

論文

용탕단조법에 의한 금속 복합재료의 제조시 잔류응력 해석

김남환*、강충길**

Thermal residual stresses on fabrication of metal matrix composites with squeeze casting process

N. H. Kim* and C. G. Kang*

ABSTRACT

In the fabrication and subsequent heat treatment of metal matrix composites (MMCs), thermal residual stresses are induced in MMCs as a result of the mismatch of the thermal expansion between the matrix and the reinforcement.

In the present study, elastoplastic finite element method is used to analyze thermal residual stresses and strains in particulate MMC fabricated with squeeze casting process. The effects of the shape and the volume fraction of the reinforcement on the residual deformation in cast SiC_p/Al composites are investigated, and the variations of residual stresses with locations in the matrix are also studied. In addition, the results of the finite element analysis are compared with those by analytical model.

초 록

금속 복합재료의 제조시 냉각과정에서 금속 기지재와 강화재의 열팽창 계수의 차이에 따라 복합재료에는 상당한 크기의 잔류 응력이 발생된다. 본 연구에서는 주조용 알루미늄(A357) 기지재를 실리콘 카바이드 입자(SiC_p)로서 강화한 금속 복합재료를 용탕단조법으로 제조할 때의 발생 열 응력과 변형도를 탄소성 유한요소 해석 하였으며, 강화재 입자의 형상과 체적 분을 그리고 강화재/기지재 계면으로부터의 거리와 방향에 따른 영향을 고찰하였다. 또한 유한요소 해석 결과를 Taya의 이론해석 모델에 의한 결과와 비교하였다.

1. 서 론

금속 기지 복합재료 (Metal Matrix Composite, 이하 MMC)는 기존의 재료들에 비하여 여러 가지 우수한 특성을 가지고 있어서 자동차 산업, 우주항공 산업 등에서 구조재료로서의 관심이 증대되고 있으며 그 응용이 적극 검토되고 있다[1,2]. 즉 MMC는 비강도, 비강성, 내열성 및 내마모성과 같

은 기계적 특성이 우수하여, 현재 자동차 엔진의 피스톤 링 및 실린더 블록, 디스크 브레이크 회전자 그리고 항공기 엔진 부품의 제조에 응용되고 있다[3,4].

MMC 제조법에는 금속 기지재의 온도에 따라, 분말 야금법 및 고에너지율 가공법과 같은 고상법, 용탕을 이용하는 액상법, 그리고 반응용 상태의 기지재의 교반에 의한 고상-액상법이 있다[5]. 이 중

* 부산대학교 대학원

** 부산대학교 기계공학부

에서 액상법과 고상-액상법은 용융 상태에서 제조하는 방법으로써 재래식 주조법을 그대로 적용하는 것으로, 고상법에 비하여 제조 장비가 간단하고 비용면에서도 경제적인 장점이 있다[2].

일반적으로 MMC를 제조하기 위한 주조공정은 액상의 금속 기지재 내에서 세라믹 강화재를 분산시키고 액상의 금속 기지재를 한정된 공간에서 고상화시키는 공정이다. 즉 MMC의 주조 시 냉각 과정에서 금속 기지재와 세라믹 강화재에는 큰 온도 변화(보통 수백도)가 수반되며, 이 때 두 재료사이의 열팽창 계수의 차이에 따라 복합재료에는 상당한 크기의 잔류 응력이 발생된다[1,2,6]. 즉, 금속 기지재의 열팽창 계수는 세라믹의 그것보다 훨씬 크므로, 세라믹 강화재에는 압축 응력이 작용하고 금속 기지재에는 크기는 같지만 부호가 다른 인장 응력이 작용하게 된다. 이 때 금속 기지재에서의 잔류 응력이 금속의 항복 응력보다 커지면 금속 기지재는 소성 변형을 겪게 된다. 이러한 응력은 단일재료에 적용되는 보통의 응력 제거법에 의해 제거될 수 없다.

잔류 응력의 크기와 성질은 제조되는 MMC의 항복 응력과 피로 강도에 큰 영향을 미친다. 외력의 작용전에 MMC 내에 존재하는 인장의 잔류 응력은, 초기 결함(birth defects)이라고 할 수 있고, MMC가 기계적 부하를 받을 때 생기는 마이크로 크랙킹과 같은 초기적 손상을 개시 및 확대시키게 된다[7].

입자 강화형 금속 복합재료는 주로 주조공정에 의해 제조되며 계면의 접합력이 좋고 대량생산이 가능하여 그 제조공정에 관한 연구가 활발히 진행되고 있다[8]. 그러나 주조공정 등에서 발생하는 잔류 응력은 실험으로부터 바로 측정될 수 없고, 잔류 변형도의 측정값으로부터 계산되는데, 이 때 잔류 변형도는 X선 및 중성자 회절법을 사용하여 실험적으로 측정되어 왔다[9,10]. 현재까지의 잔류 응력에 관한 연구는 입자계 보다는 휘스카 강화 쪽에 주로 진행되었다[1]. 또한 열적 잔류응력을 계산하기 위하여 제시된 많은 이론적 모델은 Eshelby's equivalent inclusion method [11]에 근거하여 입자상 및 단섬유/휘스카 강화 MMC에서의 잔류 응력의 해석에 사용되지만, 이것은 해석적 접근이 가능한 단순 경계조건의 문제로 제한되며, 잔류 응력의 계산도 기지재 및 강화재에서의 평균적인 크기를 산출하는 것이다[12,13]. 최근에는 금

속 복합재료 내에서의 잔류 응력 계산을 위하여 유한요소 모델을 이용한 수치적 방법에 의한 연구가 활발히 진행되고 있으며, 섬유 강화 또는 입자 강화 복합재료에 대하여 3차원 유한요소 해석을 수행하였다[1,2,6]. 그러나 3차원 해석의 경우 계산 시간과 요소 수의 제약이 크고, 해석 과정 및 해석의 전·후처리 과정이 복잡하고 시간이 많이 소모되는 등의 단점이 있다.

따라서, 본 연구에서는 입자 강화형 금속 복합재료에서의 잔류 열 변형의 해석을 위하여, 취급과 해석 과정이 단순하면서도 실제 현상을 충분히 근사할 수 있는 2차원 축대칭 모델링 방법을 제안하고, 알루미늄 합금(A357) 기지재를 실리콘 카바이드 입자(SiC_p) 로서 강화한 금속 복합재료를 용탕 단조법으로 제조할 때 냉각과정 중에 발생하는 열 응력/변형도를 탄소성 유한요소 해석(elastoplastic finite element analysis) 하였으며, 강화재 입자의 형상과 체적 분율(volume fraction), 그리고 강화재/기지재 계면으로부터의 거리와 방향의 영향을 고찰하였다. 또한 그 결과를 Taya의 이론해석 모델[12]의 결과와 비교하였다.

2. 유한요소 해석

2-1. 해석을 위한 가정

입자 강화형 금속 복합재료는 미세한 강화재 입자를 기지재 금속 내에 분산시켜 전위의 이동을 방해시킴으로써 강화 효과를 나타내는 복합재료이다. 본 연구에서는 강화재 입자가 기지재 금속 내에서 규칙적으로 배열되어 있다고 가정하였다. 즉, 복합재료는 중심부의 강화재 입자의 주변을 연성이 높은 기지재 금속이 둘러싸고 있는 형상으로써 이러한 단위 셀형태가 주기적으로 배열된 것으로 가정하였다. 또한 입자의 형태는 대체로 구형이지만 실제 형상은 원통형, 타원형 또는 다소 불규칙한 형상의 분포 등을 가질 수 있으므로, 본 해석에서는 강화재 입자의 대표적인 형상으로서 구형(spherical)과 원통형(cylindrical) 형상을 고려하였다. 그리고 강화재와 기지재는 모두 등방성이며, 또한 이들은 서로 완전히 접촉되어 있으며, 두 재료사이의 분리나 섬유/입자의 파단 현상은 고려하지 않았다. 그리고 용융 상태의 기지재에 강화재를 분산시킨 후 기지재의 온도가 액상 영역으로부터 상온으

로 냉각 시의 열 응력을 해석하였으며, 이 때 재료 내부는 균일 온도로서 냉각되며 냉각속도의 효과는 고려하지 않았다. 재료의 기계적 특성 모델로서는, 금속 기지재는 탄소성 재료로서, 그리고 강화재는 선형 탄성 재료로서 각각 가정하였다.

2-2. 유한요소 해석

단위 셀 모델을 원통(축대칭) 형상으로 고려하면 유한요소 모델은 대칭성을 이용하여 단위 셀의 1/2 단면을 해석영역으로 설정할 수 있다. Fig. 1(a)와 Fig. 1(b)는 본 연구에서의 복합재료의 축대칭 유한요소 해석 모델로서 각각 구형 및 원통형 형상의 강화재 입자에 대하여 rz 평면 상에 나타낸 단면 형상으로서 각각 원형 및 사각형을 나타낸다. 이하의 그림에서는 원통형 단위 셀에서의 r(반경), z(길이), θ (원주) 방향을 각각 숫자 1, 2, 3 으로 표기하기로 한다. 그림으로부터 강화재는 기지재에 의해 둘러싸여 있음을 볼 수 있다. 여기서, 재료 모델이 축대칭이므로 유한요소로서는 2차원 4절점 축대칭 요소 (4-node bilinear axisymmetric solid element)를 사용하여 모델링하였으며, 수치계산에는 ABAQUS finite element code[14]를 이용하였다. 해석에 사용한 복합재료 모델에서의 강화재 입자의 체적 분율 (volume fraction, V_r)은 10 %, 18 %, 25 %의 세 가지이다. 한편 Table 1은 해석에 사용된 재료의 주요 물성치를 나타낸다.

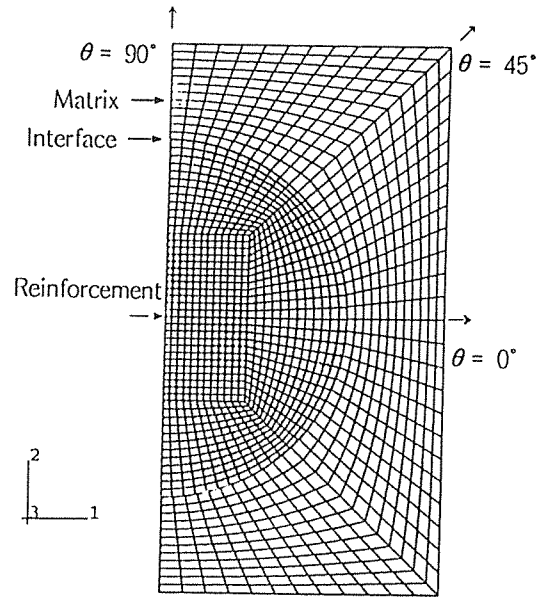
냉각 시에 복합재료에서 발생하는 잔류 열 변형율은 두 재료 사이의 온도 차로부터 발생하며, 이 잔류 열 변형율이 잔류 열 응력을 유발시킨다. 이 때 각 재료에 발생하는 열 변형율($\epsilon_{thermal}$)은 온도와 열팽창 계수에 따라 다음식으로부터 계산된다.

$$\epsilon_{thermal} = \alpha(\theta)(\theta - \theta^0) - \alpha(\theta^*)(\theta^* - \theta^0) \dots\dots\dots (1)$$

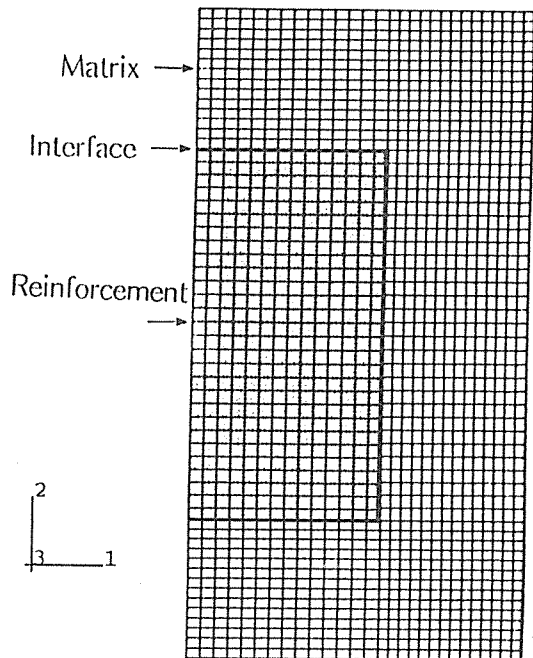
여기서, α 는 열팽창 계수이며, θ , θ^* 그리고 θ^0 는 각각 현재 온도, 초기 온도 그리고 열팽창 계수에 대한 기준온도를 나타낸다.

3. 해석결과 및 고찰

Fig. 2(a)는 구형의 강화재 입자를 갖는 복합재료의 단위 셀에서의 냉각 전·후의 형상을 나타낸



(a) Spherical particle model



(b) Cylindrical particle model

Fig. 1. Meshes used for axisymmetric finite element analysis ($V_r = 18\%$).

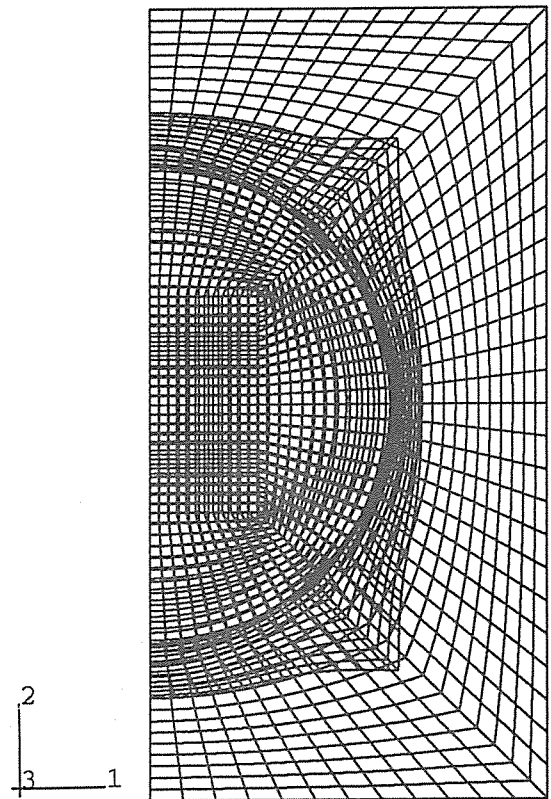
Table 1. Physical properties of Matrix(A356) and Reinforcement(SiCp).

	A356	SiCp
Poisson ratio	0.33	0.17
Elastic modulus (GPa)	72.4	450.0
Density (g/cm ³)	2.69	3.2
Yield stress (MPa)	112.1	-
Coeff. of thermal expansion (μm/m · °C)	21.6	4.0
Solidus temp. (°C)	555	-
Liquidus temp. (°C)	615	-

것이다. 여기서는 비교의 편의상 변위를 확대하여 (약30배) 나타내었다. 그림으로부터 냉각 후에 기지재와 강화재 모두에 수축현상이 발생하며, 또한 기지재가 강화재에 비하여 훨씬 크게 수축되었음을 볼 수 있다. 이는 기지재의 열팽창 계수가 강화재의 그것보다 5배 이상의 훨씬 큰 값을 갖기 때문이다. Fig. 2(b)는 원통형 강화재 입자의 복합재료에 대한 냉각 전.후의 형상으로서, Fig. 2(a)의 구형 강화재에서의 경우와 마찬가지로 금속 기지재에 큰 치수 감소가 있음을 보이고 있다. Fig. 2(a)와 2(b)로부터 강화재에의 치수 변화가 거의 없음을 나타내는데 이는 탄소성 재료로서 가정한 기지재에는 소성 변형이 발생하는 반면에 탄성 재료로서 가정한 강화재는 극히 미소한 탄성 변형 만이 발생하였기 때문이다.

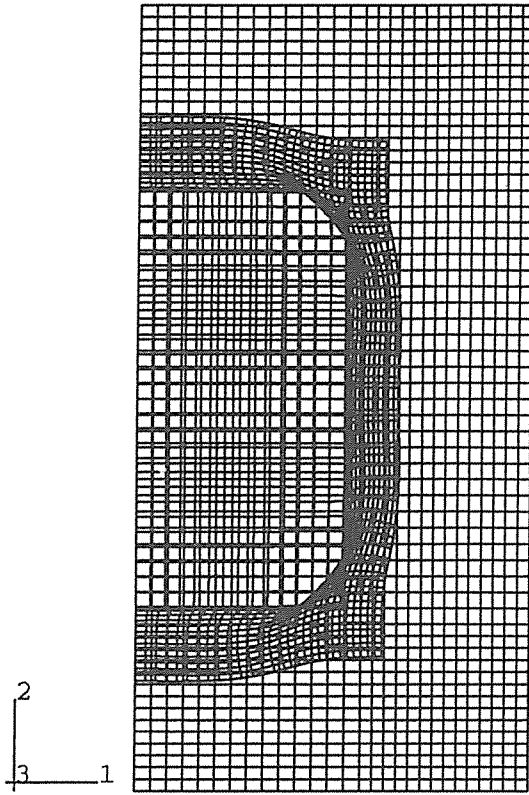
Fig. 3(a)는 강화재 체적 분율(V_r)이 18 %의 구형의 강화재 입자의 복합재료 제조 시 냉각 후에 복합재료의 단면에서의 발생하는 잔류 응력 분포의 해석결과이다. 이 때 응력은 등가 응력(Mises equivalent stress, $\bar{\sigma}$)으로서 나타낸 것이다. Fig. 3(a)로부터 복합재료의 기지재 내부에서 약 80 ~ 200 Mpa 범위의 등가 응력이 잔류하고 있음을 볼 수 있다. 또한 약 200 Mpa에 달하는 최대 응력은 기지재/강화재 계면 근방의 기지재에 집중됨을 볼 수 있으며, 이는 계면 근방에서의 열팽창 계수의 급격한 차이로 인하여 응력이 집중되었기 때문이다. 한편 재료시험으로 부터 얻은 금속 기지재(A356)의 항복 응력이 112 Mpa 이다. 그림의 응력 분포로부터 복합재료 단면에서 기지재의 대각선 방향 (Fig. 1(a)의 45° 방향)의 바깥쪽 가장자리 일부분을 제외한 대부분의 영역에서 항복 응력 이상

의 값을 가짐을 알 수 있으며, 이는 기지재에 소성 변형을 유발시키게 된다. 반면에 강화재에서의 잔류 응력의 크기는 약 50 Mpa 미만으로서, 이는 기지재에서의 잔류 응력 보다 상당히 작은 값이다. 이와 같이 기지재와 강화재에 작용하는 잔류 응력의 크기 차이가 발생하는 것은 두 재료에서의 열팽창 계수의 큰 차이에 기인한다. Fig. 3(b)는 강화재 체적 분율(V_r) 18 %의 원통형 강화재 입자의 복합재료에서의 냉각 후에 잔류하는 등가 응력의 해석 결과이며, Fig. 3(a)의 구형의 강화재 복합재료에서의 해석 결과와 마찬가지로 기지재의 대부분 영역에서 기지재의 항복 응력 값을 초과함을 나타내며 계면 근방의 기지재의 국부적 단면의 모서리 부분에 약 400 Mpa의 대단히 큰 응력이 집중됨을 보이고 있다. Fig. 3(c)와 3(d)는 각각 강화재 체적 분율



(a) Spherical particle model

Fig. 2. Change of mesh shapes before and after cooling down ($V_r = 18\%$).



(b) Cylindrical particle model

Fig. 2. Continued.

10 % 와 25 %의 원통형 강화재 입자의 복합재료에서의 잔류 응력을 나타내며, 금속 기지재 내에 생기는 응력 분포와 최대 응력치 등은 Fig. 3(a)와 유사한 경향을 나타낸다.

Fig. 4(a)는 복합재료에서의 잔류 소성 변형을 분포의 해석 결과로서 구형의 강화재 입자에 대한 경우이다. 이 때 소성 변형율은 등가 소성 변형율(equivalent plastic strain, $\bar{\epsilon}_p$)로서 나타낸 것이다. 그림으로부터 SiC_p 강화재의 경우는 소성 변형율이 없음을 나타내는 데 이는 강화재를 탄성 재료로서 가정했기 때문이다. 한편 금속 기지재에서는 수평축으로부터 45° 방향(Fig. 1(a) 참조)의 가장자리 일부를 제외한 대부분의 영역에서 소성 변형이

발생함을 알 수 있으며, 앞의 Fig. 3(a)의 응력 분포에서처럼 계면 근방의 기지재에서 역시 최대의 소성 변형이 발생됨을 나타낸다. 한편 Fig. 4(b)는 원

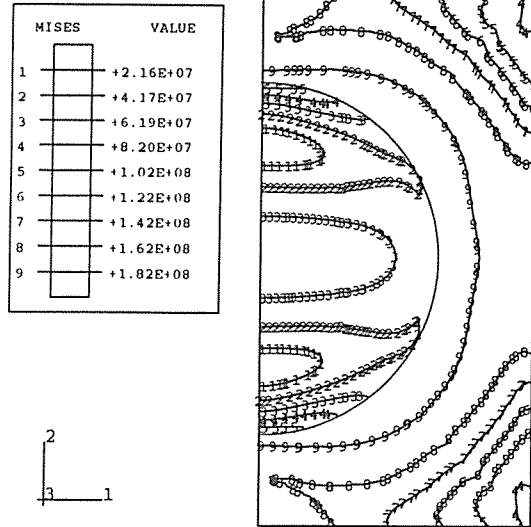
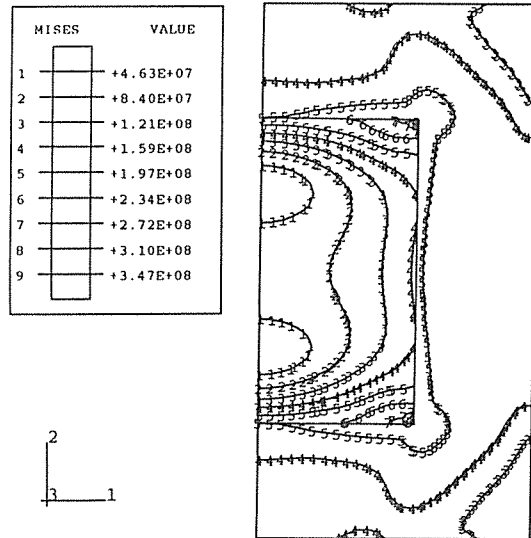
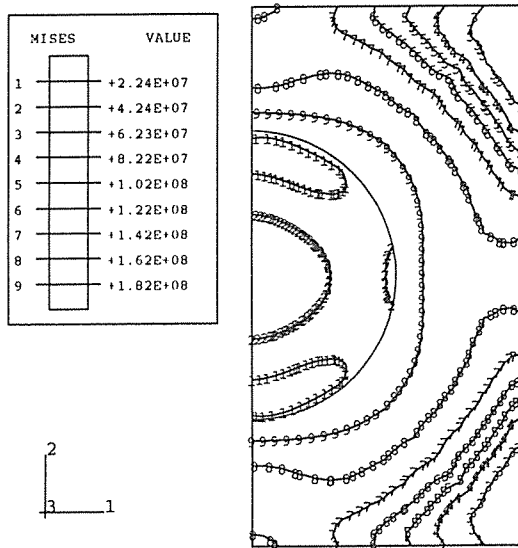
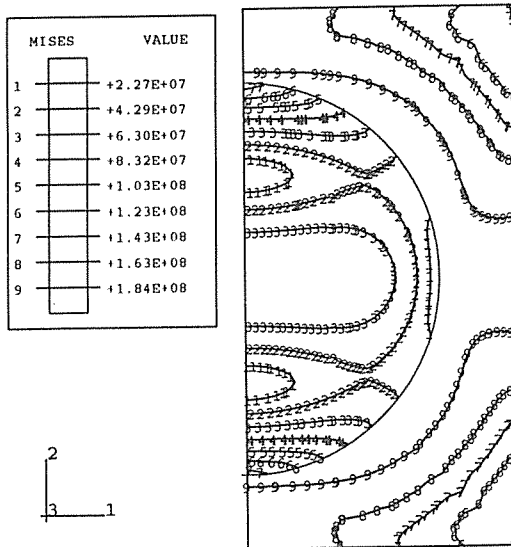
(a) Spherical particle model I ($V_r = 18\%$)(b) Cylindrical particle model ($V_r = 18\%$)

Fig. 3. Distribution of residual equivalent stress.



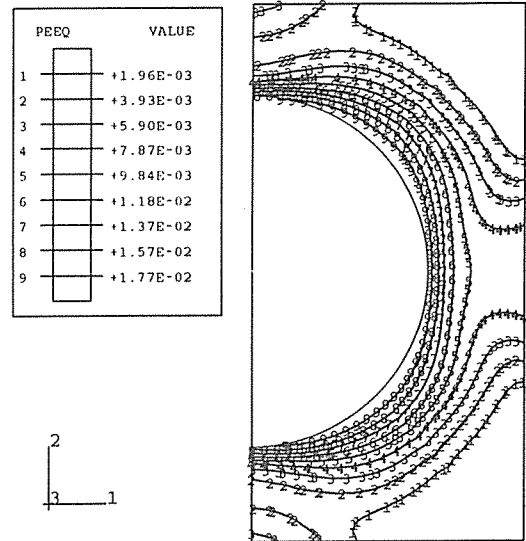
(c) Spherical particle model II ($V_r = 10\%$)



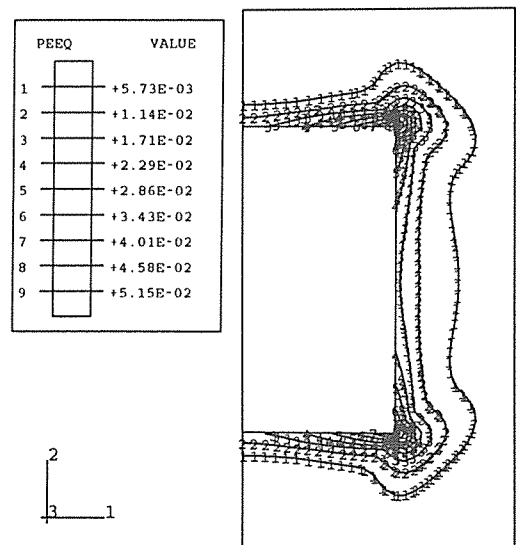
(d) Spherical particle model III ($V_r = 25\%$)

Fig. 3. Continued.

경우에서와 유사하게, 강화재에는 소성 변형이 발생하지 않으며, 기지재에는 45° 방향의 가장자리 일부를 제외한 거의 대부분의 영역에서 소성 변형



(a) Spherical particle model



(b) Cylindrical particle model

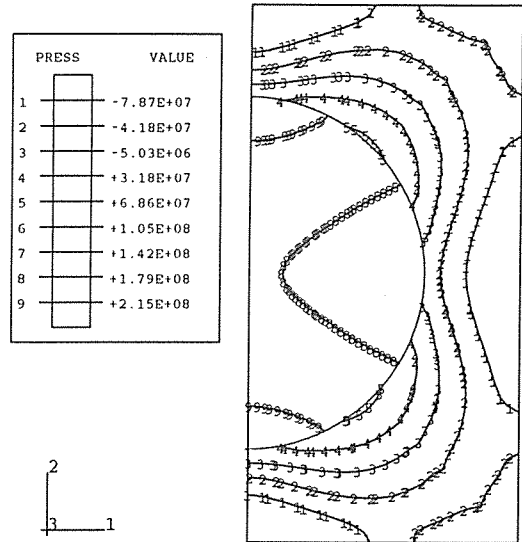
통형 강화재 입자의 경우에 대한 잔류 소성 변형을 분포의 해석 결과이다. Fig. 4(a)의 구형 강화재의

Fig. 4. Distribution of residual equivalent plastic strain ($V_r = 18\%$).

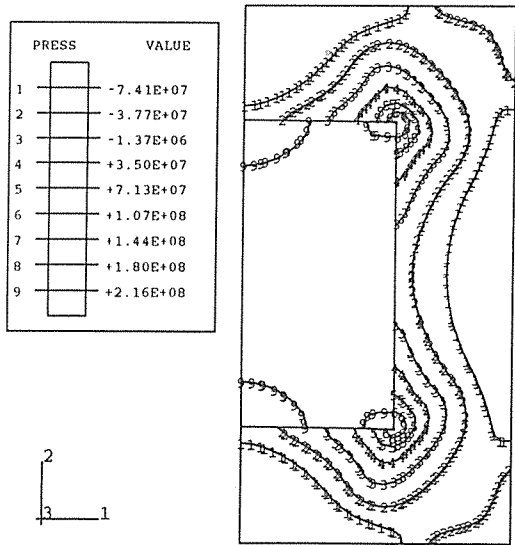
이 발생함을 나타낸다. 또한 Fig. 4로부터 복합재료의 제조 시 냉각 후에 잔류하는 최대 소성 변형율의 크기는 구형 및 원통형 강화재의 경우 각각 약 2 % 및 6 % 정도임을 알 수 있다.

전술한 Fig. 3에서는 잔류 응력을 등가 응력으로 표현하였으므로, 응력 값은 부호에 상관없이 절대 값만을 나타내고 있다. 따라서 복합재료에서의 응력의 방향(부호)을 조사하기 위해서는 재료 내의 정수압 응력(hydrostatic stress, σ_m) 또는 정수압력(hydrostatic pressure, p)의 분포를 조사할 필요가 있다. 이 때 정수압력(p)과 정수압 응력(σ_m)은 같은 크기이나 서로 반대의 부호($p = -\sigma_m$)의 관계가 있다. Fig. 5(a)는 강화재 체적 분율 18 %를 갖는 구형 및 원통형 강화재의 복합재료 내의 정수압력 분포를 도시한다. Fig. 5(a)에 나타낸 구형의 강화재 입자의 복합재료에서의 정수압력 분포로부터, 강화재 입자에는 전 영역에 걸쳐 양(positive)의 정수압력이 작용하는 데 반하여 기지재 금속에서는 기지재/강화재 계면 근방을 제외하고는 대부분의 영역에서 음(negative)의 정수압력이 작용함을 알 수 있다. 다시 말하면 기지재에는 인장 응력, 그리고 강화재에는 압축 응력이 작용하는 것이다. 그 이유는 복합재료의 냉각 과정에서 강화재에 비하여 열팽창 계수가 훨씬 큰 기지재가 심하게 수축됨으로써 기지재 속에 위치한 강화재를 압축시키는 반면에 강화재는 이에 대한 반력을 작용시킴으로써 기지재에는 인장 응력이 작용하는 것이다. Fig. 5(b)는 원통형 강화재 입자의 복합재료에서의 정수압력 분포를 나타낸다. Fig. 5(a)의 해석 결과와 유사하게 강화재에는 전 영역에서 양의 정수압력(음의 정수압응력)이 작용하며, 기지재에는 대체로 음의 정수압력(양의 정수압응력)이 작용함을 나타낸다. 복합재 내부에 존재하는 이러한 인장 응력은 복합재료의 2차 가공시에 초기 결함으로 작용할 수 있음에 유의해야 한다.

Fig. 6(a),(b),(c)는 강화재의 체적 분율이 각각 10 %, 18 %, 25 % 인 구형 강화재의 복합재료에서의 기지재/강화재의 계면으로부터의 거리 증가에 따른 기지재 내의 잔류 응력의 변화를 단위 셀의 수평축과 이루는 각이 0° , 45° 그리고 90° 의 세 가지 방향(Fig. 1(a) 참조)에 대하여 나타낸 것이다. 그림은 세 가지 체적 분율에 대하여 모두 유사한 경향을 나타내는 데, 어느 경우에서나 기지재 내의 응력은 계면으로부터 멀어질수록 대체로 감소하는



(a) Spherical particle model

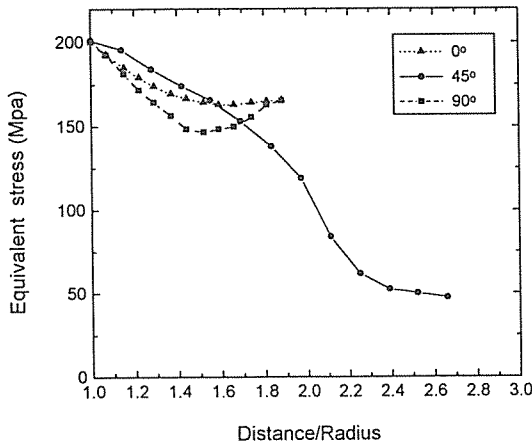


(b) Cylindrical particle model

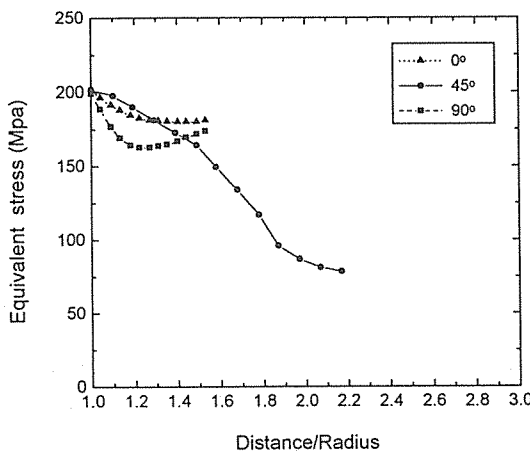
Fig. 5. Hydrostatic pressure distribution ($V_r = 18\%$).

경향을 볼 수 있다. 거리 증가에 따른 방향별 응력

변화를 관찰하면, $\theta = 45^\circ$ 방향에서 가장 크게 감소하고, $\theta = 90^\circ$ 방향에서는 감소하다가 증가하고, 그리고 $\theta = 0^\circ$ 방향에서의 변화량이 가장 작음을 알 수 있다. 즉, $V_r = 18\%$ 경우, $\theta = 0^\circ$ 방향에서의 잔류 응력은 약 180 ~ 200 Mpa 범위 내에 있으나 $\theta = 45^\circ$ 방향에서는 약 50 ~ 200 Mpa의 보다 넓은 범위에 걸쳐 있다. 또한 $\theta = 0^\circ$ 와 $\theta = 90^\circ$ 방향은 어느 거리에서나 모두 기지재의 항복 응력(112 Mpa)

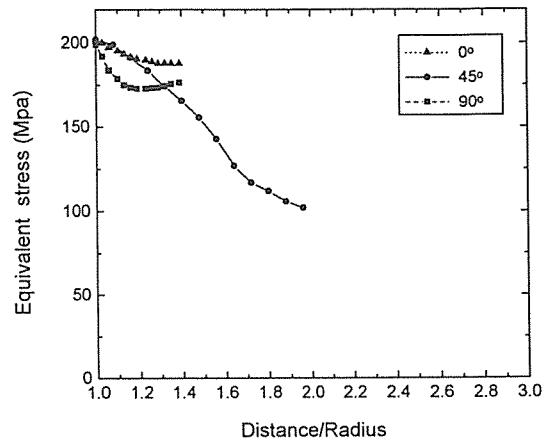


(a) $V_r = 10\%$



(b) $V_r = 18\%$

Fig. 6. Equivalent stresses in matrix vs distance from spherical particle/matrix interface for three directions.



(c) $V_r = 25\%$

Fig. 6. Continued.

이상의 응력이 작용하는 반면 $\theta = 45^\circ$ 방향에서는 거리 증가에 따라 항복 응력 이하, 즉 탄성 범위 내에 머물러 있게 된다. 잔류 응력은, 그 최대치가 체적 분율 및 방향에 무관하게 약 200 Mpa의 크기이고 계면 근방에서 발생하지만, 최대치와 최소치의 차이는 체적 분율이 증가할수록 감소하는 현상을 보여 준다. 즉, $\theta = 45^\circ$ 방향의 경우의 최대치와 최소치의 차이는 체적 분율이 10 %, 18 %, 25 %로 증가함에 따라 각각 약 150 Mpa, 120 Mpa, 100 Mpa로 감소함을 나타낸다.

Fig. 7(a),(b),(c)는 세 가지의 방향에 대하여 구형 강화재의 복합재료에서의 계면으로부터의 거리 증가에 따른 기지재 내의 잔류 등가 소성 변형율의 변화 추이를 나타내는 것으로, 각각 체적 분율 10 %, 18 %, 25 %에 대한 해석 결과이다. 그림으로부터 대부분의 영역이 소성 변형 영역 내에 있으며, $\theta = 45^\circ$ 방향으로 계면에서 멀리 떨어진 부분에서만 소성 변형율이 0, 즉 탄성 영역에 있음을 볼 수 있다. Fig. 7의 변형율 변화는 Fig. 6의 응력 변화와 같은 양상을 보여주는데, 이는 변형율-응력의 상관관계에 따른 당연한 결과이다. 그리고 그림으로부터 발생하는 최대 소성 변형율은 계면에서 발생하며 약 2 %의 크기임을 알 수 있다.

Fig. 8(a),(b),(c)는 세 가지의 체적 분율(10 %, 18

%, 25 %)을 갖는 구형의 강화재 복합재료에서의 기지재/강화재의 계면으로부터의 거리 증가에 따른 잔류 등가 응력을 세 가지 방향 ($\theta = 0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$)에 대하여 정리한 결과이다. 그림으로부터 체적 분율의 증가에 따라 기지재 내에 잔류하는 등가 응력의 크기가 증가할 뿐만 아니라 거리 변화에 대하여 더욱 균일화됨을 볼 수 있다. 이것은 체적 분율이 증가할수록 강화재를 둘러싼 기지재층의 두께가 보다 작아지기 때문이다. 그리고 방향별로는

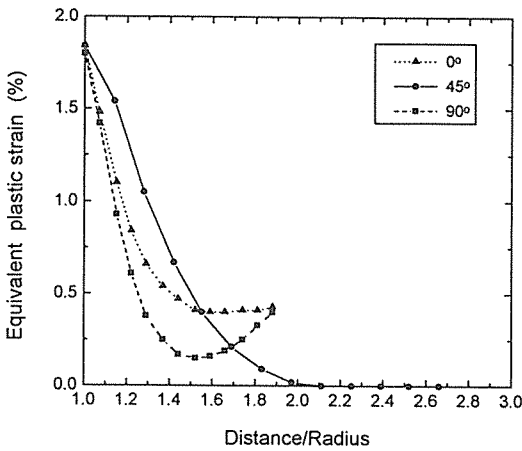
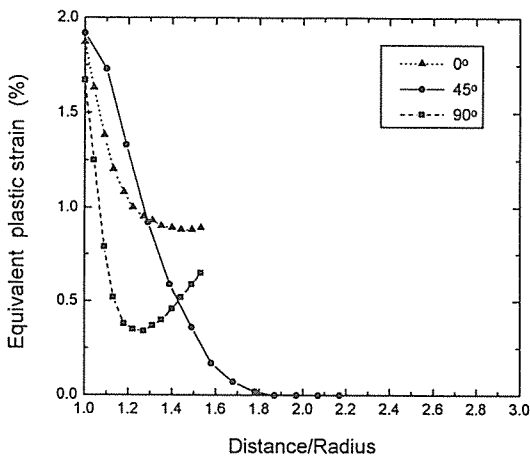
(a) $V_r = 10\%$ (b) $V_r = 18\%$

Fig. 7. Equivalent plastic strains in matrix vs distance from spherical particle/matrix.

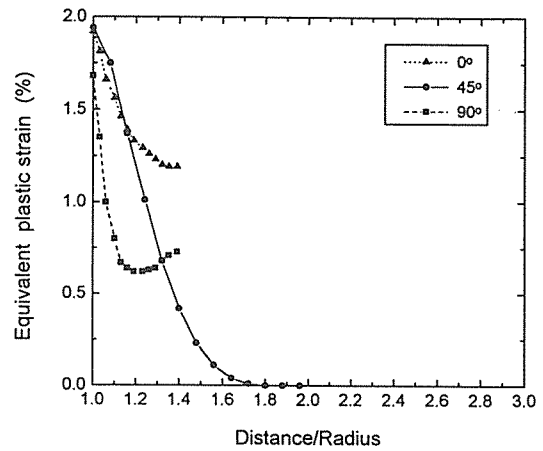
(c) $V_r = 25\%$

Fig. 7. Continued.

$\theta = 0^\circ$ 방향에서 가장 균일한 반면에 $\theta = 45^\circ$ 방향에서 가장 불균일한 분포를 나타낸다.

Fig. 9(a),(b),(c)는 세 가지의 체적 분율(10 %, 18 %, 25 %)을 갖는 구형의 강화재 복합재료에서

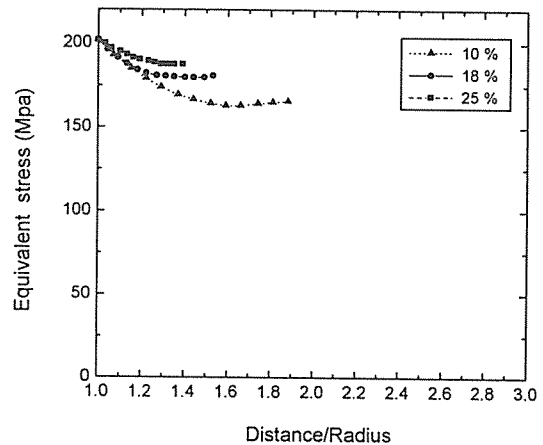
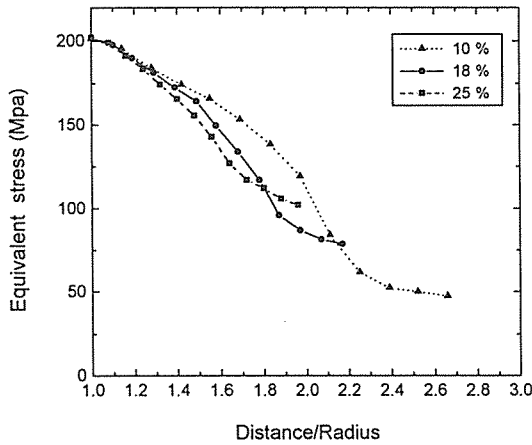
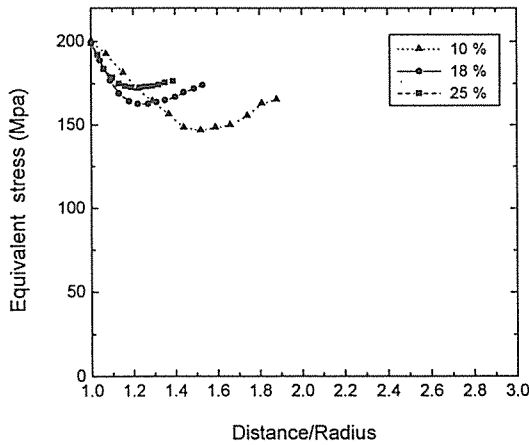
(a) $\theta = 0^\circ$

Fig. 8. Equivalent stresses in matrix vs distance from spherical particle/matrix interface for three volume percents.



(b) $\theta = 45^\circ$



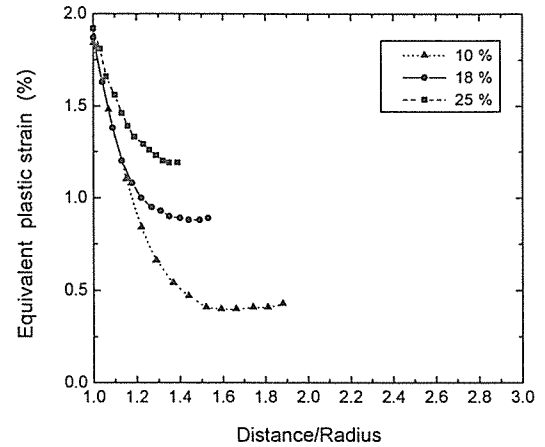
(c) $\theta = 90^\circ$

Fig. 8. Continued.

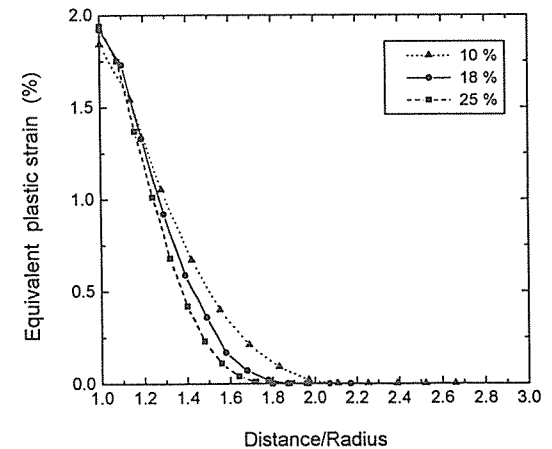
의 기지재/강화재의 계면으로부터의 거리 증가에 따른 등가 소성 변형율을 세 가지 방향 ($\theta = 0^\circ$, 45° , 90°)에 대하여 나타낸 결과로서, Fig. 8의 등가 응력 변화와 같이 체적 분율의 증가에 따라 보다 변형도가 균일화되는 양상을 보여주고 있다.

4. 이론해석 모델과의 비교

금속기지 복합재료에서의 잔류 열 응력에 관해서는 많은 연구자들에 의해 그 이론해석 모델 (analytical model) 이 제시되어 있으며 그 중에서도 Eshelby의 이론모델[11]을 응용한 Taya의 이론모델[12]이 구형 입자의 복합재료에서의 열 응력을 용이하게 계산할 수 있다고 알려져 있다. 여기



(a) $\theta = 0^\circ$



(b) $\theta = 45^\circ$

Fig. 9. Equivalent plastic strains in matrix vs. distance from spherical particle/matrix interface for three volume percents.

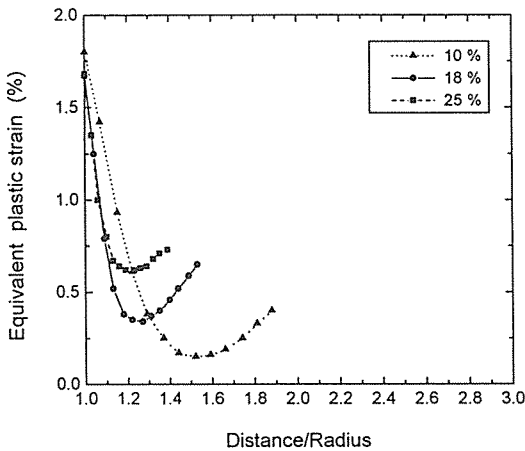
(c) $\theta = 90^\circ$

Fig. 9. Continued.

서는 Taya의 이론모델을 이용하여 잔류 열응력을 구하고, 유한요소 해석결과와 비교한다.

Taya의 이론모델에 의한 기지재 금속과 강화재 입자에 작용하는 잔류 응력 계산식은 다음과 같다. 입자 강화 복합재료에서 균일한 온도변화 ΔT 가 발생할 때 열팽창 계수의 차이에 의하여 기지재와 강화재에 각각 발생하는 잔류 응력의 평균값은 다음의 식(2) 및 식(3)과 같으며 이때 재료 내에 기공(void)이 존재하지 않는다고 가정한다.

$$\frac{\langle \sigma \rangle_m}{E_m} = \frac{2V_r \beta \Delta \epsilon}{A} \quad (2)$$

$$\frac{\langle \sigma \rangle_r}{E_m} = \frac{-2(1 - V_r) \beta \Delta \epsilon}{A} \quad (3)$$

여기서,

$$A = (1 - V_r)(\beta + 2)(1 + \nu_m) + 3\beta V_r(1 - \nu_m),$$

$$\beta = \frac{(1 + \nu_m) E_r}{(1 - 2\nu_r) E_m}$$

이다. 또한, V_r 는 강화재 입자의 체적 분율(volume fraction)이며, E 와 ν 는 각각 Elastic mo-

dulus와 Poisson ratio를 나타내며, 첨자 m 과 r 은 각각 기지재와 강화재를 의미한다. 그리고 $\Delta \epsilon$ 는 냉각 시의 열팽창 계수의 차이에 의하여 발생하는 변형을 차(difference)이며 다음과 같이 표시된다.

$$\Delta \epsilon = \int (\alpha_r - \alpha_m) \delta dT \quad (4)$$

위식에서, α 와 δ 는 각각 열팽창 계수와 Kronecker's delta를 나타낸다.

Table 1에 주어진 물성치를 이용하면 식(2) ~ 식(4)로부터 기지재와 강화재에 작용하는 열 응력을 구할 수 있으며, Fig. 10은 그 결과를 도시한 것이다. 그림에서 강화재의 체적 분율 변화에 대한 기지재와 강화재에 작용하는 잔류 응력의 변화를 각각 실선과 점선은 각각 나타내었다. 강화재의 부피비가 증가함에 따라 기지재와 강화재에서의 잔류 응력은 모두 직선적으로 증가하지만 기지재와 강화재에서의 응력의 차이는 체적 분율에 관계없이 일정하게 유지된다. 즉, 강화재 체적 분율이 10%에서 25%로 증가되는 경우, 기지재에서의 잔류 응력은 약 100 Mpa에서 300 Mpa로 증가하는데 비하여 강화재에서는 약 -1000 Mpa에서 -800 Mpa로 증가한다. 이것은 식(4)으로부터 알 수 있는 바와 같이, 두 재료 사이에서 발생하는 잔류 변형도 차가 체적 분율에는 무관하며 온도 차에 비례하기 때문이다. 또한 Fig. 10은 냉각에 의하여 강화

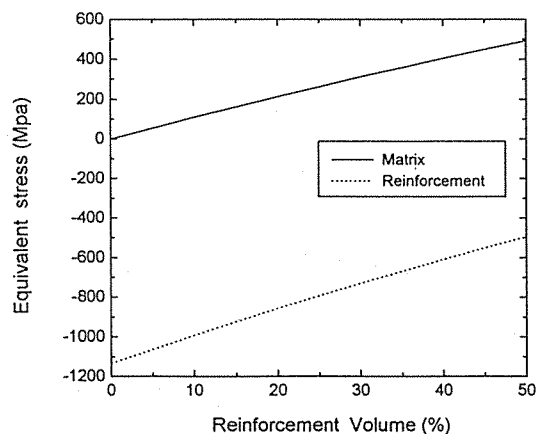


Fig. 10. Variation of equivalent stresses in reinforcement and matrix with reinforcement volume by Taya's model.

재에는 압축 응력이 작용하는 반면에 기지재에는 인장 응력이 작용함을 볼 수 있으며 이는 기지재의 열팽창 계수가 강화재의 그것보다 크기 때문에 발생하는 현상으로서, 이것은 앞의 Fig. 3에 나타난 정수압력 분포의 유한요소 해석 결과와 동일한 결과를 나타낸다.

Taya의 이론 모델에 의한 해석 결과는 기지재와 강화재에 작용하는 평균적인 등가 응력의 크기와 또한 기지재의 소성 변형을 고려하지 않았으므로, Fig. 10의 이론 해석 결과는 앞의 유한요소 해석 결과와 직접 비교할 수는 없다. 그러나 기지재에 작용하는 잔류 응력은 유한요소 해석 결과 (Fig. 8 참조)에 의하면, 강화재 체적분율이 10 %, 18 %, 25 %로 증가됨에 따라 기지재에 작용하는 잔류 응력의 최대치는 거의 일정하지만(약 200Mpa), 최소치는 각각 약 50, 80, 100 Mpa 로서 증가하므로 평균 크기는 다소 증가하는 결과를 보이며, 또한 응력의 크기에서도 이론 해석과 크게 다를 바 없다. 그러나 강화재에서의 잔류 응력의 경우, 10 ~ 25 %의 강화재 체적 분율에서 Taya의 이론해석 모델에서는 -1000 ~ -800 Mpa 작용하는 것으로 예측되었지만, 이 크기는 유한요소 해석 결과 (약 -100 Mpa 이하)와 큰 차이를 나타낸다.

5. 결 론

액상의 금속 기지재(A356)에 입자상의 강화재(SiCp)를 첨가한 금속 복합재료의 제조시 기지재와 강화재에 발생하는 잔류 열 응력과 변형율을 탄소성 유한요소 해석하여 다음의 결론을 얻었다.

1. 잔류 응력과 변형율은 계면 근방의 기지재에서 최대로 발생하며, 기지재의 대부분의 영역에서 소성 변형이 발생한다. 강화재에는 기지재에서보다 훨씬 작은 응력이 작용하며, 소성 변형이 발생하지 않는다.
2. 원통형 입자 강화재의 복합재료는 그 기하학적 형상 때문에 구형 입자 강화재 복합재료에서보다 큰 응력과 변형의 집중 현상이 발생한다.
3. 강화재에는 전 영역에 걸쳐 압축 응력이 작용하는 반면에, 기지재에서는 계면 근방의 인장 응력 작용 부분 이외의 대부분의 영역에서는 압축 응력이 작용하므로 압축과 인장 응력의 영역이

공존한다.

4. 잔류 응력과 변형율의 크기는 기지재/강화재 계면으로부터 멀어질수록 감소하며, 45° 방향의 감소가 가장 크게 나타났다.
5. 강화재의 체적비가 증가할수록 잔류 응력과 변형율의 크기는 대체로 증가하지만 그 최대치는 일정하게 나타났다.
6. 간단한 Taya의 이론해석 모델로부터 기지재에 작용하는 잔류 응력의 크기와 방향을 용이하게 구할 수 있지만, 강화재에서의 잔류 응력의 크기는 유한요소 해석 결과와 크게 차이가 난다.

참 고 문 헌

1. Davis, L. C. and Allison, J. E., "Residual Stresses and Their Effects on Deformation in Particle-Reinforced Metal-Matrix Composites," Metallurgical Transaction A, Vol. 24A, 1993, pp. 2487~2496.
2. Ho, S. and Saigal, A., "Three-Dimensional Modeling of Thermal Residual Stresses and Mechanical Behavior of Cast SiC/Al Particulate Composites," Acta Metall. Mater., Vol. 42, No. 10, 1994, pp.3253~3262.
3. Allison, J.E. and Cole, G.S., "Metal Matrix Composites in the Automotive Industries : Opportunity and Challenge," J. Mater., Vol. 45, 1993, pp.19~24.
4. Metal Handbook, ASM, Vol. 2, 1990,
5. 이상필, "곡면 다이를 이용한 금속복합재료의 열간 압출에 관한 연구," 동의대학교 공학석사학위논문, 1995.
6. Kumar, S. and Singh, R. A., "Three-Dimensional Finite Element Modeling of Residual Thermal Stresses in Graphite/Aluminum Composites," Acta Metall. Mater., Vol. 43, No. 6, 1995, pp.2417~2428.
7. Cottu, J. P. and Couderc J. J., "Thermal Expansion Stress in a Metallic Matrix Composites: in situ TEM Observations," J. Mater. Sci., Vol. 26, 1991, pp.2985~2990.
8. 서영호, 강충길, "금속복합재료의 제조공정중 미시역학적 응고해석 Model 및 초기변형율 예측," 한국복합재료학회지, Vol. 8, No. 3, 1995, pp.1~

13.

9. 송홍섭, 김은표, 이성, 홍문희, 노준웅, 천병선, "텅스텐계 중합금에서 텅스텐 입자의 부피비가 잔류응력에 미치는 영향," J. Korean Powder Metallurgy Institute, Vol. 1, No. 1, 1994, pp.52~59.

10. Allen, A. J., et al., "The Analysis of Internal Strains Measured by Neutron Diffraction in Al/SiC Metal Matrix Composites," Acta Metall. Mater., Vol. 40, No. 6, 1992, pp. 2361~2373.

11. Eshelby, J. D., "The Determination of the Elastic Field of an Ellipsoidal Inclusion, and Related Problems," Proc. R. Soc. Lond. A 241, 1957, pp.376~396.

12. Taya, M., et al., "Toughening of a Particulated-Reinforced Ceramic-Matrix Composite by Thermal Residual Stress," J. Am. Ceram. Soc., Vol. 73, 1990, pp.1382~1391.

13. Takao Y. and Taya, M., "Thermal Expansion Coefficients and Thermal Stresses in an Aligned Short Fiber Composites with Application to a Short Carbon Fiber/Aluminum," J. Appl. Mech., Vol. 52, 1985, pp.806~810.

14. ABAQUS User's Manual, Hibbit, Karlsson & Sorensen, Pawtucket, R.I., 1995.

15. Clyne, T. W. and Withers, P. J., "An Introduction to Metal Matrix Composites," Cambridge Univ. Press, 1993.
