

研究論文

유한요소 모델링을 이용한 Gullwing 리드의 3차원 솔더 접합부 형상 예측

최동필* · 유중돈* · 이태수**

Prediction of Three-Dimensional Solder Joint Profile in Gullwing Lead using Finite Element Modeling

Tong P. Choi*, Choong D. Yoo* and Tae S. Lee**

Key Words : Solder joint profile, Gullwing lead, Incline angle, Energy minimization, FEM, Wicking

Abstract

The three-dimensional profile of a solder fillet is predicted by minimizing the surface tension and gravity energies of the solder joint using finite element modeling. Geometric complexity stemming from the inclined plane of the gullwing lead is resolved by employing three element types. These element types are used to describe the joint profile formed on the vertical, inclined and interfacial planes. The predicted solder joint profiles show good agreements with the experimental data provided that the solder volume is adjusted considering the wicking effect. Effects of the pad length, inclined lead angle and solder volume on joint profiles are also investigated.

1. 서 론

반도체 관련 기술의 급속한 발전으로 전자 제품이 소형화됨에 따라, 제한된 면적의 기판에 보다 많은 부품을 집적시키는 전자 패키징(electronic packaging) 기술이 필수적인 생산기술로 부각되고

있다. 표면실장 기술(Surface Mount Technology: SMT)은 부품의 리드(lead)를 기판 표면의 패드(pad)에 접합시키는 공정으로 성능과 집적도에서 기존의 through-hole 기술에 비해 우수하다. 표면실장 기술과 관련하여 열이나 기계적 반복 하중시 연결부의 피로 수명 예측과 구조 해석에 관한 연구가 활발히 진행되어 왔다. 솔더(solder) 접합부의

※ 1998년 4월 13일 접수

* 정희원, 한국과학기술원 자동화 및 설계공학과

** 비희원, 서강대학교 기계공학과

신뢰성과 연관된 연구는 접합부의 형상을 가정하여 수행하였으므로 접합부 형상의 정확한 예측은 신뢰성 평가에 기본적인 요소이다. 또한, 접합부 형상의 정확한 예측을 통하여 솔더량이나 패드 크기 등의 공정 변수를 결정하는데 활용되고 있다.

초기의 솔더 접합부 형상 예측에 관한 연구로서 축대칭 또는 제한된 경계조건하에서 평형 상태의 2차원 필릿 (fillet)을 계산하기 위한 해석적인 방법이 제안되었다^{1,2)}. 최근, 수치적인 방법을 이용하여 평형상태에서 2차원과 3차원의 접합부 형상을 예측하기 위한 연구가 수행되었다³⁻⁹⁾. Heinrich와 Nigro등은 유한요소법을 이용하여 표면 장력과 중력 에너지로 이루어진 접합부의 에너지를 최소화 시킴으로서 2차원 형상을 계산하였고, 단순한 3차원 문제까지 확장하였다³⁻⁵⁾. Racz는 3차원 형상 모델링 프로그램인 Surface Evolver를 이용하여 접합부의 에너지를 최소화함으로써, 사각 패드 위에서 gullwing과 J-리드의 접합부 형상을 계산하였다^{6,7)}. Lee 등은 평면 요소의 각 절점에 높이 함수를 정의하고, 체적 적분의 에너지를 면적 적분으로 변환하여 절점의 높이를 계산함으로써 3차원 접합부의 형상을 계산하였고, 계산 결과를 적정 솔더량을 계산하는 데 응용하였다^{8,9)}. 이 연구에서 제안한 방법은 칩(chip)이나 수직 형태로 가정한 gullwing 리드에 적용이 가능하다. 그러나, 실제 gullwing 리드는 Fig.1에 나타난 바와 같이 일정한 경사각으로 구부러져 있으므로 기존의 모델링으로는 리드 경사각의 영향을 고려하여 접합부의 형상을 계산할 수 없다.

Gullwing 리드의 솔더 접합부는 리드의 앞부분 필릿인 토우(toe) 보다 뒷부분 필릿인 힐(heel)에서 주된 접합부를 형성한다 (Fig. 1). 힐에 대부분의 외력이 작용하기 때문에, 힐의 형상은 응력 집중과 크랙 발생에 큰 영향을 미친다^{10,11)}. 이와 관련하여 Joshi¹²⁾는 2차원 경사면에 접하는 액체면의 형상을 해석적으로 구하였지만, 3차원 형상인 경우에는 적용할 수 없다.

본 연구에서는 경사각을 고려한 gullwing 리드의 3차원 접합부 형상을 계산하기 위하여 경사면을 따라 움직이는 절점 함수를 도입한 유한요소법을 제안하였다. 기존의 수직면에 대한 요소(element)^{8,9)}에 추가하여 리드의 경사면을 고려하기 위하여 경사면에 대한 요소를 유도하였고, 수직면과 경사면의 경계에서 발생하는 접합부 표면의 불일치를 해소하기 위하여 경계면에 대한 요소를 도입하였다.

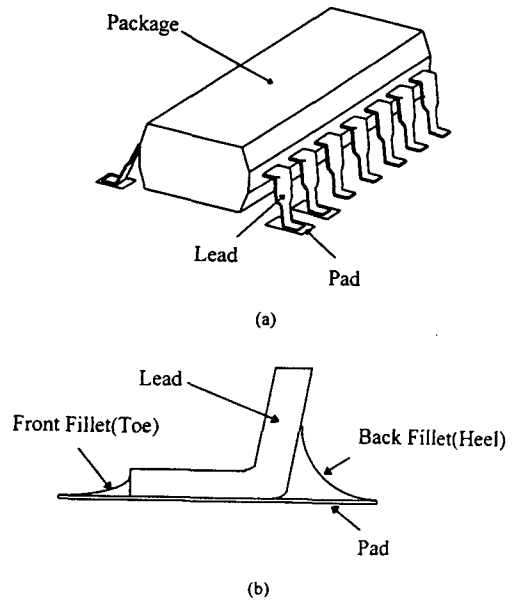


Fig. 1 Configuration of gullwing lead and solder joint profile (a) General gullwing lead package, (b) Cross section of solder joint

본 연구에서 제안한 경사면의 유한요소 모델을 검증하기 위하여 Joshi의 2차원 해석 결과와 비교하였고, gullwing 리드의 3차원 접합부 형상을 계산하여 실험 결과와 비교하였다.

2. 유한요소 모델링

평형상태의 접합부 형상은 체적 제한 조건을 만족시키며 표면 장력과 중력에 의해 접합부에 작용하는 에너지를 최소화함으로써 구할 수 있다. 접합부에 작용하는 에너지와 체적 제한식은 다음과 같다.

$$E_{tot} = \int_S \gamma dA + \int_{\Omega} \rho g z dV \tag{1}$$

$$V_o = \int_{\Omega} dV \tag{2}$$

이때, S는 솔더의 표면, Ω는 표면으로 둘러싸인 솔더의 영역, γ는 표면장력 계수, ρ는 솔더의 비중을 나타낸다.

접합부의 모델링이 용이하도록 다음과 같이 가정하였다: (1) Gullwing 리드의 표면 중에서 솔더가 접착되는 부위는 Fig.2와 같이 수직면과 경사면

으로 구성되며, (2) 리드의 곡선 부분은 솔더로 채워지고, (3) 리드의 바닥면과 패드 사이의 간격은 없으며, (4) 계산에 사용되는 물성치의 값은 일정하다. 접합부를 모델링하기 위하여 Fig.2에서 보인 회전 좌표계와 Fig.3에서 보인 3가지 유한요소

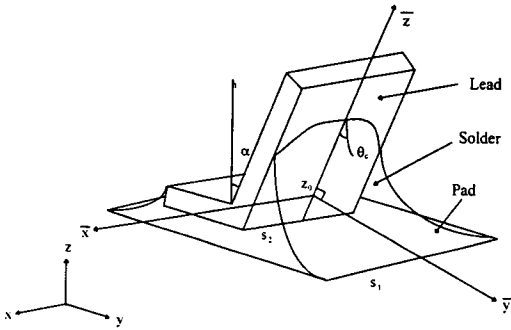


Fig. 2 Incline angle (α) and transformed coordinate

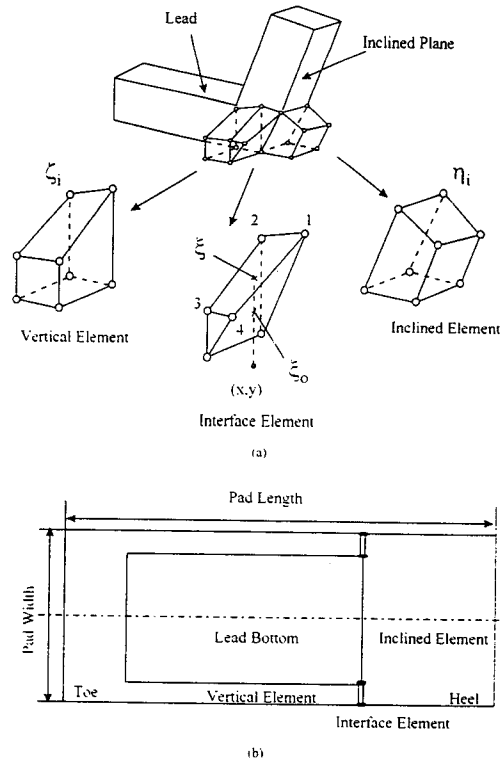


Fig. 3 Definition of three element types (a) Configuration of element types (b) Location of elements on pad plane

형태 (element type)를 사용하였다. 패드와 리드의 수직면에 형성되는 접합부를 수직면 요소, 패드와 리드의 경사면에 형성되는 접합부를 경사면 요소, 수직면 요소와 경사면 요소의 경계에 형성되는 경계면 요소를 이용하여 모델링하였다.

수직면 요소의 에너지 범함수는 기존 연구에서 유도되었다^{8,9)}. 체적 제한식을 만족시키기 위해 Lagrange 연산자, 를 도입하여 식(2)를 식(1)에 포함시키고, $\zeta(x, y)$ 면에 대한 높이 함수, $z = \zeta(x, y)$, 를 이용하여 접합부의 자유 표면을 표현하면, 수직면 요소의 에너지 범함수 (energy functional)는 다음과 같이 유도된다.

$$F_1 = \int_A (\gamma \sqrt{1 + \zeta_x^2 + \zeta_y^2}) + \frac{\rho g}{2} \zeta^2 - \lambda \zeta dx dy - \int_{S_1} \gamma \zeta \cos \theta_c ds \quad (3)$$

이때, 첨자 x 와 y 는 편미분을 나타내고, c 는 솔더와 리드면이 이루는 접촉각을 나타낸다.

Gullwing 리드의 수직면에 대한 경사면의 각도를 α 라 하면, 경사면 요소를 모델링하기 위하여 x 축에 대하여 경사각 α 만큼 (y, z) 좌표를 회전시킨 (\bar{y}, \bar{z}) 좌표를 도입하였다 (Fig.2). 두 평면 사이의 관계는 좌표 변환에 의하여 아래와 같다.

$$\begin{bmatrix} \bar{y} \\ \bar{z} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \alpha & -\sin \alpha \\ \sin \alpha & \cos \alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} y - y_0 \\ z - z_0 \end{bmatrix} \quad (4)$$

경사각을 고려한 접합부의 자유 표면을 나타내기 위하여 (\bar{x}, \bar{y})면에 대한 높이 함수, $\bar{z} = \eta(\bar{x}, \bar{y})$, 를 도입하면, 접합부의 형상은 (\bar{x}, \bar{y})의 경사면을 따라 변화하는 자유면의 높이 좌표값 \bar{z} 를 계산함으로서 구할 수 있다. 경사면 요소의 에너지 범함수를 유도하는 과정은 수직면 요소의 경우와 유사하며, 경사면 요소에 대한 에너지 범함수는 다음과 같다.

$$F_2 = \int_A (\gamma \sqrt{1 + \eta_x^2 + (\eta_y + \tan \alpha)^2}) + \frac{\rho g \cos \alpha}{2} \eta^2 - \lambda \eta dx dy - \int_{S_2} \gamma \eta \cos \theta_c ds \quad (5)$$

경사면 요소와 수직면 요소 사이에 존재하는 경계면 요소의 각 절점은 Fig.3에서 나타난 바와 같이 한쪽 면은 수직면 요소와 다른 면은 경사면 요

소와 접하게 된다. 즉, 경계면 요소의 절점 2, 3은 수직면 요소와 연결되고, 절점 1, 4는 경사면 요소와 연결되며, 절점 1, 2는 리드의 경사면에 접하게 된다. 그러므로 수직면 요소와 경사면 요소에 접하는 경계면 요소의 절점은 각각 수직 절점과 경사 절점의 특성을 갖는다. 이와 같이 리드의 경사면과 수직면에 대하여 절점의 자유도를 부여하기 때문에 수직면과 경사면의 경계에서 발생하는 자유표면의 불일치를 해소할 수 있다. 경계면 요소의 절점 자유도를 $\{ \eta_1, z_2, z_3, \eta_4 \}$ 로 정의하면, 각 절점의 좌표값은 다음과 같다.

- Node 1 : $(x_2, y_2 + \eta_1 \sin \alpha, \eta_1 \cos \alpha)$
- Node 2 : (x_2, y_2, z_2)
- Node 3 : (x_3, y_3, z_3)
- Node 4 : $(x_3, y_3 + \eta_4 \sin \alpha, \eta_4 \cos \alpha)$

경계면 요소에 의해 정의되는 자유 표면을 ξ , 경계면 요소와 경사면 요소가 접하는 면을 ξ_0 라 하면, 경계면 요소의 에너지 범함수는 다음과 같다.

$$F_3 = \int_A [\gamma \sqrt{1 + \xi_x^2 + \xi_y^2} + \frac{\rho g}{2} (\xi^2 - \xi_0^2) + \lambda (xi - \xi_0)] dx dy - \frac{\gamma z_2 \cos \theta_c \eta_1 \sin \alpha}{2} \tag{6}$$

2차원 적분형태로 유도된 에너지 범함수는 유한 요소 수식화의 과정을 따라 2차원 해석영역을 m개의 C⁰ 요소로 분할하여 계산한다. 요소 내의 절점함수는 형상함수와 절점값을 이용하여 보간하며, 수직면, 경사면, 경계면 요소의 절점은 다음과 같이 각각 정의된다.

$$\begin{aligned} \zeta(x, y) &= Z_i N_i(x, y) \\ \bar{\eta}(x, y) &= Z_i N_i(\bar{x}, \bar{y}) \\ \xi(x, y) &= Z_i N_i(x, y) \end{aligned} \tag{7}$$

범함수의 최소값을 구하기 위한 극한 조건에 해당하는 대수 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial F(Z, \lambda)}{\partial Z_i} = 0 \text{ and } \frac{\partial F(Z, \lambda)}{\partial \lambda} = 0 \tag{8}$$

이때, $F = F_1 + F_2 + F_3 + V_0$ 이다. 패드 주위에서 접합부의 높이는 0인 경계조건을 부가하였으며, 경계 조건은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$Z_i = 0 \text{ for } i \text{ along pad perimeter}$$

극한 조건을 나타내는 식 (8)은 식 (7)에서 주어지는 절점값 Z_i 에 대한 행렬식으로 다음과 같이 유도된다.

$$K_{ij} Z_j + \lambda \Psi_i + E_i + \Phi_i = 0 \tag{9}$$

$$\Psi_i Z_i + V_0 = 0 \tag{10}$$

Lagrange 연산자와 절점값은 식 (9)와 (10)으로부터 다음과 같이 구해진다.

$$\lambda = \frac{V_0 - \Psi_i K_{ij}^{-1} (E_j + \Phi_j)}{\Psi_i K_{ij}^{-1} \Psi_j} \tag{11}$$

$$Z_i = -K_{ij}^{-1} (\lambda \Psi_j + E_j + \Phi_j) \tag{12}$$

위의 식에서 경사면 요소에 대한 비선형 행렬 K_{ij} 와 벡터 성분들은 다음과 같다.

$$K_{ij} = \int_A \left\{ \frac{\gamma}{\sqrt{1 + \nabla_z \cdot \nabla_z}} \left(\frac{\partial N_i}{\partial x} \frac{\partial N_j}{\partial x} + \frac{\partial N_i}{\partial y} \frac{\partial N_j}{\partial y} \right) + \rho g \cos \theta_c N_i N_j \right\} dx dy \tag{13}$$

$$\Psi_i = - \int N_i dx dy$$

$$E_i = - \int s_2 \gamma \cos \theta_c N_i ds$$

$$\Phi_i = \int_A \frac{\gamma}{\sqrt{1 + \eta_x^2 + (\eta_y + \tan \alpha)^2}} \tan \alpha \frac{\partial N_i}{\partial y} dx dy$$

이때, $\nabla_z \cdot \nabla_z = \eta_x^2 + (\eta_y + \tan \alpha)^2$

수직면 요소에 대한 행렬 K_{ij} 와 벡터 성분들은 기존의 연구에서 유도되었고⁹⁾, 경계면 요소에 대하여도 유사하게 구할 수 있다.

절점값은 아래와 같이 반복 계산을 통하여 구한다.

step 1 : 초기값으로 입력된 Z_i 를 이용하여 식 (13)의 K_{ij} 와 벡터를 계산한다.

step 2 : K_{ij} 와 벡터를 이용하여 식 (11)의 λ 를 구하고, λ 를 식 (12)에 대입하여 새로운 절점값 Z_i 를 계산한다.

step 3 : 계산된 절점값의 수렴 여부를 확인하

고, 수렴하지 않은 경우에는 초기값을 수정된 절점값으로 치환하여 수렴할 때까지 step 1-3을 반복한다.

3. 결과 및 고찰

본 연구에서 유도한 경사면에 대한 자유도를 갖는 경사면 요소의 신뢰성을 검증하기 위해 Joshi의 2차원 해석 결과와 비교하였다. 계산에 사용된 솔더 (63Sn/37Pb)의 표면장력 계수는 450erg/cm^2 , 밀도는 8.7g/cm^3 이며, 경사면의 단면적은 0.061mm^2 , 경사각은 15° 이다. 일반적인 납접 공정에서 접촉각은 40° 이하이며, 계산에 사용된 접촉각은 0° 와 30° 이다. 경사면에 접하는 접합부의 형상을 20개의 요소와 42개의 절점을 사용하여 계산하였으며, Fig. 4에 나타난 바와 같이 접촉각이 감소하면 접합부의 최대 높이는 증가한다. 유한요소법을 이용한 계산 결과는 Joshi의 해석 결과와 일치

하였으며, 이를 통하여 경사면 요소의 신뢰도를 입증할 수 있었다.

Gullwing 리드의 3차원 접합부 형상을 계산한 결과와 실험 결과를 비교하기 위하여 SOP (Small Outline Package) 칩을 이용하여 실험을 하였다. 리드의 조성은 1.5%Ni를 포함한 bare copper이며, 리드의 표면은 90%Sn-10%Pb로 pretinning한 상태이다. 칩을 장착할 패드에 두께 0.15mm인 메탈 마스크를 이용하여 페이스트(paste)를 도포하였다. 패드의 폭은 0.635mm이고, 리드의 두께와 폭은 각각 0.2mm와 0.4mm이다. 솔더량에 대한 패드 길이의 영향을 보기 위해 길이가 1.5, 1.9, 2.3mm인 패드를 제작하였고, 동일한 솔더량 0.045mm^3 을 공급하였다. 기판에 칩이 장착되면 리플로우(reflow) 공정을 거쳐 납접을 하고 세정 작업을 하였다. 리드를 포함한 시편을 절단하고, 절단면을 연마하여 접합부의 형상을 측정하였다. 접합부 단면 형상인 Fig. 5로부터 패드와 리드 사이에는 거의 간극이 존재하지 않으며, 리플로우 과정에서 솔더가 리드의 상부로 이동하여 응고하는 위킹(wicking) 현상이 관찰되었다¹⁹. 이와같이 위킹이 발생하는 경우에는 접촉각은 완전 젖음 상태인 0° 로 설정할 수 있다.

패드의 길이가 1.9mm이고 접촉각이 0° 인 경우에 경사각이 12° 인 리드에 대한 접합부의 형상을 계산한 결과를 Fig. 6에 나타내었다. 패드 형상이 대칭이므로 전체 패드의 반만 계산에 사용하였으며(Fig. 6a), 300개의 요소와 351개의 절점을 이용하여 계산한 3차원 접합부 형상은 Fig. 6b와 같다. 수직면 요소를 이용하여 계산한 리드 수직면에서 접합부는 리드의 두께 높이까지 상승하며, 경사면 요소를 사용하여 계산한 경사면에 접하는 접합부는 경사면을 따라 올라가는 원호 형상을 이룬다.

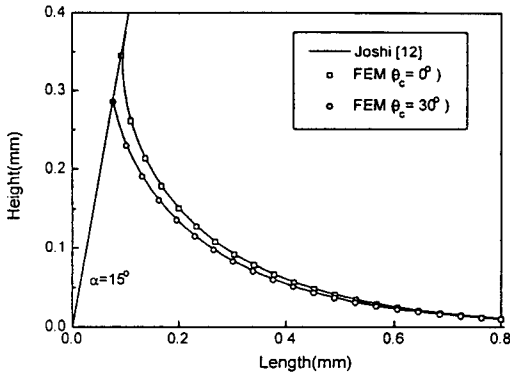


Fig. 4 Comparison of two-dimensional fillet geometry ($\alpha=15^\circ$)

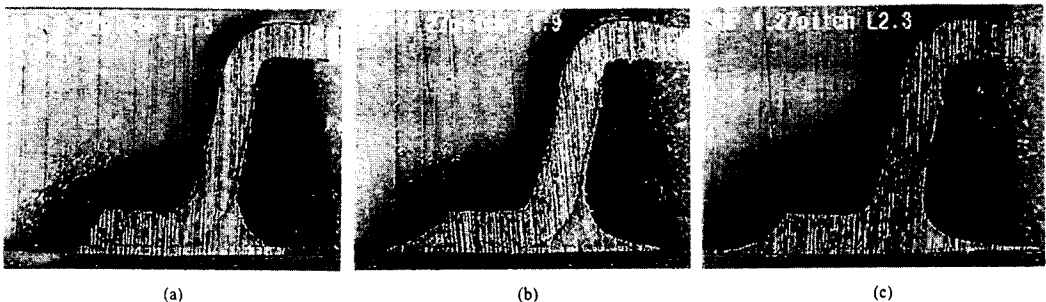


Fig. 5 Cross section of solder joint profile with different pad length (a)L=1.5mm, (b)1.9mm (c)2.3mm

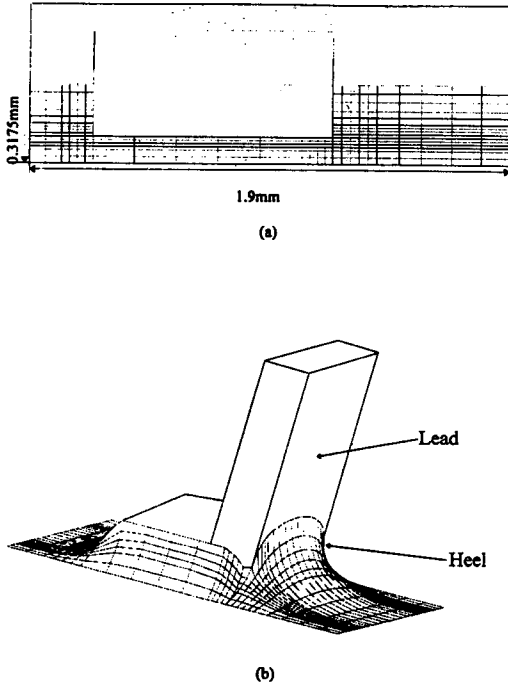


Fig. 6 Finite element model of solder joint in gullwing lead (a) Mesh pattern (b) Computed solder joint

경계면 요소를 사용하여 계산한 수직면과 경사면이 접하는 모서리 부분의 높이는 다른 부분에 비해 낮아지며, 이는 모서리 부분에서 수직면과 경사면의 원호의 형상이 교차하기 때문이다.

패드 길이가 변화하는 경우에 대한 gullwing 리드의 접합부 형상을 계산하여 실험과 비교하였다 (Fig. 7). 메탈 마스크의 개구부를 통하여 공급된 값은 0.045mm^3 이지만, 모델링에서 사용된 가정과 위킹 때문에 공급 솔더량과 접합부 형상의 계산에 사용되는 솔더량에는 차이가 있다. 모델링을 단순화하기 위하여 부가한 가정 (2)에서 리드의 폭선부에 채워진 솔더량과 위킹을 고려하여 감소된 솔더량을 보정한 값인 0.026mm^3 을 보정 솔더량으로 선정하여 공급 솔더량인 0.045mm^3 과 함께 계산에 사용하였다. 패드 길이 1.5mm의 접합부 형상에서 토우는 거의 직선형이며, 힐은 약간 오목한 형상으로 계산되었다 (Fig. 7a). 패드 길이를 1.9mm로 증가시키면 (Fig. 7b), 동일한 솔더량에 대하여 패드의 면적이 증가하였으므로 접합부의 오목한 정도는 증가한다. 패드 길이가 2.3mm인 경우 (Fig.

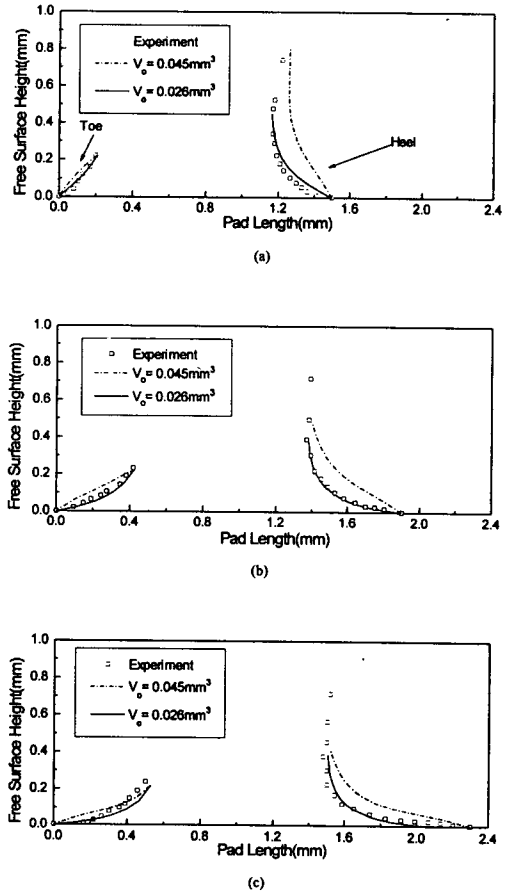


Fig. 7 Comparisons of predicted and experimental cross-section profile (a) Pad length=1.5mm (b) 1.9mm (c) 2.3mm

7c), 솔더는 패드의 전체를 덮지 못하며, 힐은 완만하게 오목한 형상을 이룬다. 일반적으로 보정 솔더량을 사용한 계산 결과가 공급 솔더량을 사용한 계산 결과보다 실험 결과를 정확하게 예측하였다. 그러나 본 연구에서 제안한 방법으로 실험에서 관찰되는 위킹 현상을 계산할 수 없기 때문에 보정 솔더량은 실험을 통하여 결정하여야 한다. 그러므로 정확한 접합부의 형상을 계산하려면 리플로우 공정에서 발생하는 위킹의 영향을 정량적으로 고려하여 모델링을 하여야 한다.

리드의 경사각과 솔더량이 접합부 형상에 미치는 영향을 Fig. 8과 9에 나타내었다. 패드 길이와 솔더량을 각각 1.9mm과 0.026mm^3 으로 고정하고 경사각을 10° , 15° , 20° 로 변화시키는 경우에 대한

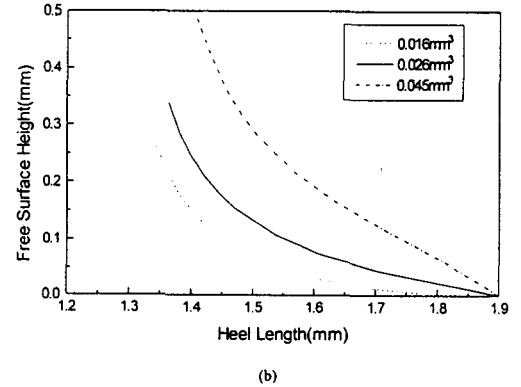
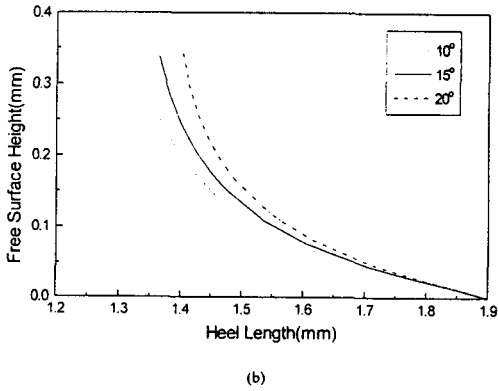
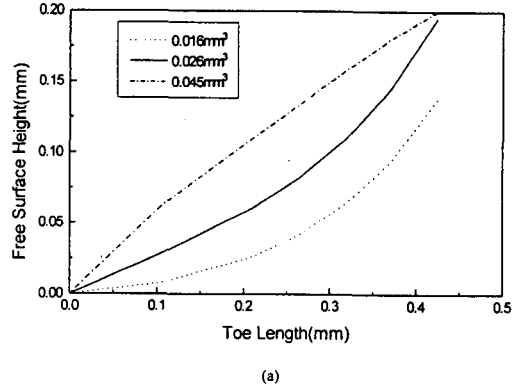
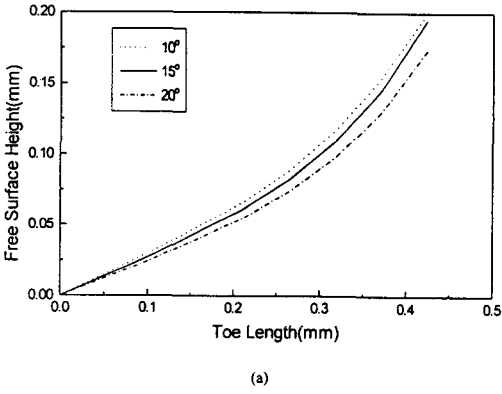


Fig. 8 Effects of incline angle (α) on cross-section profile ($V=0.026\text{mm}^3$) (a) Toe (b) Heel

Fig. 9 Effects of solder volume (V_s) on cross-section profile ($\alpha=15^\circ$) (a) Toe (b) Heel

토우와 힐의 형상을 Fig. 8에 나타내었다. 경사각이 증가할수록, 토우의 최대 높이는 감소하였고 힐의 최대 높이는 증가한다. 이는 경사각이 증가함에 따라 힐의 오목한 정도가 증가하므로 힐 내부의 음압 (negative pressure)이 증가하여 토우의 솔더가 힐로 이동하기 때문이다.

리드의 경사각을 15도로 고정하고 솔더량을 0.016, 0.026, 0.045 mm^3 으로 변화시키는 경우에 솔더량이 접합부의 형상에 미치는 영향을 Fig. 9에 나타내었다. 솔더량이 증가함에 따라 접합부의 높이는 증가한다. 솔더량이 0.016 mm^3 인 경우에는 솔더는 패드 전체를 덮지 못하였다. 피로 수명은 필릿의 길이에 비례하므로 미납인 경우에는 접합부의 수명이 단축되며¹⁴⁾, 과납인 경우에는 접합부의 유연성이 저하되어 피로 수명이 감소된다. 대부분의 경우에서 접합부의 형상은 주로 표면장력에 의하여 영향을 받지만, 솔더량이 0.045 mm^3 인 경우

에는 솔더량이 증가하여 중력의 영향이 나타나며 힐의 형상은 과납의 형상이 되므로 전기적 단락이 발생하기 쉽다. 솔더량이 작은 경우에는 중력의 영향이 무시할 수 있을 정도로 작기 때문에 온도에 따른 표면장력의 변화는 접합부의 형상에 큰 영향을 미치지 못한다.

4. 결 론

본 연구를 통하여 솔더 접합부 형상을 해석하는 기존의 방법론을 확장하여, gullwing 리드의 경사면을 고려한 접합부 형상을 수치적으로 계산하였다. 이를 위해 3종류의 유한요소 형태를 수식화하였고, 수치 해석 결과는 2차원 경사면에 대한 해석 결과와 일치하였다. Gullwing 리드의 3차원 접합부 형상을 계산하여 패드의 길이, 리드의 경사각

및 솔더량의 변화가 접합부의 형상에 미치는 영향을 분석하였다. 계산된 접합부 형상을 실험 결과와 비교하여, 위킹을 보정한 솔더량을 사용하는 경우에는 실험 결과와 상당히 일치하였다. 실험을 통하여 솔더량의 상당 부분이 위킹으로 인하여 리드의 상부로 이동하는 것이 관찰되었으므로, 정확한 접합부의 형상을 예측하고 적정 솔더량을 결정하려면 위킹의 영향을 포함한 해석이 요구된다.

후 기

본 연구는 1997년 한국학술진흥재단의 공모과제 연구비에 의하여 지원받았으며, 이에 관계기관에 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. T. Y. Chu : A hydrostatic model of solder fillets, *Western Elec. Eng.*, Vol. 19(2), (1975), pp. 31-42
2. H. D. Mittlemann : On the approximation of capillary surfaces in a gravitational field, *Computing*, Vol. 18, (1987), pp. 141-148
3. S. M. Heinrich, A. F. Elkouh, N. J. Nigro, and P. S. Lee : Solder joint formation in surface mount technology-part I: analysis, *Journal of Electronic Packaging*, ASME, Vol. 112, (1990), pp. 210-218
4. S. M. Heinrich, A. F. Elkouh, N. J. Nigro, and P. S. Lee : Solder joint formation in surface mount technology-part II: design, *Journal of Electronic Packaging*, ASME, Vol. 112, (1990), pp. 219-222
5. N. J. Nigro, S. M. Heinrich, A. F. Elkouh : Finite element method for predicting equilibrium shapes of solder joints, *Journal of Electronic Packaging*, ASME, Vol. 115, (1993), pp. 141-146
6. L. M. Racz, J. Szekely : Determination of equilibrium shapes and optimal volume of solder droplets in the assembly of surface mounted integrated circuits, *ISIJ International*, Vol. 33, No. 2, (1993), pp. 336-342
7. L. M. Racz, J. Szekely, K. A. Brakke : A general statement of the problem and description of a proposed method of calculation for some Meniscus problems in material processing, *ISIJ International*, Vol. 33(2), (1993), pp. 328-335
8. T. S. Lee, T. P. Choi, C. D. Yoo : Finite Element Modeling of 3-Dimensional Solder Joint Geometry in SMT, *Journal of Electronic Packaging*, ASME, Vol. 119, (1997), pp. 119-126
9. 최동필, 김성관, 유중돈 : 3차원 납 접합부 형상을 이용한 표면실장기술의 적정 납량 결정, *대한용접학회지*, Vol. 14(2), (1996), pp. 71-78
10. R. G. Ross, L. C. Wen, G. R. Mon, E. Jetter : Solder creep-fatigue interactions with flexible leaded parts, *Journal of Electronic Packaging*, ASME, Vol. 114, (1992), pp. 185-192
11. R. G. Ross, L. Wen : Crack propagation in solder joints during thermal-mechanical cycling, *Journal of Electronic Packaging*, ASME, Vol. 116, (1994), pp. 69-75
12. Y. P. Joshi : Shapes of a liquid surface in contact with a solid, *Eur. J. Phys.* Vol. 11, (1990), pp. 125-129
13. J. H. Lau : Solder joint reliability-theory and applications, Van Nostrand Reinhold, New York, (1991)
14. M. M. Keegan, C. M. Bradaigh, D. Kearney : Thermal fatigue life prediction for a middle gull-wing joint using finite element analysis, *EEP-Vol. 4-1, Advances in Electronic Packaging*, ASME, (1993), pp. 499-506