3538 대한기계학회논문집(A) 제 20 권 제 11 호, pp. 3538~3548, 1996

〈논 문〉

전자패키지용 EMC의 기계적 성질 및 패키지내의 열응력해석

신동길* · 이정주**

(1996년 5월 9일 접수)

A Study on the Mechanical Properties of EMC and Thermal Stress Analysis in Electronic Packaging

Dong Kil Shin and Jung Ju Lee

Key Words: EMC(에폭시봉지재), Filler(충전제), Effective Material Property(유효재료상수), Thermal Stress(열응력), Finite Element Method(유한요소법)

Abstract

In this study, as a part of basic study for developing the simulation program for the assessment of reliability of electronic EMC packaging which covers from EMC mixing step to thermal analysis, comparison between a measured and predicted values of material properties of EMC and finite element analysis of thermal stress are performed. For the experimental testing specimens of fifty, sixty five and eighty percent filler (13μm, spherical silica) weight fraction are fabricated using transfer molding. Coefficient of thermal expansion, elastic modulus and thermal conductivity are measured using these specimens and then these measured values are compared with the predicted values by various equations (such as dilute suspension method, self consistent method, generalized self consistent method, Hashin-Shtrikman's bounds, Shapery's bounds, Nielsen's method and others). Measured values are distributed within the upper and lower bounds of equations. Measured elastic modulus and coefficient of thermal expansion approaches closely the predicted values with self consistent method and upper bound of Shaperys equation respectively. However small differences of thermal conductivity between the different filler volume fraction are observed. FEM analysis indicates that firstly stress is concentrated at the corner section of EMC and secondly EMC with eighty percent filler weight fraction shows less thermal stress when package is cooling down and relatively high thermal stress when package is heating up.

기 호 설 명

K : 체적탄성계수
G : 전단계수
E : 탄성계수
N : 상(phase)의 수
c : 충전제의 부피분율

그리스문자

α : 열팽창계수
κ : 열전도계수
ν : 푸아송비

상첨자

$*$: 유효재료

하첨자

1 : 기지재료
2 : 충전재료

*한국과학기술원 기계공학과
**회원, 한국과학기술원 기계공학과

I. 서 론

전자시스템의 고도화로 반도체 칩의 집적도가 높아지고 칩의 크기가 커지는 반면 전자소자의 크기를 줄이기 위해 반도체 패키지의 두께는 점차 얇아지고 있으며, 이에 따라 패키징조건이 점점 가혹해지고 있다. 여러 패키징방법들 중 현재 광범위하게 사용되고 있는 입자강화 에폭시수지(epoxy molding compound, EMC)는 대량생산이 가능하고 가격이 저렴한 장점을 가지고 있는 반면, 칩 내에서 서로 접촉되는 이종재료간의 상이한 열팽창률로 인한 열응력이 문제점으로 지적되고 있다.[1] 이러한 열응력은 EMC-칩, EMC-칩패드, EMC-리드프레임 사이에 초기균열을 발생시키기도 하며 전신을 단락시키는 등 패키지의 신뢰도를 저하시킨다.

최근에는 플라스틱 패키지는 기존의 삽입형 실장방식에서, 기판의 양면에 실장할 수 있고 패키지 전체를 기판에 동시 실장하는 것이 가능한 표면실장방식으로 바뀌고 있다.[2] 이때 삽입형 패키지는 리드만 가열되어 패키지 전체의 온도가 150℃ 이상은 올라가지 않지만, 표면실장방식에서는 패키지 전체가 땜납의 용융온도인 210℃~260℃의 고온에 약 2분 정도 노출되는 솔더리플로우(solder reflow)조건에서 실장이 이루어진다. 그러므로 패키지의 신뢰성을 검사하기 위하여 150℃~-65℃ 또는 150℃~-40℃의 온도구간에서 반복적으로 온도싸이클을 가하거나, 패키지를 가습시킨 후 210℃ 이상의 표면실장온도에서 일정시간 유지시키는 등의 실험을 실시한다. 따라서 패키지 신뢰도 향상을 위하여는 넓은 온도범위에서 일정 수준 이상의 기계적 성질이 요구된다.

열응력은 접촉하고 있는 두 재료 사이의 열팽창률 차이에 의하여 유발되고, 탄성계수와 온도차이에 비례하게 된다.[3] EMC의 열팽창계수가 다른 패키지재료 보다 상당히 큰 것을 감안하면 열응력은 EMC의 열팽창계수와 탄성계수에 가장 큰 영향을 받는다. 그런데 일반적으로 EMC를 제외한 다른 재료들은 패키지 성형, 테스트, 사용 온도범위에서 온도와 시간에 관계없이 거의 일정한 재료상수를 가지는 반면, EMC는 온도와 시간에 따라 다른 재료상수를 가진다. 또한 에폭시에 첨가되는 경화제(hardener), 촉매(catalyst), 충전제(filler), 접착제(coupling agent), 난연제(flame retardant), 응력완화제(stress-relief additives), 착색제(colorant), 이형제(mold release agent) 등은 EMC의 재료상수를 변화시키고, 패키지의 신뢰도에 직접적인 영향을 미친다.[1] 이때 각 첨가재에 의한 재료상수 변화를 정확히 측정한다는 것은 변수가 너무나 많으며, 이러한 모든 변수를 동시에 고려하여 열응력과 패키지의 신뢰성을 검증하는 것은 현실적으로 복잡하고 어려운 문제이다. 특히 충전제는 그 사용량에 비례하여 열팽창계수(coefficient of thermal expansion, CTE), 열수축(thermal shrinkage), 시스템가격(cost of package), 흡습률(moisture absorption) 등을 감소시키며, 탄성계수(elastic modulus), 열전도계수(thermal conductivity), 점성계수(viscosity) 등을 증가시킨다. 특히 열팽창계수, 탄성계수, 열전도계수는 열응력에 직접 영향을 미치므로 이러한 재료상수들이 충전제의 종류, 모양, 부피비에 의해서 받는 영향을 파악하는 것은 대단히 중요하다.

EMC는 미시적 관점으로는 기지재료인 에폭시에 여러 종류의 첨가재들이 불규칙하게 분포되어 있는 복합재료로 생각할 수 있다. 이 복합재는 실제로는 불균질하지만, 거시적 관점으로는 균질하다고 할 수 있으므로 유효재료상수(effective material property)의 정의가 가능하다.[4] 그러므로 미시역학(micromechanics)을 이용하여 복합재료 각각의 재료특성만으로 전체 복합재료의 성질을 예측하고자 하는 노력들이 Voigt와 Reuss이후 계속되어 왔다.[5] Eshelby[8]는 등가첨가재방법(equivalent inclusion method)을 이용하여 재료상수들을 예측하였으며 이외에도 근사적인 방법으로 널리 알려진 자기일치성방법(self consistent method, SCM), Mori-Tanaka법, Hashin-Shtrikman의 최소 포텐셜에너지와 최소 공액에너지의 원리로부터 탄성계수에 관한 유계해(bound solution)를 얻어내는 방법 등이 있다.[9~16] 열팽창계수를 예측하기 위한 방법으로는 에너지법을 이용한 Shapery의 방법, 열팽창계수에 적용한 자기일치성방법 등이 있다.[17~19] 열전도계수를 위한 식으로는 Nielsen의 모델, Hashin-Shtrikman의 유계해, 자기일치성방법 등이 있다.[19~22]

그러나 이러한 식들을 이용하여 충전제에 따른 EMC의 기계적 성질을 예측하고자 하는 시도는 거의 없었으며, 이러한 방법들이 EMC에 적합한지 여부는 명확히 밝혀지지는 않았다. 그러므로 본 연

구에서는 EMC의 배합과정에서부터 패키지의 열응력 평가에 이르기까지 신뢰성 평가를 체계적으로 수행할 수 있는 통합프로그램 연구개발의 일부 과정으로써, 첫째 실험을 통하여 확보한 EMC의 실험치와 기존 이론식들에 의한 예측치들을 상호 비교 검토하였다. 실험재료로는 평균직경 13 μm인 비결정성 실리카(amorphous silica)를 충전제로 선택하여 동일한 조건에서 충전제의 부피비만 바꾸어 가면서 시편을 제작하였다. 열팽창계수, 탄성계수, 열전도계수를 측정하였으며 측정값들과 이론적인 예측값들을 비교하였다. 둘째 이러한 자료들을 토대로 상용유한요소해석 프로그램인 ABAQUS[6]를 이용하여 Quad Flat Package(QFP)를 모델링하고 해석하였다. 칩과 리드프레임의 재료상수들은 고정시키고, EMC의 재료상수들만 실험에서 구한 결과, 예측값, 문헌에서 인용한 값들로 변화시키면서 앞서 기술한 온도구간에 대하여 패키지 내부의 열응력을 계산하였다.

2. EMC의 재료상수 해석

본 장에서는 충전제에 따른 전체 복합재료의 유효 재료상수를 예측해 보고자 했던 기존의 연구결과들을 요약해 보았다.

2.1 체적탄성계수, 전단계수, 탄성계수

체적탄성계수와 전단계수의 해석방법은 기본적으로 같다고 볼 수 있으므로 이 둘을 동시에 고려해 보았다. 만일 EMC의 유효체적탄성계수와 유효전단계수를 알고 있다면, EMC를 이 두 상수를 가진 등방성 재료라는 가정하에 탄성계수 및 푸아송비를 $E=9KG/(3K+G)$ 및 $\nu=(3K-2G)/(2(3K+G))$로 나타낼 수 있다.[7] 그러므로 유효 체적탄성계수와 유효전단계수를 이용하여 탄성계수를 구하기 위한 여러 방법들이 시도되어 왔었는데 대표적인 것들을 정리하면 다음과 같다.

2.1.1 Dilute Suspension 방법[8, 9]

등방성 기지재료에 등방성 충전제가 한가지 있는 경우 유효재료상수는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{K^*-K_1}{K_2-K_1}=c_2\frac{T_{iikk}}{3} \tag{1}$$

$$\frac{G^*-G_1}{G_2-G_1}=\frac{1}{15}(3T_{ijij}-T_{iijj}) \tag{2}$$

여기서, T는 특별한 형상을 가지는 충전제에 Eshelby텐서를 적용하여, 구형인 경우와 판형인 경우에 대하여 Boucher[9]가 발표하였다.

2.1.2 미분방법(Differential Scheme)[10]

이 방법은 dilute suspension 방법을 체적분율 c에 대한 미소증분으로 적용한 것이다. 구형 충전제인 경우는 다음과 같은 연립방정식으로 나타낼 수 있다.

$$\frac{dK}{dc}+\frac{(K-K_2)}{(1-c)\left[1+\frac{K_2-K}{K+4G/3}\right]}=0 \tag{3}$$

$$\frac{dG}{dc}+\frac{15(1-\nu)(G-G_2)}{(1-c)[7-5\nu+2(4-5\nu)G_2/G]}=0 \tag{4}$$

여기서,

$$\nu=\frac{3K-2G}{2(3K+G)} \tag{5}$$

이다.

2.1.3 자기일치성방법(SCM)[11]

유효재료가 충전제를 포함하고 있는 경우 경계조건을 적용하면 충전제에는 일정변형률이 작용하며, 이러한 평균 입자변형률을 에너지평형식에 적용할 경우 K^*와 G^*를 포함하는 연립방정식을 얻게 된다. 구형 충전제가 있는 경우는 다음과 같다.

$$\frac{1}{K^*}=\frac{1}{K_1}+\sum_{i=2}^{N}\left(1-\frac{K_i}{K_1}\right)\frac{c_i}{K^*+a^*(K_i-K^*)} \tag{6}$$

$$\frac{1}{G^*}=\frac{1}{G_1}+\sum_{i=1}^{N}\left(1-\frac{G_i}{G_1}\right)\frac{c_i}{G^*+b^*(G_i-G^*)} \tag{7}$$

여기서,

$$b^*=\frac{2(4-5\nu^*)}{15(1-\nu^*)},\quad a^*=\frac{(1+\nu^*)}{3(1-\nu^*)} \tag{8}$$

이다. 바늘형과, 판형은 Wu[12]에 의하여 정리되어 있다.

2.1.4 일반화된 자기일치성방법(GSCM)[13]

구형 및 원통형 충전제에 대하여 충전제 주위를 기지재료가 감싸고, 기지재료 주위를 다시 유효재료가 감싸고 있는 모델에 대하여 경계치문제를 해석하여 충전제의 변형률을 계산하였다. 구형 충전제인 경우 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$$\left(\frac{G^*}{G_1}\right)^2 A+\left(\frac{G^*}{G_1}\right)B+D=0 \tag{9}$$

여기서, A, B, D는 Christensen과 Lo[13]가 정의하였다.

2.1.5 Mori-Tanaka의 방법[14]

임의의 방향으로 배열된 타원형 충전제가 기지재료에 분포하고 있는 경우 Mori-Tanaka의 개념에 따르면 유효전단계수, 유효체적탄성계수는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{K^*-K}{K_2-K_1}=\frac{c_2A}{(1-c_2)+c_2A} \tag{10}$$

$$\frac{G^*-G}{G_2-G_1}=\frac{c_2B}{(1-c_2)+c_2B} \tag{11}$$

여기서,

$$A=\frac{T_{rrpp}}{3},\quad B=\frac{1}{5}(T_{rprp}-T_{rrpp}) \tag{12}$$

이며, T는 Boucher[9]에 의하여 발표된 4차 텐서이다.

2.1.6 Hashin-Shtrikman의 유계해[15, 16]

임의의 모양을 가진 상들로 이루어진 다상재료에 대하여, 선형탄성이론에 변분법을 적용하여 유효계수에 대한 상계해(+)와 하계해(−)를 다음과 같이 예측하였다.

$$K^-=K_1+\frac{A_1}{1+a_1A_1}$$

$$K^+=K_N+\frac{A_N}{1+a_NA_N}$$

$$G^-=G_1+\frac{G_1}{2(1+b_1B_1)}$$

$$G^+=G_N+\frac{G_N}{2(1+b_NB_N)} \tag{13}$$

여기서, a, A, b, B, 1, N는 Hashin[16]이 정의하였다.

2.2 열팽창계수

2.2.1 Shapery의 모델[17, 18]

유효열팽창계수를 계산하기 위하여도 여러 방법들이 시도되었다. 그 중 Shapery의 방정식은 포텐셜에너지(potential energy)와 공액에너지(complementary energy)에 대하여, 근사해와 이론해 사이의 부등식 관계를 이용하여 열팽창계수에 대한 상계해와 하계해를 구하였다. 이 때 상계해는 Kerner의 식과 동일하며, 하계해는 Takahashi의 식과 동일하다. 많은 실험결과들이 Shapery의 유계해에 포함되므로 본 연구에서도 Shapery의 식을 고찰하였다. 두가지 상으로 된 복합재에서 Shapery의 식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\alpha=(c_1\alpha_1+c_2\alpha_2)-(\alpha_1-\alpha_2)\frac{\frac{c_1}{K_1}+\frac{c_2}{K_2}-\frac{1}{K^*}}{\frac{1}{K_1}-\frac{1}{K_2}} \tag{14}$$

여기서, K^*는 Hashin-Shtrikman의 상계해 또는 하계해이다.

2.2.2 자기일치성방법[19]

자기일치성방법에 의한 열팽창계수는 다음과 같이 나타난다.

$$\alpha=\sum_{i=1}^{N}c_i\left(\frac{K_i}{K}\right)\alpha_i\left[1-a^*+a^*\frac{K_i}{K}\right]^{-1} \tag{15}$$

여기서, K와 a^*는 탄성계수를 구할 때의 자기일치성방법에 의하여 정하여진다.

2.3 열전도계수

열전도계수는 열응력에 직접적으로 영향을 미치지는 않지만 열전도율이 낮을 경우 칩의 온도가 올라가 패키지의 파괴, 시스템의 오동작 등을 유발할 수 있다. EMC의 에폭시는 열전도율이 낮으므로(약 1.5 W/m℃) 많은 열방산이 필요한 칩인 경우 열전도율이 높은 알루미나(alumina) 또는 산화마그네슘(magnesium oxide) 등을 충전제로 첨가하기도 한다.[20] 이때 각 충전제에 따른 열전도계수의 예측은 시스템 해석 및 설계시에 많은 도움을 주므로 열전도계수의 계산을 위하여는 Nielsen 모델,[21] Hashin-Shtrikman의 유계해,[22] 자기일치성 방법[19] 등을 고찰하였다. 각 모델들은 다음과 같다.

Nielsen 모델

$$\frac{k^*}{k_1}=\frac{1+AB\phi_2}{1-B\Psi\phi_2} \tag{16}$$

여기서, A와 B는 열전도율에 의하여 정의되는 함수, Ψ는 충전율에 의하여 정의되는 함수, ϕ는 충전율이다.

Hashin-Shtrikman의 유계해

$$k_m\frac{1+2Q(k_m)}{1-Q(k_m)}\le k^*\le k_M\frac{1+2Q(k_M)}{1-Q(k_M)} \tag{17}$$

여기서, m은 최소 열전도율을 가지는 재료, M은 최대 열전도율을 가지는 재료이다.

자기일치성방법

$$\sum_{i=1}^{N}c_i\left(\frac{2}{3}+\frac{1}{3}\frac{k_i}{k}\right)^{-1}=1 \tag{18}$$

3. 실험 및 고찰

3.1 시편제작

충전제의 부피비에 따른 EMC의 기계적 성질을 알아보기 위하여 충전제의 질량비가 50%, 65%, 80%(부피비로 환산한 경우 각 32%, 47%, 65%)되는 쿠폰형태의 시편을 제작하였다. 이하 백분율로 표시된 충전율은 충전제의 질량분율(weight fraction)을 가리킨다. EMC의 기지재료로는 EOCN(Epoxy Ortho-Cresole Novolac)을 사용하였고 촉매는 수지에 비례하게 사용하였으며, 왁스 및 착색제도 사용하였다. 충전제는 평균 직경 13 μm의 구형 비결정성 실리카를 첨가하였고, 충전제의 질량에 비례하여 강화제와 접착제를 사용하였다. 시편은 175℃ 600 psi에서 120초 동안 이송성형(transfer molding)하여 제작하였고, 120℃에서 4시간 동안 후경화시켰다. Fig. 1에 몰드 및 시편을 나타내었다.

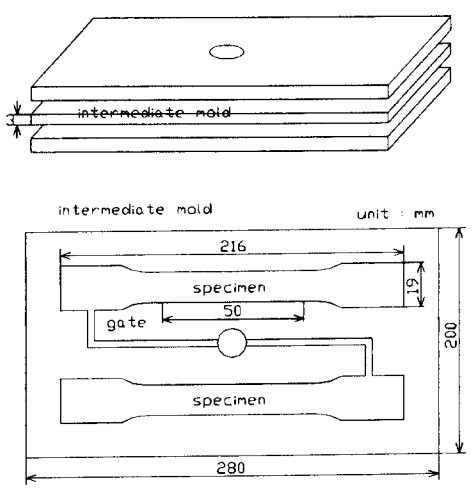


Fig. 1 Mold and specimen

3.2 실험

일반적으로 EMC는 유리천이온도(glass transition temperature, T_g, 약 150℃)를 전후해서 탄성계수가 큰 차이를 보인다. 그러므로 본 연구에서는 ASTM D638에 따라 20℃(상온) 및 180℃(고온)에서 EMC의 탄성률을 인장시험을 통하여 측정하였다. 시편은 쿠폰형식이고 12×3×50 mm의 계측구간을 가진다. 시험기는 INSTRON 5 ton을 사용하였으며 변형률을 측정하기 위하여 상온에서는 50 mm 계측구간을 갖는 신장강도계(extensometer)를 사용하였고 고온에서는 스트레인게이지(KYOWA KFRP)를 이용하였다. 또한 INSTRON시험기와는 별도로, 스트레인게이지를 시편에 장착한 후 상온에서 MTS 10 ton 시험기로 측정하여 INSTRON에서의 실험결과와 비교하였다. 고온에서는 시편과 그립을 180℃까지 가열한 후 180℃를 유지한 상태에서 0.3 mm/min의 속력으로 변위제어를 하면서 하중을 가하였고 상온에서는 0.5 mm/min의 속력으로 제어하였다.

열팽창률은 ASTM D696에 의거하여 5×5×3 mm의 시편을 사용하고 Dupont 9900 측정기를 이용하여 측정하였다. 온도는 상온에서부터 300℃까지 5℃/min의 비율로 승온시켰다. 30℃~240℃구간을 두개의 직선으로 선형근사하였으며 두 직선이 만나는 온도를 T_g로 선택하였다.

열전도율은 판형 시편(12×3×50 mm)을 사용하고, SHOWA DENKO K. K. 측정기를 사용하여 측정하였다.

3.3 실험결과 및 고찰

실험결과와 이론적 예측값들을 Fig. 3~Fig. 5에 나타내었다. 이론적 해석에 사용된 재료상수는 Table 1과 같다.

Table 1 Material properties of EMC components

	Epoxy	Silica
Bulk modulus K(GPa)	3.01	34.8
Shear modulus G(GPa)	1.38	30.6
Elastic modulus E(GPa)	3.40	71.0
CTE α(ppm/℃)	70.0	0.6
Densit ρ(g/mm^2)	1.02	2.2
Poisson's ratio ν	0.3	0.2

상온에서 충전율 80%, 65%, 50%인 시편에 대하여 5회 실험한 후 변형률-응력선도를 각각 세 가지씩 Fig. 2에 나타내었다. Fig. 2에 의하면 하중이 증가함에 따라 변형도 선형적으로 증가하다가 갑자기 파단 되는 것을 알 수 있다. 이는 고온에서도 비슷하며 상온실험과 고온실험 모두 뚜렷한 항복응력을 찾을 수는 없었다. 탄성계수는 초기 10% 하중점과 50% 하중점 사이를 선형근사하여서 정하였다. 충전율 65%와 50%를 갖는 다른 시편도 탄성계수와 파단응력만 다를 뿐 변형률-응력관계는 비슷하였다. 파단응력은 충전율 80%, 65%, 50%에 대하여 상온에서는 76, 75, 42 MPa이었고, 고온에서는 11, 6, 1 MPa정도였다. 파단은 제작과정 중에 발생한 기공이 있었던 위치 또는 그립이 물리는 부분과 측정영역 사이의 경사진 곳에서 주로 발생하였다. 따라서 실제 파단응력은 이보다는 높을 것으로 판단된다.

Fig. 3에서 INSTRON의 고온, 상온 및 MTS의 상온에서 각각 5개의 시편을 사용하여 탄성계수를 측정한 결과들과 예측값들을 비교하였다. 충전율이 높아짐에 따라 탄성계수가 증가하였지만, 탄성계수를 낮게 예측한 값들과 유사하였다. 즉 상온에서의 탄성계수는 Hashin-Shtrikman의 하계해 보다는 크고 자기일치성방법 보다는 작게 나타났다. 이는 충전제의 부피비가 65%에 이르게 되면 인접하고 있는 충전제 사이의 거리가 짧아지게 되어 상호작용이 크게 작용하기 때문으로 사료된다. 또한 에폭시의 접착력이 불완전할 수 있으며, EMC가 성형되어 냉각되면서 내부에 발생하는 잔류응력이 영향을 미치는 것으로 생각된다.[23] 고온에서의 탄성계수는 상온에 비하여 1/10 정도 줄어든 것을 알 수 있었다.

상온 및 고온에서의 열팽창계수는 Fig. 4와 같으며 T_g 이상 및 이하에서 큰 차이를 보였다. 각 온도에서는 거의 선형적으로 증감하며, T_g 이하에서는 Shapery의 상계해에 근접하고 있다. 고온에서

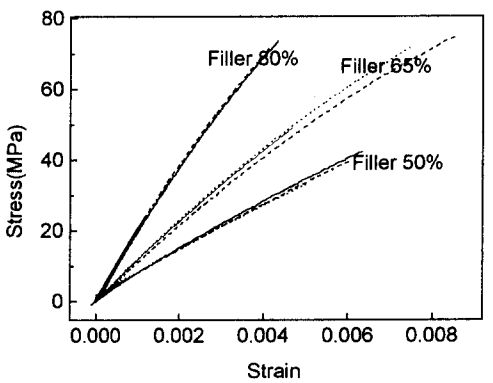


Fig. 2 Stress-strain curve of EMC in room temperature

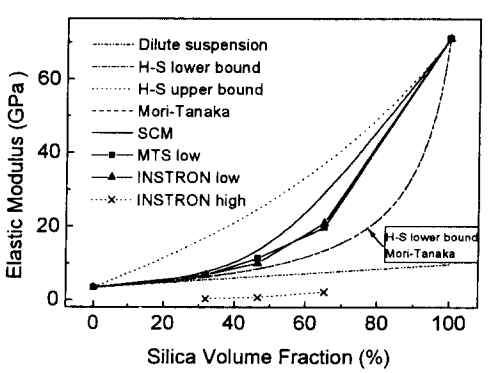


Fig. 3 Variation of elastic modulus of EMC with volume fraction of silica filler

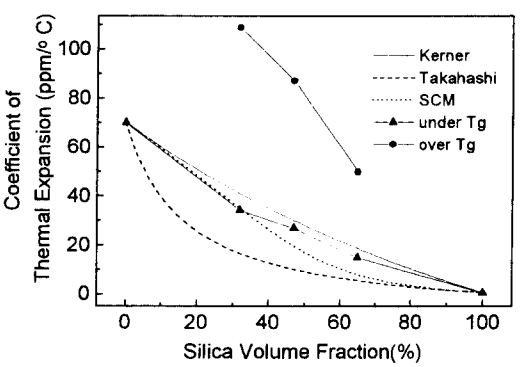


Fig. 4 Variation of coefficient of thermal expansion of MEC with volume fraction of silica filler

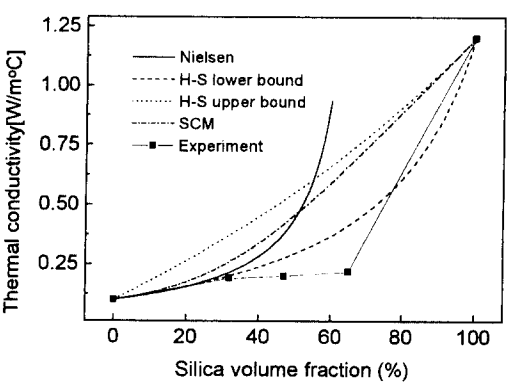


Fig. 5 Variation of thermal conductivity of EMC with volume fraction of silica filler

의 열팽창률은 충전율이 줄어듦에 따라 급격히 증가하며, 상온에 비하여 2~3배 정도 컸다.

열전도율을 5회 측정한 후의 평균값들을 Fig. 5에 나타내었다. 충전율이 증가함에 따라 열전도율은 다소 증가하였으나 그 변화량이 크지는 않았으며 실험오차를 포함한다 하더라도 충전제를 증가시킴으로 인한 열전도율의 향상은 용이하지 않은 것으로 사료된다.

4. 패키지 열응력의 유한요소해석

4.1 열응력해석

에폭시의 탄성계수, 열팽창계수, 열전도계수 등은 다른 패키지 재료들에 비하여 많은 차이가 난다. 이러한 열팽창계수의 차이는 EMC와 접촉하고 있는 재료 사이에 열응력을 유발시키고, 이때 발생하는 열응력은 다음과 같이 나타낼 수 있다.[3]

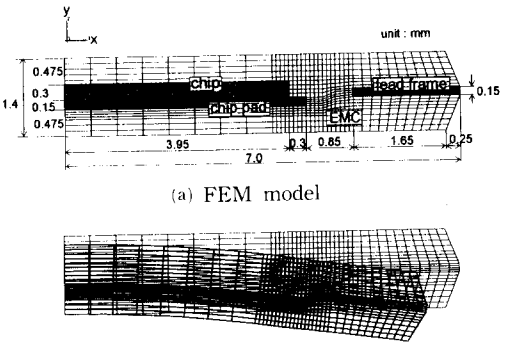
$$\sigma(T,\ t)=\int_{T_{mold}}^{T_o}\frac{\alpha_p-\alpha_s}{1/E_p+1/E_s}\,dT \qquad (19)$$

여기서, t는 시간, T는 온도, T_{mold}는 몰딩온도, T_o는 특정온도, 하첨자 p는 EMC, 하첨자 s는 EMC와 접촉하는 재료를 나타낸다.

패키지의 성형온도인 175℃에서 에폭시 수지에 걸리는 열응력이 영(zero)이라고 가정하면[24] 패키지가 온도 싸이클 구간에서 냉각되는 경우와, 솔더리플로우(solder reflow)시 표면실장온도로 가열되는 각각의 경우에 패키지 각 부분에 작용하는 열응력은 그 분포가 다르게 나타날 것이다.

4.2 재료상수 설정 및 모델링

본 연구에서 해석 모델은 표면실장형 플라스틱 패키지의 일종인 Quad Flat Package(QFP)[25]를 택하여 평면변형률(plain strain) 상태를 가정한 2차원 해석을 하였으며, 해석시 응력분포의 계산은 상용유한요소 프로그램인 ABAQUS를 이용하였다. 요소(element)는 8점 사각형 정규요소를 사용하였다. 해석에 사용된 절점과 요소의 수는 각각 2400개와 760개 정도이며 패키지의 기하학적 대칭성을 고려하여 y축을 기준으로 1/2만 해석하였다. 해석모델에서 칩을 칩패드에 접착시키는 접착제는 고려하지 않았다. Fig. 6(a)에 해석 모델을 나타내었으며 Fig. 6(b)에는 충전율 80%인 EMC의 열수축에 의한 변형을 나타내었다.



(a) FEM model

(b) Deformed shape

Fig. 6 FEM model and deformed shape of package under the cooling down condition from 175℃ to −65℃

패키지에 온도싸이클이 가해질 때 최고온도인 220℃로 가열되는 경우와 최저온도인 −65℃로 냉각되는 경우를 해석하였으며, 패키지가 175℃에서 성형되는 것을 고려하여 175℃에서의 열응력을 영(zero)라고 가정하였다. 내부가 정상상태(steady state)에 도달했을 때 패키지 구성재료의 열팽창계수 차이에 의해 발생하는 열응력을 계산하였다. 열응력해석시 패키지 내의 온도와 응력은 따로 계산하였다.

해석시 필요한 재료상수들은 Table 2와 같다. 칩과 리드프레임의 재료상수는 기존문헌[25]에서 인

Table 2 Material properties used in FEM model.

	α(ppm/℃)	E(GPa)	ν
Chip	2.3	170	0.25
Lead frame	7.0	145	0.3

Temperature dependent properties of EMC

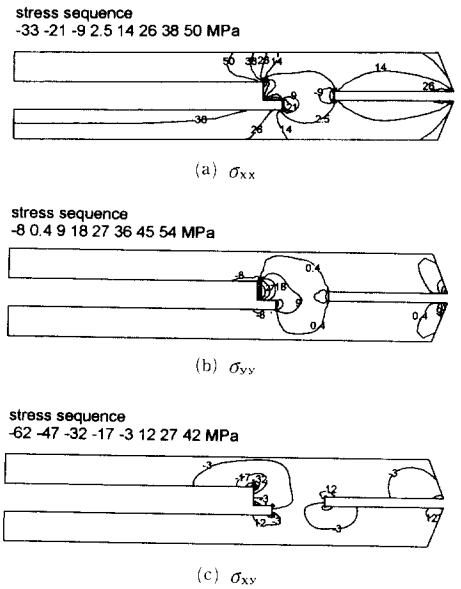
Silica	Under T_g		T_g	Over T_g		ν
	α(ppm/℃)	E(GPa)	(℃)	α(ppm/℃)	E(GPa)	
80%	14	20	138	50	2.20	.20
65%	27	10	140	87	0.70	.23
50%	35	7	145	110	0.30	.26
35%	48	5.3	145	150	0.22	.28
20%	59	4.2	145	177	0.18	.29
0%	70	3.4	145	240	0.15	.30

용하였으며, 가해지는 온도싸이클 구간에서는 변하지 않는다고 가정하였다. 그러나 EMC의 경우 T_g를 기준으로 재료상수가 민감하게 변하므로 각 온도구간에 대하여 다른 재료상수를 사용하였다. 충전율 80%, 65%, 50%인 EMC의 열팽창계수, 탄성계수는 실험치를 사용하였고, 충전율 0%(순수 에폭시) 및 100%(순수 충전제)의 경우는 기존문헌[23]에서 인용하였다. 충전율 35%과 20%에서의 재료상수는 실험치가 자기일치성방법의 결과와 비슷한 경향을 보이는 것으로 보아 자기일치성방법에서의 예측값들을 사용하였다. 푸아송비는 모든 조건의 EMC에 대하여 자기일치성방법의 예측값을 사용하였다. T_g는 충전율 80%, 65%, 50%인 경우는 실험값을, 다른 EMC는 충전율 50%에서의 값과 동일한 값을 이용하였다.

4.3 FEM 해석결과 및 고찰

Fig. 7과 Fig. 8은 패키지 온도가 −65℃로 냉각되는 경우 응력상태이며, EMC에 작용하는 응력을 자세히 보기 위하여 충전율 80%인 EMC 부분만 따로 분리하여 나타내었다. 칩은 상대적으로 열팽창률이 큰 칩 패드에 의하여 압축응력을 받게되고, 또한 칩패드는 칩에 의하여 인장응력을 받게 된다. 주위를 감싸고 있는 EMC는 칩과 칩패드에 의하여 상대적으로 인장응력을 받게 되며, 모서리 부분에 응력이 집중되고 있다. 먼저 Fig. 7에는 σ_{xx}, σ_{yy}, σ_{xy}를 나타내었다. 패키지재료들이 주로 x방향으로 접촉하고 있으므로 σ_{xx}가 크게 걸리고 있다. 좌상단 부분에서 응력이 커지는 것은 칩과 칩패드 사이의 열팽창률 차이로 인하여 패키지가 전반적으로 위로 볼록하게 휘는 현상이 발생하게 되는데 이에 영향을 받은 것으로 생각된다. σ_{yy}는 접촉면적이 넓고 열팽창계수 차이가 큰 칩과 EMC사이에 큰 응력이 작용함을 알 수 있다. σ_{xy}는 모서리 부분에 집중되에 있는데 이 모서리들은 전단파괴에 취약하리라고 생각된다.

Fig. 8(a)는 EMC의 Tresca 유효응력($\sigma_1-\sigma_3$)이며, 모서리들이 많이 모여있는 부분을 확대하여 Fig. 8(b)에 나타내었다. EMC에 작용하는 응력들은 다른 패키지 재료들에 비하여 상대적으로 크기가 작지만 모서리 부분에 응력이 집중되고 이러한 응력집중은 EMC와 다른 패키지 재료들간의 계면박리 또는 EMC자체의 균열 등의 시초가 될 수 있다.[24]

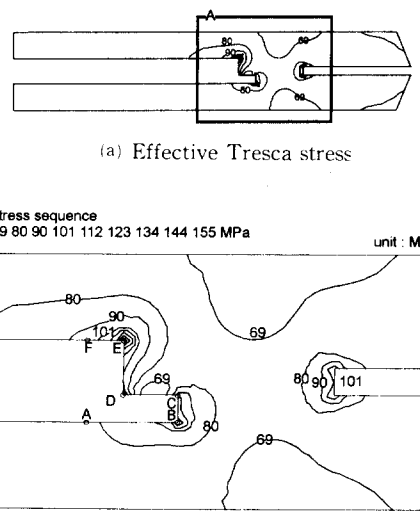


(a) σ_{xx}

(b) σ_{yy}

(c) σ_{xy}

Fig. 7 Steady-state thermal stress of EMC fille dwith 80% weight fraction of silica under the cooling down condition from 175℃ to −65℃



(a) Effective Tresca stress

(b) Enlarged view of region A

Fig. 8 Equivalent Tresca stress of EMC filled with 80% weight fraction of silica under the cooling down condition from 175℃ to −65℃

그런데 패키지의 칩과 칩패드 또는 칩과 EMC 같이 서로 다른 재료의 계면이 일정 각을 이루고 있는 모서리 부분에는 특이응력($\sigma\sim r^{-\lambda}$)이 발생하게 되므로,[26] 유한요소법을 이용해 계산한 모서리 부분의 응력은 사용한 요소의 크기에 따라 달라지

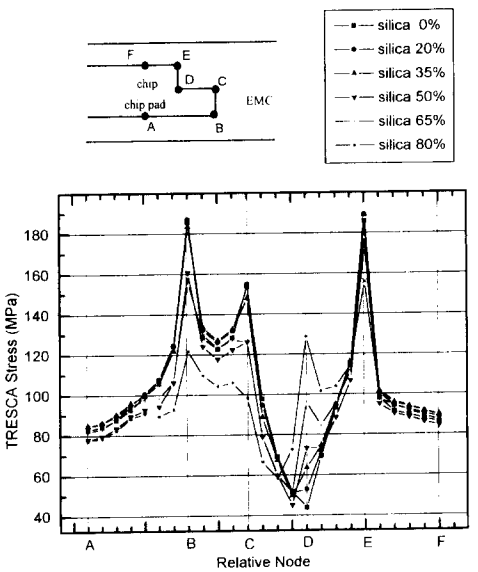


Fig. 9 Equivalent Treasca stress of EMC at the selectec node path under the colling down condition from 175℃ to −65℃

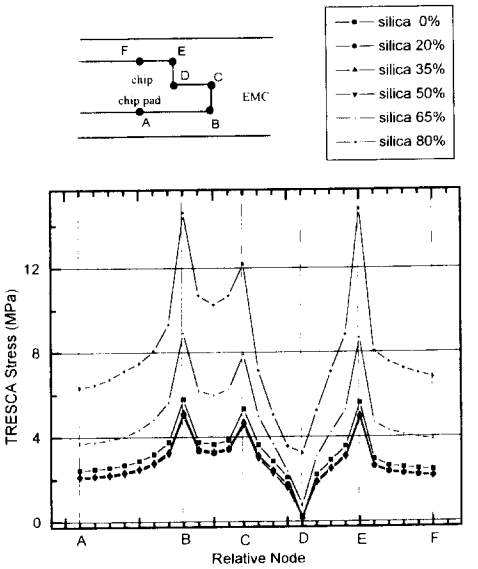


Fig. 10 Equivalent Tresca stress of EMC at the selected node path under the heating condition from 175℃ to 220℃

게 된다. 본 모델의 경우 특이응력차수(λ)는 Fig. 9의 B, C, D점에서 각각 0.2056, 0.3233, 0.2124로 계산되어진다.[27] 따라서 본 응력계산결과로는 패키지의 응력상태를 정성적으로 평가하는 것이 타당하다.

충전율 80% 이외의 EMC를 사용했을 경우 발생하는 열응력도 충전율 80%인 EMC와 비슷한 경향을 나타내었다. 각 EMC에 따른 응력 상태를 비교해 보기 위하여 Fig. 8(b)의 A-B-C-D-E-F구간에서의 유효 Tresca응력들을 Fig. 9에 나타내었다. 모서리 부분인 B, C, E점에서 응력이 다른 점들에 비하여 높았으며, C점에서의 응력은 B, E점에 비하여 상대적으로 작았다. 응력이 집중되는 점에서의 Tresca응력은 충전율 80%인 EMC가 타 EMC에 비하여 상당히 낮았으며, 다른 EMC재료들 사이에서는 큰 차이를 보이지는 않았다. 그러므로 본 실험에서 사용한 EMC의 경우 충전율이 높을수록 열응력이 저하되며, 파단응력 또한 증가하므로 안정도 면에서 우수할 것으로 생각된다.

Fig. 10에는 패키지가 220℃로 가열되는 경우 Fig. 9와 같이 각 절점에서의 응력을 나타내었다. 냉각과정과는 달리 거의 모든 절점에서 충전제의 양이 많을수록 응력이 높았으며, 50% 이하의 충전율에서는 응력의 크기가 거의 비슷하였다. 열응력은 식(19)에서 보는 바와 같이 주로 탄성계수와 열팽창계수에 의하여 결정되는데, 고온에서는 열팽창계수는 증가하고 탄성계수는 감소하지만 열팽창계수가 커짐에 따른 열응력 증가량이 탄성계수가 낮아짐에 따른 열응력 감소량보다 크기 때문이라 생각된다. 그런데 충전율에 따라 파단응력도 변화하므로 충전율이 높다고 하여 고온에서 취약하다고 보기는 어렵다. 그러나 고온에서의 파단응력은 상온에 비하여 현저하게 저하되므로 응력이 집중되는 부위에서 파괴가 일어날 가능성은 높으며 이에 대한 대비가 요구된다.

5. 결 론

충전제의 종류에 따른 EMC의 재료상수를 이론 및 실험적으로 고찰하였고 유한요소해석을 통한 열응력해석을 수행하였으며 이를 통하여 EMC의 배합과정부터 열응력해석에 이르기까지 패키지의 신뢰도 평가를 체계적으로 수행할 수 있는 총괄적 프로그램 개발의 일부 근거를 확보하였다.

실험을 위하여 평균직경 13 μm 구형 비결정성 실리카 충전제의 질량비가 각각 80%, 65%, 50%인 EMC 시편을 제작하였으며, 탄성계수, 열팽창계수, 열전도계수를 측정하였고, 실측값들을

Dilute suspension, 자기일치성방법, 일반화된 자기일치성방법, Mori-Tanaka법, Hashin-Shtrikman의 유계해, Shapery의 유계해 등 이론해와 비교 검토하였다. 각각 상계해와 하계해 사이에 실험값이 존재하였으며, 탄성계수는 자기일치성방법, 열팽창계수는 Shapery의 상계해에 비교적 근사하였다. 그러나 열전도계수는 충전제에 따른 영향을 거의 찾을 수 없었다. 대체로 충전제의 양에 따른 재료상수 변화 정도는 예상보다 작았으며, 이는 EMC내의 기공, 충전제와 에폭시 사이의 접착력, 국부적인 응력집중 등이 영향을 주기 때문이라고 생각되어진다. 또한 재료상수 해석시 상계해와 하계해를 제외한 식들은 동일한 크기의 충전제들이 골고루 분포하고 있다고 가정했었는데 실제로는 실리카의 직경은 약 1~100 μm 사이에 넓게 분포하므로 이에 대한 계산상의 오차들도 있는 것으로 생각된다.

EMC에 따른 응력상태를 고찰하기 위하여 표면실장형 패키지의 일종인 QFP를 모델링하여 FEM 해석을 수행하였다. 재료상수들은 충전제의 양에 따라 실험에서 얻어진 측정값, 자기일치성방법에 의한 예측값 그리고 기존 문헌에서 인용한 재료상수 등을 이용하였다. 해석결과 모서리 부분에 응력이 집중됨을 알 수 있었으며, 패키지를 냉각하는 경우 충전제 질량분율 80% EMC가 응력이 비교적 작았으며, 가열하는 경우는 오히려 80% EMC의 응력이 상대적으로 컸다.

후 기

본 연구는 과학기술처 특정연구개발과제(차세대 반도체 패키지의 신뢰성 확보를 위한 연구)로 진행중이며, 실험에 협조하여 주신 고려화학(주) 중앙연구소에 감사드립니다.

참고문헌

(1) Pecht, M. G., Nguyen, L. T. and Hakim, E. B., 1995, *Plastic Encapsulated Micromechanics*, John Wiley & Sons, Inc.

(2) Steiner, T. O. and Suhl, O., 1987, "Investigation of Large PLCC Package Cracking During Surface Mount Exposure," *IEEE Trans. on Components, Hybrid, and Manufacturing Technology*, Vol. 10, pp. 209~216.

(3) Bair, H. E., Boyle, D. J., Ryan, J. T., Taylor, C. R. and Tighe, S. C., 1990, "Thermomechnical Properties of IC Molding Compounds," *Polymer Eng. and Sci.*, Vol. 30, No. 10, pp. 609~617.

(4) Hashin, Z., 1983, "Analysis of Composite Materials - A survey, J of Applied Mechanics," Vol. 50, pp. 481~505.

(5) Mura, T., 1987, *Micromechanics of Defects in Solids*, Martinus Nizhoff Publishers.

(6) *ABAQUS Users manual*, Ver. 5.4, HKS Inc.

(7) Fung, Y. C., 1965, *Foundation of Solid Mechanics*, Prentice Hall.

(8) Eshelby, J. D., 1957, "The Determination of an Elastic Field of an Ellipsoidal Inclusion, and Related Problems," *Proc. Roy. Soc.* A, pp. 376~396.

(9) Boucher, S., 1974, "On the Effective Moduli of Isotropic Two-Phase Elastic Composites," *J. Comp. Mat.*, Vol. 8, pp. 82~89.

(10) Christensen, R. M., 1989, "A Critical Evaluation for a Class of Micromechanics Models," *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 38, No. 3, pp. 379~404.

(11) Budiansky, B., 1965, "On the Elastic Moduli of Some Heterogeneous Materials," *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 13, pp. 223~227.

(12) Wu, T. T., 1966, "The Effect of Inclusion Shape on the Elastic Moduli of a Two-Phase Material," *I. J. Solids Struct.*, Vol. 2, pp. 1~8.

(13) Christensen, R. M. and Lo, K. H., 1979, "Solutions for Effective Shear Properties in Three Phase Sphere and Cylinder Models," *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 27, pp. 315~330.

(14) Benveniste, Y., 1987, "A New Approach to the Application of Mori-Tanakas Theory in Composite Materials, Mechanics of Materials," Vol. 6, pp. 147~157.

(15) Hashin, Z. and Shtrikman, S., 1962, "On Some Variational Principles in Anisotropic and Nonhomogeneous Elasticity," *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 10, pp. 335~342.

(16) Hashin, Z. and Shtrikman, S., 1963, "A Variational Approach to the Theory of the Elastic Behavior of Multiphase Materials," *J. Mech.*

Phys. Solids, Vol. 11, pp. 127~140.

(17) Schapery, R. A., 1968, "Thermal Expansion Coefficients of Composite Materials Based on Energy Principles," *J. Comp. Mat'ls*, Vol. 2, No. 3, pp. 380~404.

(18) Tokunaga, Y., Yamaguchi, K., Adachi, J. and Yamamoto, M., 1992, "Mechanical Property Estimation of Encapsulants by Microstructural Analysis Using FEM," *ASME Advances in Electronic Packaging*, Vol. 1, pp. 613~618.

(19) Budiansky, B., 1970, "Thermal and Thermo Elastic Properties of Isotropic Composite," *J. Comp. Matls.*, Vol. 4, pp. 286~295.

(20) Manzione, L. T., 1990, *Plastic Packaging of Microelectronic Devices*, AT&T Bell Laboratories Division, Van Nostrand Reinhold.

(21) Nielsen, L. E., 1973, "Thermal Conductivity of Particular-Filled Polymers," *J. of Applied Polymer Sci.*, Vol. 17, pp. 3819~3820.

(22) Ballabh, T. K., Middya, T. R. and Basu, A. N., 1989, "Phase Geometry Dependent Bounds and Self-Consistent Results for Effective Thermal Conductivity of a Multiphase Composite Using the Multiple Scattering Theoretical Approach," *J. Phys. D : Appl. Phys.*, Vol. 22, pp. 1434~1442.

(23) 신보정촌, 1987, 에폭시 수지 핸드북, 일간공업신문사.

(24) Tay, A. A. O., Tan, G. L., and Lim, T. B., 1994, "Predicting Delamination in Plastic IC Packages and Determining Suitable Mold Compound Properties," *IEEE Trans. on Components, Packaging and Manufacturing Technology*, Vol. 17, No. 3, pp. 201~208.

(25) 이 혁, 1996, "반도체 패키지 내에 존재하는 균열의 거동에 관한 연구," 한국과학기술원 박사학위논문.

(26) Hein, V. L. and Erdogan, F., 1971, "Stress Singularities in a Two Material Wedge," *I. J. Fracture Mechanics*, Vol. 7, pp. 317~330.

(27) 최성렬, 권용수, 박상신, 박재완, 1996, "전자부품 패키지에 내재된 두재료 혹은 세재료 접합점에 대한 응력특이차수," 대한기계학회논문집 (A), Vol. 20, No. 1, pp. 135~145.