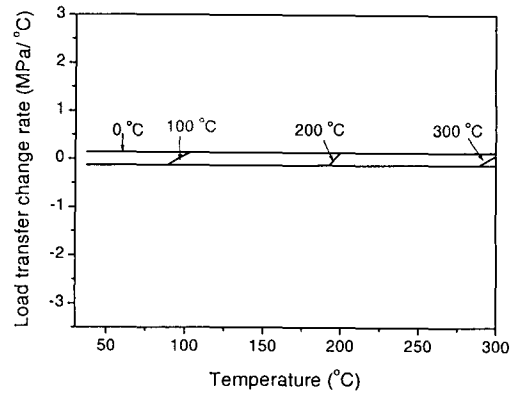


Fig. 23 Load transfer changes using elastic matrix.

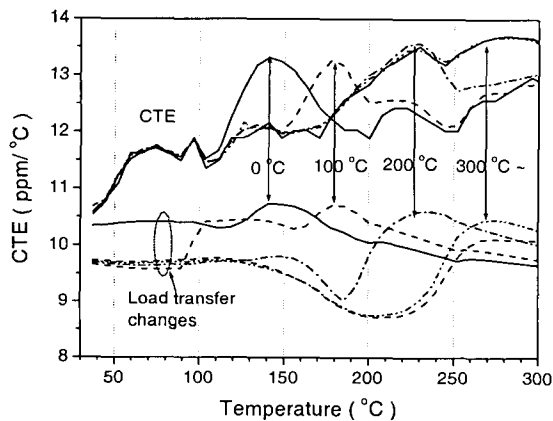


Fig. 21 Detailed comparison between Load transfer change and CTE.

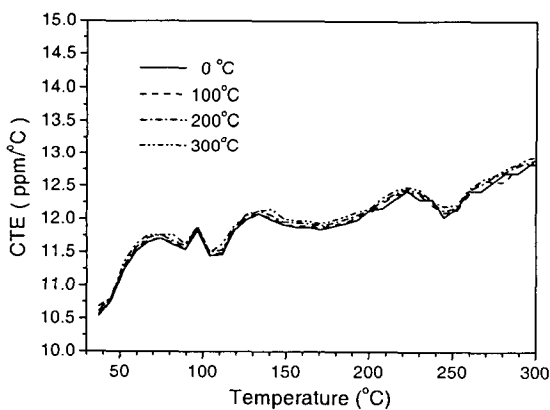


Fig. 22 Temperature dependent CTE using elastic matrix.

Fig. 20은 Fig. 19의 각각의 결과를 식 (7)에 따라 나타낸 것이다. 모멘트 변화율은 0~100°C구간에서는 온도이력에 관계없이 일정하며 이후 최소값과 최대값이 나타난다. 그 그래프에서 최대값이 나타나는 지점은 Fig. 19에서 A로 표시된 영역들로서 이 영역에서는 모재가 소성변형을 하므로 응력이 급격히 저하된다. 보강재에 대해 모재의 급격한 응력저하는 모재가 보강재에 작용하는 하중점의 변화를 의미하며 이는 보강재에 의한 모재의 변형제한이 풀어지는 것을 의미한다. 따라서 이 지점에서는 열팽창계수가 급격히 증가한다. Fig. 21은 Fig. 20의 그래프를 Fig. 15의 해석결과와 비교하여 나타낸 것으로 온도 이력에 따른 열팽창계수의 최대점이 모멘트 변화를 최대지점과 정확히 일치하므로 식(6), (7)의 관계가 유효함을 입증한다. 그러나 모멘트 변화율의 최소값에 대해서는 특정한 경향이 나타나지 않고 있는데 이는 식 (7)의 응력차만으로는 소성변형을 나타내는데 한계가 있기 때문으로 사려된다.

Fig. 22와 Fig. 23은 모재가 탄성변형을 할 때 나타나는 열팽창계수와 모멘트 변화율 그래프이다. Fig. 22에서 나타난 바와 같이 탄성해석에서는 온도이력에 따른 그래프의 차가 무시할 정도로 적게 나타난다. 이로부터 Fig. 15의 0~100°C구간의 그래프들이 일치하는 이유가 이 구간에서 SiC/Al 복합재료가 탄성 변형을 하기 때문임을 알 수 있다. 탄성변형에 대한 모멘트 변화율을 나타내는 Fig. 22의 그래프는 일정한 상수값으로 나타나고 있다. 이는 탄성거동에서는 복합재료 내부의 모멘트 변화가 없기 때문이다. 이로부터 Fig. 15의 현상을 요약하면 SiC<sub>p</sub>/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Al 복합재료의 온도에 따른 열팽창특성에서 가장 큰 영향을 주는 것은 모재의 소성변형으로 이는 본 연구에서 제안된 모멘트 변화율로부터 측정됨을 알 수 있다.

### 5. 결 론

본 연구는 패키징용 고부피분율 금속복합재료를 제조하였으며 이를 통해서 얻어지는 결론은 다음과 같다.

1. 금속복합재료의 열팽창 계수는 Turner와 혼합법칙의 중간값을 취하며, 상온에서는 Turner모델에 근접하다가 고온에서는 혼합법칙에 가까운 값을 가지게 된다.
2. SiC/Al금속복합재료의 가공 잔류응력은 300℃에서 상온으로 냉각될 때 발생하며 300℃이상의 가공 온도에서는 300℃에서와 동일한 잔류응력이 발생한다.
3. FEM해석은 단일입자모델 보다 복합입자모델이 실험에 더 가까운 값을 예측한다. 이는 복합입자 모델이 잔류응력 및 소성변형을 더욱 실제에 가깝게 모사하기 때문으로 모사하는 입자의 개수가 많아질수록 더욱 실제에 가까운 값을 예측할 것으로 기대된다.
4. SiC/Al복합재료가 탄성변형을 할 경우 잔류응력의 영향은 무시된다. SiC/Al복합재료는 열하중시 100℃이하에서는 잔류응력에 관계없이 탄성변형을 하므로 열팽창계수 값이 동일하게 나타난다.

### 후 기

이 논문은 2000년도 한국학술진흥재단의 지원(KRF-041-E00055)에 의하여 연구되었으므로 이에 감사드립니다.

### 참고문헌

- 1) Clyne, T.W., *Comprehensive Composite Materials*, Vol. 3 Elsevier, 2000, pp. 703-714.
- 2) Deborah D.L. Chung, *Materials for Electronic Packaging*, Butterworth-Heinemann, Boston, 1995.
- 3) Occhionero, M., Adams, R., and Fennessy, K., "A new substrate for electronic packaging: aluminum-silicon carbide (AlSiC) composites," *Proceeding of the 4th Annual Portable by Design Conference*, 1998, pp. 398-403.
- 4) Smagorinski, M.E., Tsantrizos, P.G., "Development of light composite materials with low coefficients of thermal expansion," *Materials Science and Technology*, Vol. 16, No. 7-8, 2000, pp. 853-861.
- 5) Shou-Yi Chang, Su-Jien Lin, and Merton C. Flemings, "Thermal expansion behavior of silver matrix composites," *Metallurgical and Materials Transactions*, Vol. 31A, 2000, pp. 291-298.

- 6) Byung G. Kim, D.L. Dong, Su D. Park "Effects of thermal processing on thermal expansion Coefficient of a 50 Vol. % SiC<sub>p</sub> /Al composite," *Materials Chemistry and Physics*, Vol. 72, 2001, pp. 42-47.
- 7) Elomari, S., Boukhili, R., San Marchi, C., Mortensen, A., Lloyd, D.J., ".Thermal expansion responses of pressure infiltrated SiC/Al metal-matrix composites," *Journal of Materials Science*, Vol. 32, No. 8, 1997, pp. 2131-2140.
- 8) Shen, Y.L., Needleman, A, and Suresh, S., "Coefficients of Thermal expansion of metal-matrix composites for electronic packaging," *Metallurgical and Materials Transactions A*, Vol. 25A, 1994, pp. 839-849
- 9) Shen, Y.L., "Thermal expansion of metal-ceramic composites: a three-diemsnsional analysis," *Materials Science and Engineering*, Vol. A252, 1998, pp. 269-275.
- 10) Hsueh, C.H., Becher, P.F., Sun, E.Y., "Analyses of thermal expansion behavior of intergranular two-phase composites," *Journal of Materials Science*, Vol. 36, No. 1, 2001, pp. 255-261.
- 11) Borbely, A., Biermann, H., Hartmann, O., "FE investigation of the effect of particle distribution on the uniaxial stress-strain behaviour of particulate reinforced metal-matrix composites," *Materials Science and Engineering A*, Vol. 313, No. 1-2, 31 2001, pp. 34-45
- 12) Berdichevsky, A.L., and Cai, Z., "Preform permeability prediction by self-consistent method and finite element simulation," *Polymer Composites*, Vol. 14, 1993, pp. 132-143.
- 13) Song, J.I., and Han, K.S., "Squeeze Casting Conditions of Al/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> Metal Matrix Composites with Variations of Preform Drying Process," *Journal of Materials Science*, Vol. 31, 1996, pp. 2615-2621.
- 14) Kerner, E. H. "The Elastic and Thermo-Elastic Properties of Composite Media," *Proceedings of Physics Society*, 1956, pp. 808-813.
- 15) Schapery, "Thermal Expansion Coefficients of Composite Materials Based on Energy Principles," *Journal of Composite Materials*. 1968, Vol. 2, 380-404
- 16) ASM Handbook Committee, *Metals Handbook 9th ed.*, Vol. 2, 1985, pp. 166-167.
- 17) S.Elomari, R.Boukhili and D.J. LLoyd, "Thermal expansion studies of prestrained Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Al metal matrix composites," *Acta Metallurgica*, Vol. 44, No.5 1996, pp. 1873-1882.
- 18) Lee, H.S., and Jeon, K.Y., Kim, H.Y., and Hong, S.H, "Fabrication process and thermal properties of SiC<sub>p</sub>/Al-Si metal matrix composites for electronic packaging applications," *Journal of Materials Science*, Vol. 35,

2000, pp. 6231-6236.

- 19) H. Li, J. B. Li, Z. G. Wang, C. R. Chen and D. Z. Wang, "Dependence of Thermal Residual Stress on Temperature in a SiC Particle-Reinforced 6061Al Alloy," *Metallurgical and Materials Transactions A*, Vol. 29A, No. 7, 1998, pp. 2001-2009.
- 20) Chen, C.R. ; Qin, S.Y.; Li, S.X.; Wen, J.L., "Finite element analysis about effects of particle morphology on mechanical response of composites," *Materials Science & Engineering A*, Vol. A278, No. 1-2, 2000, pp. 96-105.
- 21) Geng, L, Ochiai, S., Yao, C.K., "Study on temperature dependene of thermal expansion behavior of SiCw/Al composite by internal stress analysis," *Journal of Materials Science Letter*, Vol. 17, 1998, pp. 1933-1935.