논 문

비 파 괴 검 사 학 회 지
Journal of the Korean Society for Nondestructive Testing
Vol. 15, No. 4 (1995)

경계요소법에 의한 이종재료 접합 잔류열응력의 해석

이 원*, 유영철, 정의섭**, 윤인식***
*숭실대 기계공학과
**숭실대 대학원
***숭실대 대학원/대한검사기술(주)

요 약 전자 부품의 일종인 LSI 패키지의 제조 과정에서 절연·방진·방습 등을 목적으로 수지 몰딩이 널리 사용되고 있는데, 냉각과정에서 금속과 수지의 계면에 접합 잔류열응력이 발생하여 파괴의 원인이 되고 있다. 접합 잔류열응력의 측정에는 X선 회절법등이 사용되지만 측정상의 어려움과 계면단 응력특이성에 대한 해석의 곤란함 때문에 적절한 모델링에 따른 수치해석적 연구가 새로이 주목을 받고 있다. 본 연구에서는 Al/Epoxy를 몰딩 접합한 세가지의 대표적인 계면 형상을 선정하여 계면에서의 잔류열응력을 경계요소 수치해석 및 스트레인 게이지를 이용한 실험을 통하여 각각 해석하였다. 수치해석과 실험결과는 정성적으로 잘 일치하였으며, 서브 요소를 사용하므로써 계면단 응력 특이성의 해석 정밀도를 향상시킬 수 있었다. 또한 접합 잔류열응력의 해석결과로부터 수직응력에 의한 계면 박리가 예상되고, 피착체의 두께가 증가할수록 응력 특이성이 강하게 나타남을 확인하였다.

1. 서론

각종 기계부품 및 구조물등에 재료의 성질이 서로 다른 이종재료를 접착 또는 접합하여 활용하는 경우가 점차 늘어나고 있다[1)~3)]. 특히 LSI 패키지 등의 제조 공정에서 절연·방진·방습등을 목적으로 수지 몰딩이 널리 사용되고 있는데 냉각과정중에 금속과 수지의 계면상에서 두 재료의 선팽창계수의 차이로 인하여 접합 잔류열응력이 발생하므로 이로 인한 계면 파괴가 심각한 문제가 되고 있다[4)]. 이러한 문제의 해결을 위하여, 최근 X선등을 이용한 접합 잔류열응력에 관한 연구가 시도되고 있으나, 측정 및 해석이 어렵고 계면단에 응력특이성이 존재하므로 강도 평가에 여러가지 문제점이 있다[5)].

Hattori[4)] 등은 수지 몰딩으로 성형한 금속/수지 접합계면의 강도를 실험과 유한요소법(finite element method ; FEM)으로 해석하였고, Murata[7)], Yuuki[8)] 등은 이종재료 접합 잔류응력의 평가법을 제안한 바 있다.

한편 여러가지 재료가 복잡하게 접합되어 있는 형상을 가진 이종재료의 구조 해석은 유한요소법이나 경계요소법(boundary element method ; BEM) 등의 범용 수치해석에 의존할 수 밖에 없다. 이 중 유한요소법이 범용수치해석법으로 널리 사용되고 있지만, 이종재료 특유의 계면단 응력특이성이나 계면에서의 응력불연속성을 고려한다면 단순한 모델의 경우에도 조밀하게 요소분할을 해야 하는 단점이 있어 반드시 유용한 방법이라고는 할 수 없다. 반면 경계요소법은 경계만을 이산화하는 것으로도 충분하므로 적은 요소 분할로 고정밀도의 응력해석이 가능하고 퍼스널 컴퓨터에 의해서도 계산이 수행될 수 있으며, 계산시간이 절약되는 장점이 있다[9)].

(접수 : 1995. 7. 20)

따라서 본 연구에서는 LSI 패키지등에서 나타나는 다양한 금속/수지 계면형상을 적절히 모델링하여 계면상의 접합 잔류열응력을 2차원 탄성 경계요소법으로 해석하여 계면단에 나타나는 응력특이성을 확인하였다. 또 스트레인 게이지를 사용하여 변형률을 측정하고 경계요소법에 의한 응력해석 결과와 비교하였으며, 효율적인 접착·접합설계를 위한 응력완화법의 가능성에 대해서 검토하였다.

2. 접합 잔류열응력의 경계요소 해석

2.1 Kelvin의 기본해

경계요소법에서는 지배방정식을 엄밀히 만족하는 기본해가 필요하며, 2차원 등방성 탄성체에 대한 Kelvin의 해는 평면변형률 상태에서 다음식과 같다[10].

$$U_{ij}(P,Q)=\frac{1}{8\pi(1-\nu)\mu}\left\{(3-4\nu)\log\left(\frac{1}{r}\right)\delta_{ij}+r_{,i}\,r_{,j}\right\} \quad \cdots\cdots (1)$$

$$T_{ij}(P,Q)=-\frac{1}{4\pi(1-\nu)r}\left\{(1-2\nu)\delta_{ij}+2r_{,i}\,r_{,j}\frac{\partial r}{\partial n}\right. \quad \cdots (2)$$
$$\left.-(1-2\nu)(r_{,i}\,n_j-r_{,j}\,n_i)\right\}$$

또 평면응력의 경우에는 $\nu'=\nu/(1+\nu)$ 이다. 여기서 U_{ij}, T_{ij}는 Fig. 1과 같이 무한판내의 한 점 P에 i방향의 단위 집중력이 작용할 때 Q점에서 j방향의 변위 및 표면력이다. 또한 r, $r_{,i}$, $\partial r/\partial n$은 다음식으로 정의된다.

$$r=PQ=\sqrt{r_i\,r_i}\ ,\quad r_i=x_i(Q)-x_i(P) \quad \cdots\cdots (3)$$

$$r_{,i}=\frac{\partial r}{\partial x_i}\bigg|_Q=\frac{r_i}{r} \quad \cdots\cdots (4)$$

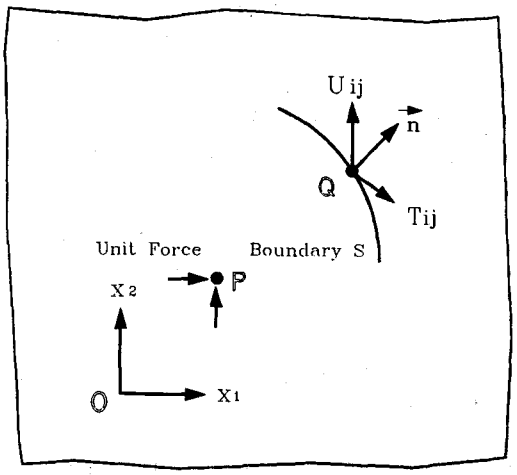


Fig. 1. Unit point loads applied within the infinite plate.

$$\frac{\partial r}{\partial n}=\frac{\partial r}{\partial x_1}\frac{\partial x_1}{\partial n}+\frac{\partial r}{\partial x_2}\frac{\partial x_2}{\partial n} \quad (5)$$

2.2 이산화해석법

2차원 탄성 경계요소법에서는 경계적분방정식을 이산화하여 미지의 경계상에 대한 변위·표면력의 직접해를 얻고, 필요에 따라 내점의 변위, 표면력, 변형률, 응력을 계산할 수 있다.

Fig. 2와 같이 경계 S를 K개의 요소로, 영역 V를 M개의 내부셀로 분할하여 부분 영역을 각각 S_k, V_k라고 하면 이산화방정식은 다음식과 같다.

$$C_{ij}(P)\,u_j(P)+\sum_{k=1}^{K}\int_{S_k}T_{ij}(P,Q)\,u_j(Q)\,dS$$
$$=\sum_{k=1}^{K}\int_{S_k}U_{ij}(P,Q)\,t_j(Q)\,dS+\sum_{k=1}^{M}\int_{V_k}\bar{b}_j(q)\,U_{ij}(P,q)\,dV \quad \cdots (6)$$

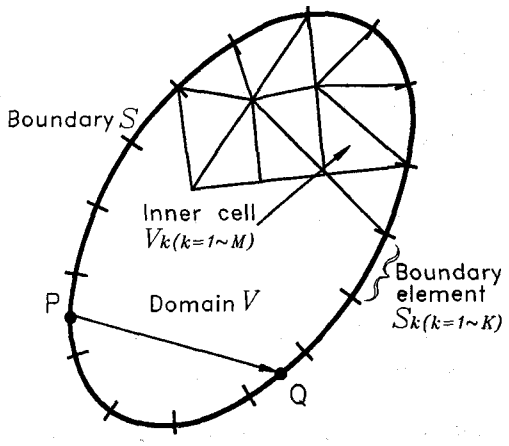


Fig. 2. Discretization analysis model.

여기서 $\bar{b}_j$는 물체력 성분을 나타내며, C_{ij}는 경계의 형상에 따라서 결정되는 상수로 강체변위 조건에 의해 자동적으로 결정된다.

각 요소내의 변위 및 표면력을 요소내의 절점값으로부터 근사하면 다음 식과 같다.

$$\left.\begin{aligned}u_i&=N_l\,u_i^l\\ t_i&=N_l\,t_i^l\end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots (7)$$

여기서 N_l은 형상함수이고, u_i^l, t_i^l은 l번째 절점값이다.

윗 식을 모든 절점 P에 대해서 구하면 다음의 매트릭스 방정식을 얻을 수 있다.

$$\mathbf{HU}=\mathbf{GT}+\mathbf{B} \tag{8}$$

여기서 $\boldsymbol{U}$는 전절점변위벡터, $\boldsymbol{T}$는 전절점표면력벡터, $\boldsymbol{B}$는 전절점체적력벡터이다.

윗 식에 알고 있는 표면력 및 변위를 대입하여 경계상에 대한 미지 절점 변위 및 표면력에 관한 연립 1차방정식을 얻을 수 있다. 이 방정식은 Gauss 소거법으로 계산할 수 있다.

2.3 이종재료 계면의 경계조건

이종재료의 접합계면은 미시적으로 보면 복잡한 구조로 되어 있지만, 역학적인 해석을 위하여 Fig. 3과 같이 단순화시킬 수 있다. 여기서 재료상수 즉 탄성계수, 푸와송비, 선팽창계수가 서로 다른 이종재료가 접합된 부분을 계면이라 하고, 계면과 자유면이 교차하는 부분을 계면단이라고 하며 여기에 응력이 집중되어 파괴의 개시점이 된다. 이종재료의 계면에서는 다음 식과 같은 완전접합조건을 만족해야 한다[11].

$$\left.\begin{aligned}&\sigma_y^{(1)}=\sigma_y^{(2)},\quad \tau_{xy}^{(1)}=\tau_{xy}^{(2)},\quad \sigma_x^{(1)}\neq\sigma_x^{(2)}\\&u^{(1)}=u^{(2)},\quad v^{(1)}=v^{(2)}\end{aligned}\right\}\quad\cdots\cdots (9)$$

여기서는 해석의 편의를 위하여 계면은 직선이고 x 축상에 놓여 있는 것으로 한다.

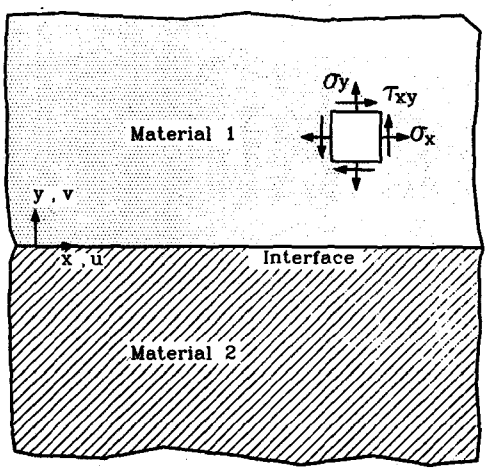


Fig. 3. Interface machanical model of dissimilar materials.

윗식에서 첫줄의 식은 표면력의 평형 조건이며, 둘째 줄의 식은 변위의 연속성을 의미한다. 윗식에서 계면을 따르는 x축 방향의 응력성분 σ_x의 불연속성에 주의할 필요가 있다.

2.4 접합 잔류열응력의 간이해석법

2차원 열탄성이론에서 변형률과 응력의 관계는 다음식과 같다[8].

$$\begin{bmatrix}\varepsilon_x\\ \varepsilon_y\end{bmatrix}=\frac{1}{E^*}\begin{bmatrix}1 & -\nu^*\\ -\nu^* & 1\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\sigma_x\\ \sigma_y\end{bmatrix}+\begin{bmatrix}\alpha^*\Delta T\\ \alpha^*\Delta T\end{bmatrix} \tag{10}$$

평면변형률의 경우

$$\left.\begin{aligned}E^*&=E/(1-\nu^2)\\ \nu^*&=\nu/(1-\nu)\\ \alpha^*&=(1+\nu)\alpha\end{aligned}\right\}\quad\cdots\cdots (11)$$

평면응력의 경우

$$\left.\begin{aligned}E^*&=E\\ \nu^*&=\nu\\ \alpha^*&=\alpha\end{aligned}\right\}\quad\cdots\cdots (12)$$

여기서, E는 탄성계수, ν는 푸와송비, α는 선팽창계수를 나타낸다. 또한 ΔT는 기준상태에 대한 온도차이고, $\varepsilon_T=\alpha^*\Delta T$는 온도차에 의한 열변형률이다.

열응력은 이종재료가 접합된 경우 계면상에서 선팽창계수의 차에 의해 잔류응력 발생의 원인이 된다. 두재료가 직선계면으로 접합된 경우, 변형상태의 예를 Fig. 4에 나타내었다. Fig. 4(a)의 온도 T인 접합상태에서 균일하게 온도를 변화시켜 $T+\Delta T$가 되었을 때, 만일 두재료가 접합되어 있지 않다면 각각의 재료는 자유팽창 또는 수축하여, Fig. 4(b)와 같이 될 것이다. 그러나 실제로는 두재료가 접합되어 있으므로 Fig. 4(c)와 같이 변형되어 계면상에 잔류응력이 발생한다. Fig. 4(c)의 상태는 Fig. 4(b)의 A_1과 A_2점이 접합하는 조건으로서 계면상의 변위 연속조건과 힘의 평형조건에 대응하는 식(13)과 같은 구속조건을 부가하므로써 성립한다.

$$\left.\begin{aligned}&u_1=u_2\\ &v_1+\alpha^*_1 y\Delta T=v_2+\alpha^*_2 y\Delta T\\ &\mathbf{t}_1=-\mathbf{t}_2\end{aligned}\right\}\quad\cdots\cdots (13)$$

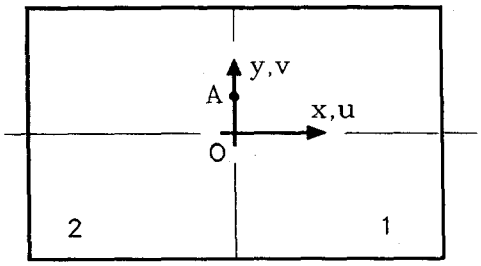
여기서 u, v는 각 재료의 계면상의 변위, $\mathbf{t}$는 표면력벡터이다. 계면이 직선이 아닌 경우나 3상 또는

다상접합의 경우도 마찬가지로 해석할 수 있다.

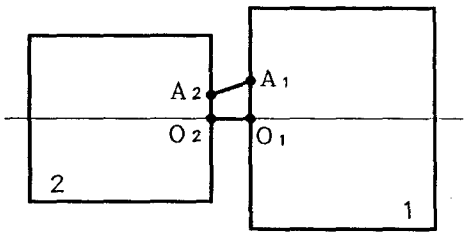
또한 일반적으로 잔류응력, σ_{ij}에는 다음식과 같은 관계가 성립한다.

$$\sigma_{ij} \propto (1+\nu_1)\alpha_1 - (1+\nu_2)\alpha_2 \Delta T = G_1 C_\alpha \Delta T \quad \cdots\cdots\cdots\cdots (14)$$

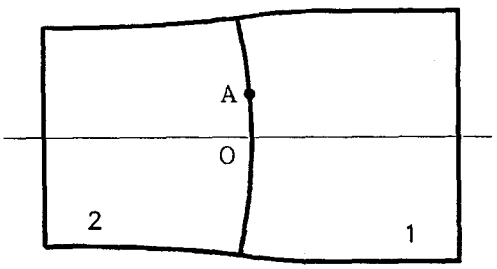
여기서 G_1은 재료1의 전단탄성계수이다.



(a) Bonded at T



(b) Cooling off to $T+\Delta T$ without bonding



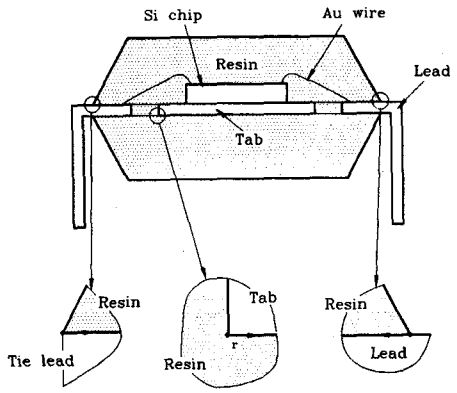
(c) A dissimilar materials cooling off to $T+\Delta T$

Fig. 4. Model of dissimilsr materials and bonding condition.

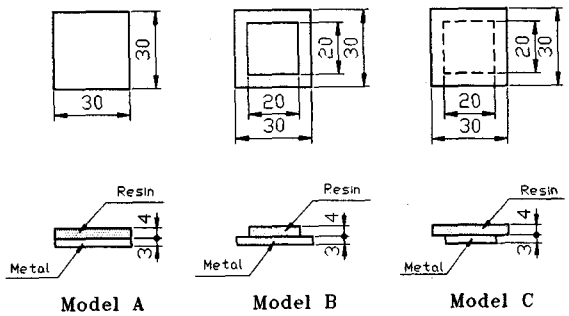
3. 실험 및 응력해석

3.1 모델 설정

전자 디바이스 LSI패키지에서 외부 환경으로부터 보호하기 위해 전자부품의 수지 몰딩이 널리 이용되고 있다. Fig. 5(a)에 일례를 나타내었다. 이 구조에는 금속/수지의 접합계면이 다양하게 존재하므로 이러한 상태를 충분히 고려할 수 있는 모델의 설정이 중요하다. 따라서 본 논문에서는 Fig. 5(b)와 같이 단순화시킨 시편을 사용하여 접합 잔류열응력을 해석하였다.



(a) Illustration of LSI package



(b) Analysis Model*

Fig. 5. Modeling of test specimen.

실제 LSI패키지에 많이 사용되는 재료는 철-니켈 합금이지만, 본 논문에서는 우선 단일 금속을 선정하여 기초적인 연구를 수행하였으며, 사용된 재료의 기계적 성질은 Table 1과 같다.

Table 1. Mechanical properties of materials

Materiasl	Young's modulus E(GPa)	Poisson's ratio ν	Coefficient of thermal expansion $\alpha(10^{-6}/℃)$
Metal(Al)	68.4	0.33	23
Resin (Epoxy base)	4.93	0.33	19

3.2 실험방법

일반적으로 에폭시 수지는 접착제 및 LSI패키지의 몰딩용으로 많이 사용되고 있다. 따라서 본 실험에서도 비교적 제작이 쉬운 에폭시 수지를 사용하였으며, 제작과 실험방법은 다음과 같다.

(1) 판유리로 주형(300×300mm)을 제작한다.

(2) 제작된 주형을 응력동결 전기로 속에 넣고, 주제와 경화제를 혼합하여 금속(Al)과 함께 주형에 주입한다.

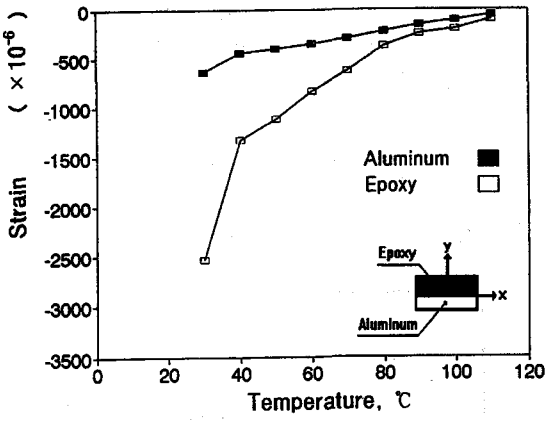
(3) 제작된 Al/Epoxy 판재를 Fig. 5(b)와 같은 치수로 기계가공한다.

(4) 가공된 시편의 중앙 양면에 스트레인 게이지를 2개씩 서로 직각이 되게 부착하여, 응력동결 전기로에 넣고 온도를 120℃까지 올린 후 노냉하면서 10℃ 간격으로 변형률을 측정한다.

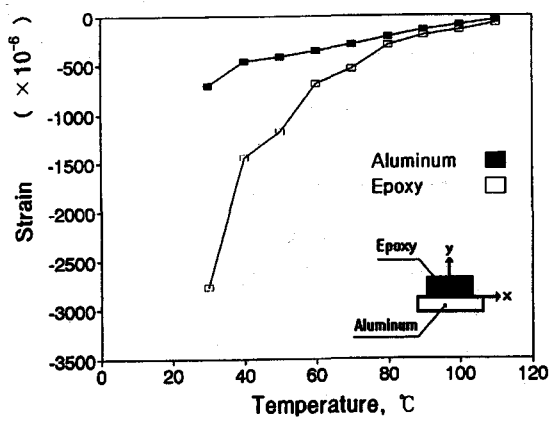
3.3 실험해석

Fig. 6은 Fig. 5(b)의 모델에 대한 실험결과로써 냉각온도에 따른 변형률의 변화를 나타낸 것이다.

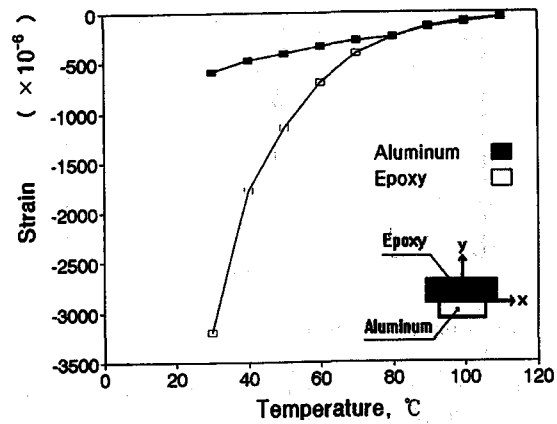
그래프에서 알 수 있듯이 온도가 떨어짐에 따라 에폭시측의 변형률이 큰 폭으로 떨어지고, 알루미늄측의 변형률은 에폭시에 비해 작은 변화를 보인다. 또한 정성적으로 보아 80℃ 부근을 경계로 에폭시측과 알루미늄측의 변형률에 큰 차이가 나타남을 알 수 있고, 이는 에폭시의 재결정온도(약90℃) 때문이라고 생각된다. 이 온도에서 에폭시측은 접합시나 열부하에 의해서 발생되었던 잔류응력이 제거되는 반면 알루미늄측에서는 잔류응력이 여전히 남아있게 된다. 실험을 통한 접합 잔류열응력의 정확한 측정을 위해서는 이러한 점에 각별한 주의가 요구된다.



(a) Model A



(b) Model B



(c) Model C

Fig. 6. Relationship between strain and temperature.

4. 수치해석 및 고찰

접합 잔류열응력의 실험적 평가는 전술한 바와 같이 절차가 복잡하고 실험조건에 심하게 의존하는 등 여러가지 어려움이 따른다. 따라서 형상 및 재료상수를 다양하게 검토할 수 있는 수치 시뮬레이션의 해석법이 많은 주목을 받고 있다. 본 연구에서도 퍼스널 컴퓨터에 의한 경계요소법 프로그램을 이용하여 이종재료 접합 잔류열응력을 수치해석하고 그 유용성을 제시하고자 한다.

Fig. 5(b)의 모델 B에 대하여 실험에서 측정한 변형률과 수치해석으로부터 얻은 변형률을 비교하여 Fig. 7에 나타내었다. 실험값과 수치해석의 결과값이 정성적으로 일치하는 경향을 나타내고 있다.

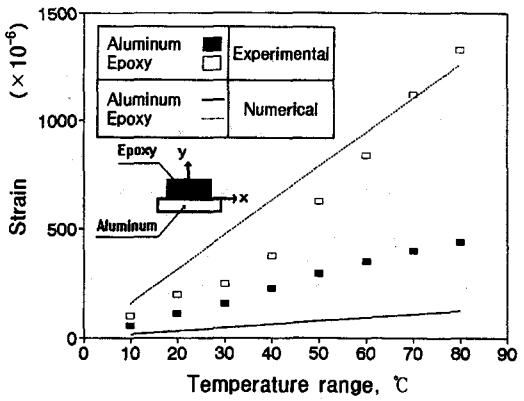
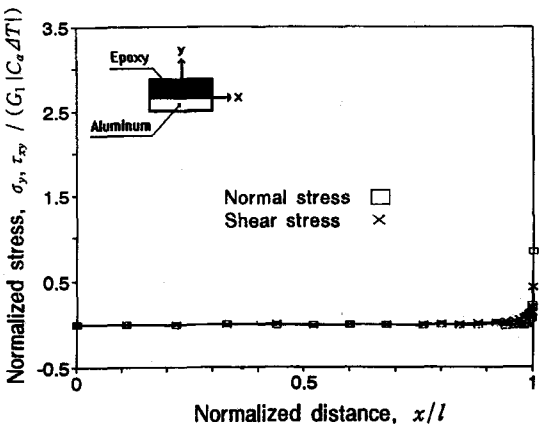


Fig. 7. Comparison of experimental results and BEM results.

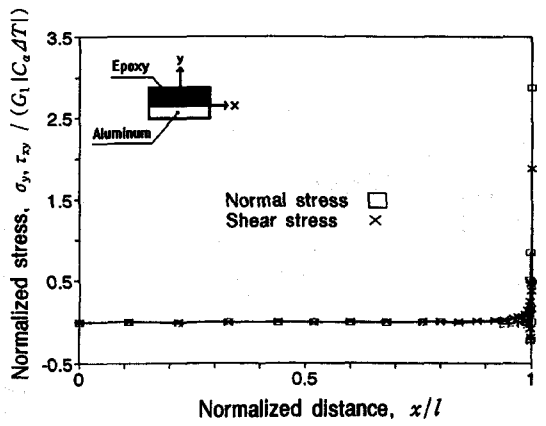
이종재료가 접합하는 계면은 응력불연속성을 나타내며, 특히 자유단과 교차하는 계면단에서는 이론적으로 응력이 무한대가 되는 응력특이성이 존재하므로 파괴의 기점이 된다. 따라서 이를 고정밀도로 해석할 필요가 있고, 이러한 목적에는 경계요소법이 유용하다. 특히 경제적이며, 효율적인 해석을 위해서는 계면단에 요소를 집중시킬 필요가 있고, 이를 위해 본 해석에서는 서브요소를 사용하였다. 서브요소를 사용하면 계면단 최근방 요소를 2등분하여 새로운 요소 1개가 생성되므로 전체적인 aspect비는 유지하면서 고정밀도의 해석이 가능하다.

요소분할이 계면단 응력특이성 해석에 미치는 영향을 알아보기 위하여 Fig. 5(b)의 모델 A에 대해 계면단에 4개의 서브요소를 사용한 경우와 6개의 서브요소를 사용한 경우의 계산결과를 각각 Fig. 8(a), (b)에 나타내었다.

대칭성을 이용하여 전체의 1/2만을 접합길이 l(모델 A에서 l=30, 모델 B,C에서 l=20)로 무차원화하여 나타내었고, 응력해석 결과는 $G_l \mid C\alpha\Delta T \mid$로 무차원하여 표시하였다. 해석은 평면변형률 상태에서 요소수를 168개로 고정하여 수행하였다.



(a) 4 sub-element



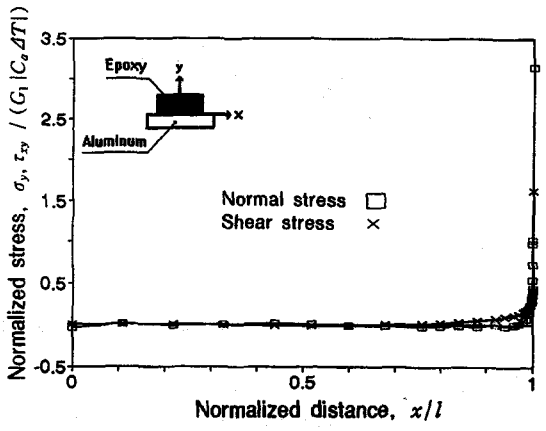
(b) 6 sub-element

Fig. 8. Relationship between interfacial stress and sub-element.

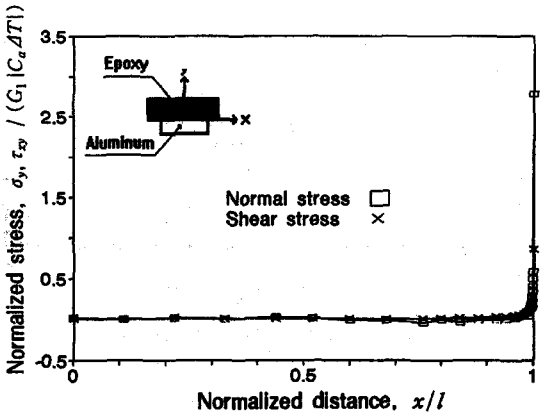
양 그래프의 비교로부터 알 수 있듯이 같은 모델에서도 계면단 요소분할에 따라 응력특이성에 차이

가 나타나므로 이에 세심한 주의를 필요로 한다. 또한 수직응력과 전단응력을 비교하여 보면 수직응력의 특이성이 상당히 강하게 나타남을 알 수 있다. 따라서 LSI 패키지 등의 제조시에는 수직응력이 지배적인 인자로 작용하여 계면단에서 박리가 일어날 가능성이 높을 것으로 생각된다.

Fig. 5(b)의 모델 B와 모델 C에 대한 응력해석 결과는 각각 Fig. 9(a), (b)와 같다.



(a) Model B



(b) Model C

Fig. 9. Relationship between interfacial stress and geometry of specimen.

역시 응력특이성이 현저하게 나타남을 알 수 있다. 그러나 이들의 응력특이성을 최대응력만으로 비교하는 것은 곤란하고, 이를 적절히 나타낼 수 있는 파라미터의 도입이 요망된다[6),12)].

계면단 응력특이성에 대한 피착체 두께의 영향을 알아보기 위하여 에폭시측의 두께를 1.5, 2.25, 3, 4.5, 6.0mm의 다섯가지로 변화시켜 해석하고, 계면단 근방의 수직응력을 비교하여 Fig. 10에 비교하여 나타내었다. 피착체의 두께가 증가함에 따라 계면단의 응력특이성이 강하게 나타나므로 박리가 일어날 가능성이 더욱 높을 것으로 예측된다.

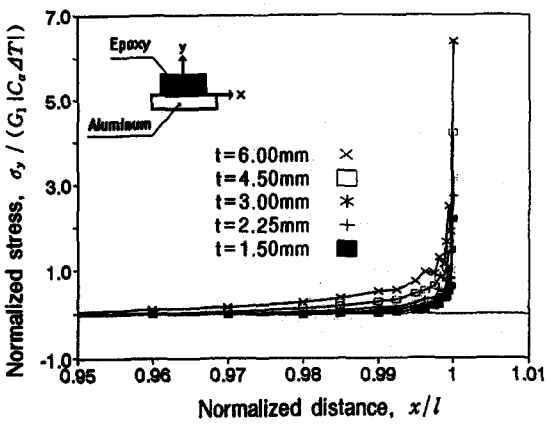


Fig. 10. Relationship between interfacial normal stress and adherend thickness.

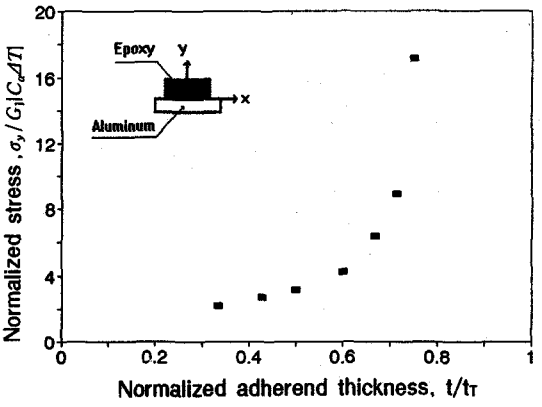


Fig. 11. Relationship between maximum normal stress and normalized adherend thickness.

Fig. 11은 피착체 두께 변화에 대한 계면의 최대 수직응력을 비교하여 나타낸 것이다. 여기서 피착체 두께는 시편 전체 두께로 무차원화하여 나타내었다. 피착체의 두께가 두꺼워짐에 따라 계면단의 최대응력은 비선형적으로 증가함을 알 수 있으며, 특히 두께가 두꺼운 부분의 증가 경향이 뚜렷하다. 따라서 설계상 피착체 두께를 증가시킬 필요가 있을 때에는 접합 잔류열응력의 계면단 응력특이성을 충분히 고려해야만 할 것으로 생각된다.

5. 결론

형상 및 피착체의 두께를 달리한 다양한 접합 모델에 대하여 2차원 탄성 경계요소법에 의한 접합잔류열응력을 해석하고, 스트레인 게이지를 이용하여 변형률을 측정하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 수치해석에 의하여 접합 계면상의 잔류열응력을 계산하고 이러한 잔류열응력에 의하여 계면단에 응력특이성이 나타남을 확인하였다.

(2) 스트레인 게이지를 이용한 실험을 통하여 접합 잔류열응력에 의한 변형률의 변화를 명확히 하고, 수치 해석 결과와 정성적으로 일치하는 경향을 확인하였다.3

(3) 서브요소를 사용하므로써 이종재료 계면단의 응력특이성에 대한 고정밀도의 효율적인 경계요소해석이 가능하였다.

(4) 피착체 두께와 계면단 응력특이성과의 관계를 검토한 결과, 피착체의 두께가 증가할 수록 계면단의 응력특이성이 강하게 나타났다.

(5) 접합 잔류열응력의 해석 결과로부터 수직응력에 의한 계면 박리가 예상되고 LSI 패키지와 같은 전자부품의 설계 단계에서 이를 고려해야만 할 것으로 생각된다.

(6) 여러가지 형상 모델에 대한 수치해석 결과의 고찰로부터 최대응력에 의한 비교만으로는 평가가 곤란하였다. 따라서 치수 및 형상에 의존하지 않는 통일적 파라미터의 도입이 요망된다.

본 연구는 숭실대학교 교내연구비의 지원으로 연구된 결과이며 이에 감사를 드립니다.

참고 문헌

1) J. W. Hutchinson, M. E. Mear and J. R. Rice, "Crack Paralleling an Interface Between Dissimilar Materials", J. Appl. Mech., Vol. 54(1987), pp. 828-832

2) S. S. Wang, I. Choi, "The Interface Crack Behavior in Dissimilar Anisotropic Composites Under Mixed-Mode Loading", J. Appl. Mech. Vol. 50(1983), pp.179-183

3) 井出, "自動車用接着劑の動向", 日本接着協會誌 15-10(1979), pp.476-482

4) 服部, 坂田, 初田, "レジンモールドによる成形金屬-レジン接着界面の强度評價", 日本機械學會論文集 A 530-495(1987), pp.2151-2155

5) 池上, "接着継手の應力解析と强度設計", 日本機械學會論文集 A 50-457(1984), pp.1557- 1564

6) 이원, 정남용, 정의섭, "이종재료 단순겹치기 접합이음에 대한 응력특이성의 해석", 자동차공학회지 1994년도 추계학술대회 943994 (1994), pp.417-423

7) 村田, 向井. "異材接合殘留特異應力場の接合要素法による評價", 日本機械學會論文集 A 58-555 (1992), pp.2165-2171

8) 結城, 許, Siegfried SCHMAUDER, "異材接合殘留應力のBEMによる簡易解析法とその應用", 日本機械學會論文集 A 57-536(1991), pp.864-870

9) 結城, 許, "パーソナルコンピュータによる異材接合繼手・界面き裂の境界要素3彈性解析", 日本機械學會論文集 A 56-527(1990), pp.1517-1523

10) 結城, "境界要素法による彈性解析", 培風館 (1987), pp.60-61

11) 結城, "界面の力學", 培風館(1992), pp.12-14

12) 이원, 정의섭, 유영철, "단순겹치기 접착이음에 대한 응력 및 응력특이성 파라미터의 해석", 대한기계학회 1995년 춘계학술대회 논문집(Ⅰ) (1995), pp.139-144

Journal of the Korean Society for Nondestructive Testing Vol. 15, No. 4 (1995)

A Study on the Bonding Residual Thermal Stress Analysis of Dissimilar Materials Using Boundary Element Method

Won Yi*, Yeong-Chul Yu**, Eui-Seob Jeong** and In-Sik*** Yun
*Soongsil University
*Graduate School, Soongsil University,
***Graduate School, Soongsil University/Korea Inspection & Engineering Co.

Abstract In general residual stress is measured by X-ray diffraction method but in case of bonding residual thermal stress it is inadequate technique to examine the stress singularity. Therefore Two-dimensional elastic boundary element analyses were carried out to investigate the residual thermal stress and stress singularity of bonding interface in Al/Epoxy. This boundary element results were compared with the strain gauge measurements. The effects of different interface models, sub-element and adherend thickness are presented and discussed. On the basis of the obtained results, interface delamination causing by normal stress is expected and stress singularity is observed more intensively increasing with adherend thickness. It is concluded that the bonding strength of Al/Epoxy interface can be estimated correctly by taking into account the stress singularity at the edge of the interface.

(Received : July 20, 1995)