

〈논 문〉

응력특이성계수에 의한 이종 접합재료의 강도평가

정남용* · 오봉택**

(1995년 5월 22일 접수)

Strength Evaluation of Bonded Dissimilar Materials by Using Stress Singularity Factor

N. Y. Chung and B. T. Oh

Key Words : Bonded Dissimilar Materials(이종 접합재료), Strength Evaluation(강도평가), Stress Singularity Factor(응력특이성계수), Scarf Joint(경사이음), Boundary Element Method(경계요소법), Static Test(정적시험), Fracture Criterion(파괴기준)

Abstract

Recently advantages in composite and light weight material techniques have led to the increased use of bonded dissimilar materials such as ceramics/metal and resin/metal bonded joints, IC package, brazing, coating and soldering in the various industries. It is required to analyze the evaluation method of fracture strength and design methodology of bonded joints in dissimilar materials. Stress singularity according to changes of scarf angles for bonded scarf joints in dissimilar materials was investigated by the boundary element method and static experiments. In this paper, effects of the stress singularity factors at the interface edges of scarf joints on various dissimilar materials combinations were investigated by analysis of its stress and stress singularity index using 2-dimensional elastic program of boundary element method. And the variations of stress singularity index by changes for Young's modulus ratios of materials and scarf angles were investigated. Also, it is found that stress singularities at bonded interface edges are disappeared for certain combination of scarf angle in a pair of bonded dissimilar materials. As the results, it is proposed that the strength evaluation by using stress singularity factors, Γ , considering stress singularity at the interface edges of bonded dissimilar materials, is very useful.

1. 서 론

신소재의 개발과 재료를 특수한 목적에 사용하기 위하여, 각종 산업분야에서 재료의 성질이 서로 다른 이종재료(dissimilar materials)를 접합하여 사용하는 경우가 날로 증가하고 있다. 구조물의 경량화, 고기능화와 고신뢰성을 목적으로 세라믹/금속

의 접합을 비롯하여 수지/금속의 접합, IC 패키지, Brazing, 납땜, 코팅 등에 접합을 응용한 이종재료의 활용이 확대되고 있는 추세이다.^(1~3)

이종재료의 접합시 두 재료가 접합되는 계면단은 재료의 성질 및 형상의 불연속으로 응력 특이점이 되고, 두드러진 응력집중이 발생하여, 이것이 원인이 되어 현저한 강도저하를 일으키거나 균열이 발생하고, 진전하는 파괴의 기점이 되어 전체적인 파괴를 초래하는 경우가 많다.

따라서, 이종재료의 접합계면단에 대한 응력특이

*회원, 숭실대학교 기계공학과

**회원, 숭실대학교 대학원 기계공학과

성을 충분히 고려한 신뢰성이 높은 이종재료의 접합강도평가 및 안전설계 방법의 확립이 절실히 요망되고 있다.

최근, 이종 접합재료의 강도를 평가하기 위한 연구결과가 보고되고 있지만,^(4~9) 접합부에는 이종재료의 계면이 존재하므로 응력해석이 복잡·난해하여 이종 접합재료의 접합강도를 충분히 평가하기 위해서는 아직도 많은 문제점이 내재되어 있다.

무균열 이종 접합재료의 접합강도를 충분히 평가하기 위해서는 접합계면단에 대한 고정밀도의 응력해석이 필요하고, 이 응력해석결과를 이용한 응력특이성지수의 해석과 응력특이성계수를 적용한 강도평가방법이 유효하다고 본다.

또한, 적절한 이종 재료특성의 상호조합으로 응력특이성이 소멸되는 경우도 있어,⁽¹⁰⁾ 이의 소멸은 강도향상에 큰 잇점을 주기도 한다. 이종재료의 상호조합으로 재료특성이 결정되기 때문에 접합강도를 향상시킬 목적으로 접합면의 경사각을 변화시키는 경사이음(scarf joint)을 적용하여 접합부의 기하학적 형상의 변화로 응력특이성을 완화하여 강도의 향상을 도모하는 설계도 가능하다.

따라서 본 연구에서는 이종 접합재료의 강도평가 방법을 확립하기 위하여, 이종재료의 상호조합 특성에 따른 접합계면단의 기하학적 형상을 달리하는 경사이음의 경사각 변화에 의한 고정밀도의 BEM 응력해석을 실시한 후, 응력특이성지수를 계산하여 이론 해석과 비교 검토하고, 응력특이성 해석결과를 이용한 강도평가방법 및 그 효용성을 검토하였다. 또한, 이종재료의 접합계면단에 대한 응력특이성지수가 광범위하게 변화하는 이종재료의 경사접합이음 시험편을 제작하여 정적강도실험을 실시한 후, 부하조건, 시험편의 형상 및 치수에 의존하지 않는 정량적이고, 효과적인 응력특이성계수에 의한 이종 접합재료의 파괴기준 및 접합강도 평가방법을 제안하고자 한다.

2. 이종 접합재료에 대한 계면단의 응력특이성

2.1 이종 접합재료에 대한 계면모델의 설정

본 연구에서는 Fig. 1과 같이 재료의 성질이 서로 다른 두 종류로 된 이종 접합재료의 계면모델을 설정하였다. 두 재료가 이루는 각도가 $\theta_1 = -\theta_2 = \pi/2$, $\theta = 0$ 이면 직선경계와 계면이 직교하는 맞대

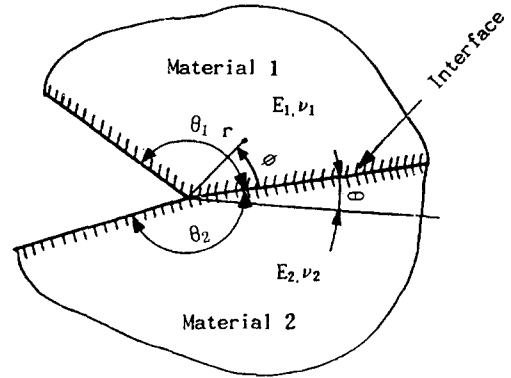


Fig. 1 Model of configuration at the bonded interface edge in dissimilar materials

기이음(butt joint)이 되고, 경사각 θ 만이 변화하면 경사이음(scarf joint)이 된다.

또한, $\theta = 0$, $\theta_1 = \pi/2$, $\theta_2 = -\pi$ 이면 단순겹치기이음(single-lap joint), $\theta_1 = -\theta_2 = \pi/2$ 하면 계면 균열모델이 되고, 양쪽 재료를 같게 하면 V--notch 모델이 되므로, 이 모델은 가장 응용범위가 넓다고 본다.

2.2 응력특성방정식의 해석

Fig. 1에 대해서 응력특이성을 결정하는 특성방정식은 Bogy⁽¹¹⁾에 의해 유도되었다. 접합계면단 근방의 응력장 σ_{ij} 는 계면단으로부터의 거리 r 에 의해 다음 식과 같이 된다.

$$\sigma_{ij} = \frac{\Gamma}{r^\lambda} f_{ij}(\theta) \quad (1)$$

여기서, Γ 는 응력특이성계수이고, $f_{ij}(\theta)$ 는 부하조건 및 형상에 의존하는 계수이다. 응력특이성지수 λ 는 θ_1 , θ_2 및 각 재료의 조합특성에 의해 결정되는 상수이다. 또한, λ 가 복소수로 되는 경우에는 다음 식과 같은 진동특이성의 응력장으로 된다.

$$\sigma_{ij} = \frac{\Gamma}{r^{1-\epsilon}} [c_1 \cos(\eta \ln r) + c_2 \sin(\eta \ln r)] \quad (2)$$

여기서, $1-\lambda = \xi + i\eta$ 이고, 이 응력특이성지수 λ 는 다음 식과 같은 특성방정식으로부터 구해진다.⁽¹¹⁾

$$A\beta^2 + 2Ba\beta + Ca^2 - 2D\beta - 2Ea + F = 0 \quad (3)$$

여기서, α , β 는 Dunders 파라미터이며, 다음 식과 같이 된다.

$$\alpha = \frac{\mu_1(k_2 + 1) - \mu_2(k_1 + 1)}{\mu_1(k_2 + 1) + \mu_2(k_1 + 1)}$$

$$\beta = \frac{\mu_1(k_2 - 1) - \mu_2(k_1 - 1)}{\mu_1(k_2 + 1) + \mu_2(k_1 + 1)} \quad (4)$$

$$k_i = \begin{cases} 3 - 4\nu_i & (\text{plane strain}) \\ \frac{3 - \nu_i}{1 + \nu_i} & (\text{plane stress}) \end{cases} \quad (i=1, 2) \quad (5)$$

$$\mu_i = \frac{E_i}{2(1 + \nu_i)}$$

여기서, ν_i , E_i , μ_i 는 각각 재료의 프와송비, 세로 탄성계수, 전단탄성계수를 의미한다. 또한, 식 (3)의 각 계수 A~F는 다음 식과 같이 표시된다.

$$\begin{aligned} A &= 4Q(\lambda, \theta_1)Q(\lambda, \theta_2) \\ B &= 2(1 - \lambda)^2[\sin\theta_1 Q(\lambda, \theta_2) + \sin\theta_2 Q(\lambda, \theta_1)] \\ C &= 4(1 - \lambda)^2[(1 - \lambda)^2 - 1]\sin^2\theta_1 \sin^2\theta_2 + Q(\lambda, \theta_1 - \theta_2) \\ D &= 2(1 - \lambda)^2[\sin^2\theta_1 \sin^2(\lambda, \theta_2) - \sin^2\theta_2 \sin^2(\lambda, \theta_1)] \\ E &= -D + Q(\lambda, \theta_2) - Q(\lambda, \theta_1) \\ F &= Q(\lambda, \theta_1 + \theta_2) \end{aligned} \quad (6)$$

여기서, Q는 다음 식과 같이 된다.

$$Q(\lambda, \phi) = \sin^2[\phi(1 - \lambda)] - (1 - \lambda)^2 \sin^2\phi \quad (7)$$

본 연구에서 특성방정식 (3)은 λ 에 관하여 비선형 방정식이므로, λ 가 실수로 되는 경우는 $0 < \lambda < 1$ 의 범위에서 만족할 수 있는 정도의 해가 얻어질 때까지 되풀이 되는 프로그램을 작성하여 구하였다. 또한, λ 가 복소근이 되는 경우에는 특성방정식을 실수부와 허수부로 분리하여 계산하였다.

3. 이종 접합재료의 경사이음에 대한 BEM 응력해석

3.1 이종 접합재료의 경사이음에 대한 해석모델
이종 접합재료의 상호조합 특성이 결정되면, 이 조건하에서 접합강도를 향상시키기 위한 목적으로 접합면을 경사시키는 경사이음을 일반적으로 적용하고 있다. 본 연구에서는 Fig. 2에서와 같이 $\theta_1 + \theta_2 = \pi$ 이고, $\theta = 0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 37^\circ, 42^\circ, 45^\circ, 60^\circ$ 에 대하여 Table 1과 같이 5종류의 이종재료를 상호조합하고, BEM 응력해석 및 응력특이성지수를 계산한 후, 그 유효성의 비교 검토와 응력특이성의 소멸조건에 대해서도 검토하였다.

이들 각 모델에 대하여 2차원 탄성 경계요소법을 적용하여 구한 접합계면상의 응력해석결과를 이용하여 응력특이성지수 λ 를 계산하고, 이론해석결과와 비교하였다. 고정밀도의 효율적인 응력해석과 응력특이성지수를 계산하기 위하여 BEM 프로그램

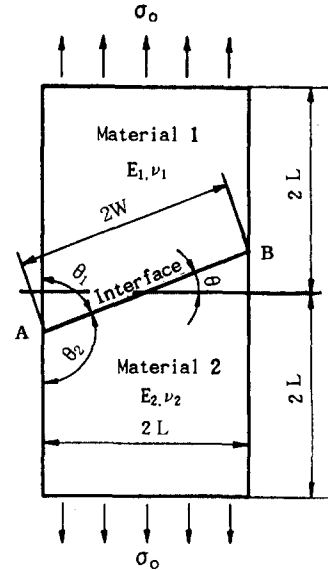


Fig. 2 Geometric configuration of scarf joint

Table 1 Mechanical properties of materials

No.	Materials	Young's modulus E(GPa)	Poisson's ratio, ν
1	SM45C	206	0.3
2	Al	70.3	0.345
3	Al ₂ O ₃	359	0.2
4	Si ₃ N ₄	304	0.27
5	Epoxy resin	4.93	0.33

내에는 자동요소 분할기능 및 프로세서 기능 등을 갖추었다.

3.2 이종 접합재료의 경사이음에 대한 BEM 응력해석

무균열 이종 접합재료에 균일분포하중이 작용할 때, 이종재료의 상호조합에 의한 접합계면상의 응력분포를 BEM으로 해석하고, 그 결과를 계면단에서의 거리에 따라 무차원하여 Fig. 3과 Fig. 4에 각각 나타내었다.

각 요소분할수는 일정하게 하고, 접합계면단의 응력분포를 고정밀도로 해석하기 위하여 계면단은 서브(sub)요소로 분할하였고, 평면변형률상태에서 해석하였다.

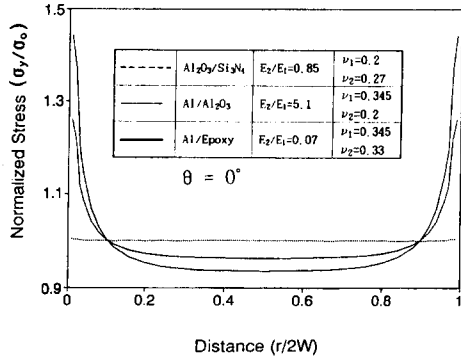


Fig. 3 Relationship between normal stress and a pair of bonded dissimilar materials

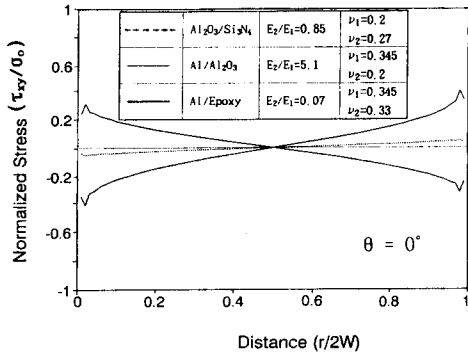


Fig. 4 Relationship between shear stress and a pair of bonded dissimilar materials

균질재의 경우는 수직응력 및 전단응력의 분포가 각각 일정하지만, Fig. 3과 Fig. 4에서와 같이 이종 재료의 접합계면단에서 재료의 조합특성인 탄성계수비의 변화에 따라 수직응력 및 전단응력이 무한대로 분포하는 응력집중현상이 존재하는 것이 일반적이다. 그러나, 이종재료의 상호조합 특성을 적절히 하면 응력분포가 완화되기도 하는 복잡한 분포 현상을 보여준다. 이종재료의 탄성계수의 비가 적을수록 계면단에서의 응력은 증가하는 특이성을 나타낸다.

Fig. 5와 Fig. 6에는 Al/Al₂O₃를 접합시킨 경우, 접합계면의 경사각 θ 의 변화에 대한 수직 및 전단 응력의 분포상태를 나타내었다. 두 재료의 탄성계수의 비가 일정하더라도 접합부의 각도변화에 따라 계면단에서의 응력이 증가, 또는 감소하는 복잡한 변화를 보여준다.

따라서 이러한 응력특이성을 충분히 고려하고, 정량적이고 효과적인 지배인자에 의한 접합강도를

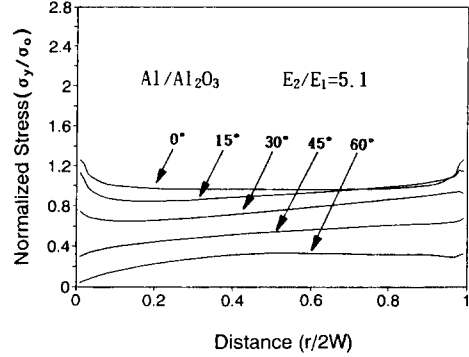


Fig. 5 Relationship between normal stress and scarf angle at the bonded interface (Al/Al₂O₃)

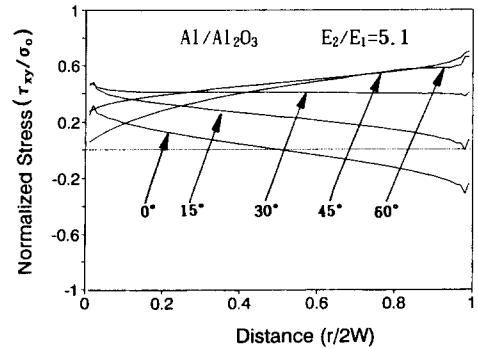


Fig. 6 Relationship between shear stress and scarf angle at the bonded interface

평가하기 위해서는 접합계면에 대한 고정밀도의 응력해석결과를 이용한 응력특이성지수의 해석을 한 후, 응력특이성계수를 적용한 정량적인 접합강도의 평가가 요망된다.

4. 응력특이성의 BEM 해석결과 및 고찰

4.1 응력특이성의 BEM 해석

Fig. 3~Fig. 6에 도시한 접합계면단에 대한 BEM 응력해석결과를 이용하여 응력특이성지수 λ 를 계산하였다. 접합계면단의 응력분포가 무한대로 되는 경향을 나타내므로, 계면단에서의 거리 r 에 대하여 수직 및 전단응력을 외삽하여 계면단에 대한 λ 를 계산하였다.

Fig. 7은 경사각 $\theta=15^\circ$ 의 경우 BEM 응력해석결과를 계면단에서의 거리 r 에 대하여 대수 그래프(log graph)에 도시하여 응력특이성지수를 구하는 방법을 나타낸 한 예이다. 이 때의 기울기가 응

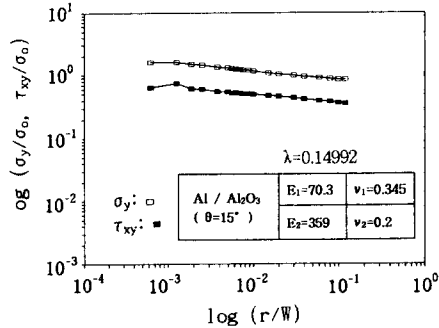


Fig. 7 Calculation of stress singularity index at a bonded interface edge

력특이성지수 λ를 나타낸다.

경사 접합이음의 경사각 θ=15°일 때, 응력특이성지수 λ의 이론해와 BEM 해석결과를 Table 2에 나타내었다. 표에서 α, β는 식 (4)에 나타낸 Dunders 파라미터이고, λ는 응력특이성지수이다. 응력특이성지수에서 밑줄을 친 값은 Boggy의 특성 방정식에서 구한 이론해이고, BEM(σ)와 BEM(τ)는 각각 BEM 해석에 의한 수직 및 전단응력을 사용하여 구한 응력특이성지수이다.

각 재료의 상호조합 특성에 대한 수직 및 전단응

력의 BEM 해석결과로부터 구한 양쪽 λ의 값이 이론해와 잘 일치하는 것을 알 수 있다.

Fig. 8은 재료의 조합특성이 일정할 경우, 경사각의 변화에 따른 λ의 변화를 나타낸 것이다. 재료의 조합특성이 일정하더라도 경사각의 변화에 따라 응력특이성이 복잡하게 변화하고, 어떤 경우에는 응력특이성이 소멸되는 경우도 나타났다.

따라서 경사이음의 경우 경사각을 적절히 변화시켜 응력특이성을 소멸시키면, 상대적으로 접합강도의 향상을 도모하는 접합설계도 가능하다고 본다.

4.2 응력특이성의 소멸조건

Dunders는 식 (3)~(7)의 특성방정식에서 θ₁=-θ₂=π/2인 맞대기이음(butt joint)에 대해서 응력특이성이 소멸되는 재료특성의 상호조합을 다음 식과 같이 표시하고 있다.⁽¹²⁾

$$\alpha(\alpha - 2\beta) \leq 0 \tag{8}$$

식 (8)은 이중재료의 상호조합에 대한 재료의 적합성 판정에 사용되는 식이다. 그러나 경사이음의 각도를 변화시키는 경우에는 적합의 좋고 나쁨이 변화하여, 그 반대로 될 가능성도 있다.

Table 2 Comparison of λ by theoretical and BEM analysis (θ=15°)

Materials	Young's modulus E(GPa)	Poisson's ratio, ν	Dunders parameter α, β	Stress singularity index, γ
SM45C	206	0.3	α : 0.47874 β : 0.100499	<u>Theoretical</u> : 0.024 BEM(σ) : 0.0249 BEM(τ) : 0.021
Al	70.3	0.345		
SM45C	206	0.3	α : -0.24584 β : -0.03657	<u>Theoretical</u> : 0.05656 BEM(σ) : 0.0568 BEM(τ) : 0.056
Al ₂ O ₃	359	0.2		
SM45C	206	0.3	α : 0.95229 β : 0.24086	<u>Theoretical</u> : 0.31547 BEM(σ) : 0.317 BEM(τ) : 0.33
Epoxy	4.93	0.33		
Al	70.3	0.345	α : -0.64828 β : -0.12908	<u>Theoretical</u> : 0.14992 BEM(σ) : 0.149 BEM(τ) : 0.152
Al ₂ O ₃	359	0.2		
Al	70.3	0.345	α : -0.60855 β : -0.12866	<u>Theoretical</u> : 0.135 BEM(σ) : 0.1345 BEM(τ) : 0.1358
Si ₃ N ₄	304	0.27		
Al	70.3	0.345	α : 0.87033 β : -0.221938	<u>Theoretical</u> : 0.24016 BEM(σ) : 0.245 BEM(τ) : 0.237
Epoxy	4.93	0.33		

이와 같은 경우는 식 (8)을 적용할 수가 없고, 새로운 응력특이성의 소멸조건을 고려하여야 한다. 따라서 θ_1 과 θ_2 의 변화에 따른 식 (3)의 특성방정식으로부터 응력특이성이 소멸되는 적합조건은 다음 식과 같이 된다.

$$\lambda \leq 0 \tag{9}$$

식 (9)로부터 응력특이성의 소멸조건인 실수근 $Re \lambda > 0$ 로 되는 근을 갖지 않도록 하는 구간을 구하였다. 즉, 응력특이성이 나타나고 소멸되는 경계를 명백히 하였다.

Fig. 8에서 경사각 $\theta=49^\circ \sim 54^\circ$ 와 $\theta=126^\circ \sim 80^\circ$ 일 때와, Fig. 10에서 경사각 $\theta=43^\circ \sim 45^\circ$ 와 $\theta=130^\circ \sim 180^\circ$ 에서는 $\lambda=0$ 이므로 응력특이성이 소멸되는 구간임을 쉽게 파악할 수 있다.

Fig. 9는 경사이음의 경사각이 일정한 경우, 재료의 탄성계수의 비에 대한 λ 의 변화를 도시한 것이다. 탄성계수의 비가 일정할 때, 경사각의 영향으로 λ 가 증가하기도 하고 감소하기도 한다. 또한

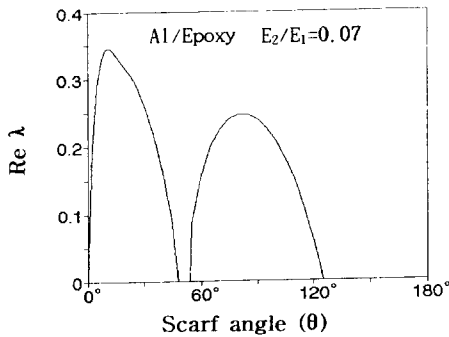


Fig. 8 Effects of scarf angles for stress singularity index at an interface edge (Al/Epoxy)

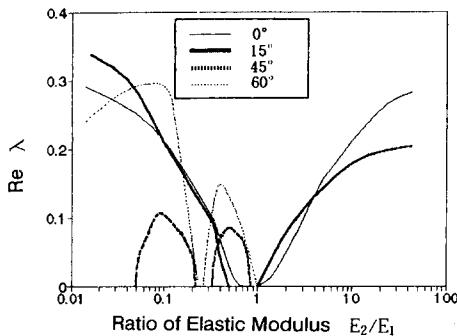


Fig. 9 Effects of elastic ratio on stress singularity index at an interface edge

경사각이 일정한 경우, 두 재료의 조합특성에 따라 λ 가 변화하므로 응력특이성이 소멸되는 현상을 쉽게 파악할 수 있다.

5. 실험

5.1 시험편의 기계적 성질

본 실험에서 사용된 재료는 알루미늄(aluminium) 판재와 구조접착제로 널리 사용되고 있는 에폭시 수지(epoxy resin)를 사용하였다. 에폭시 수지는 아랄다이트(Araldite; Ciba사 제품)로 주제인 프레 폴리머와 무수프탈산계인 경화제의 혼합형으로 혼합비는 중량비로 주제와 경화제를 10 : 3으로 하였다. 주제와 경화제의 혼합시 기포가 생기지 않도록 세심한 주의로 충분히 각반하였다.

알루미늄 판재와 에폭시 수지의 기계적성질은 정적실험을 실시하여 직접 구하였고, 그 결과를 Table 3에 나타내었다. 에폭시 수지의 기계적 성질의 측정실험은 시험편 제작시와 동일한 조건하에서 측정용 시험편을 제작한 후, 스트레인 게이지를 부착하여 실험적으로 구하였다.

Table 3 Mechanical properties of materials

Specimen materials	Mechanical properties	Young's modulus E(GPa)	Poisson's ratio ν
Al		65.56	0.3
Epoxy resin		3.165	0.37

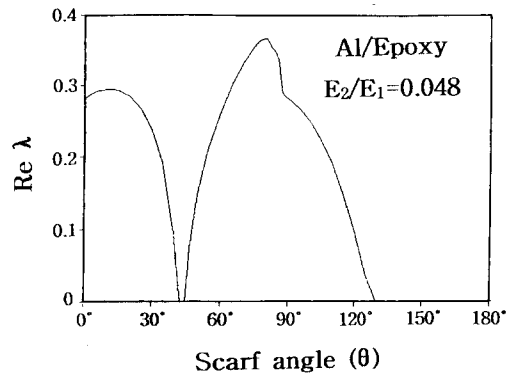


Fig. 10 Effects of scarf angles for stress singularity index at an interface edge (Al/Epoxy)

5.2 시험편에 대한 응력특이성지수의 해석

본 실험에서는 Fig. 2와 같이 $\theta_1 + \theta_2 = \pi$ 이고, $\theta = 0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 37^\circ, 42^\circ, 45^\circ, 60^\circ$ 의 7종류로 변화시켜 가면서 Table 3에 나타낸 알루미늄 판재와 에폭시 수지를 몰딩하여 접합시킨 시험편에 대해서 응력특이성을 BEM 해석하였다.

Fig. 10은 알루미늄 판재와 에폭시 수지를 사용한 Fig. 2의 모델에 대해서 응력특이성지수 λ 를 BEM 해석한 결과를 경사각의 변화에 따라 도시한 것이다.

경사각을 크게 하여 접합면적을 증가시키더라도 응력특이성지수 λ 는 일정한 변화 양상을 보이지 않고 경사각의 변화에 따라 복잡하게 변화하고, 어떤 경우는 $\lambda < 0$ 이 되어 응력특이성이 소멸되는 경우도 나타나는 것을 알 수 있다.

Fig. 8의 경우와 비교하면, 탄성계수의 비에 따라 응력특이성지수가 변화하는 양상이 다름을 알 수 있다. 각 재료의 상호조합 특성에 따른 응력특이성지수를 계산하여 이중재료의 접합강도를 평가할 필요성이 요망된다.

5.3 시험편의 제작

본 실험에서 사용한 시험편의 형상 및 치수는 Fig. 11과 같다. 그림에서 재료 1을 알루미늄 판재로, 재료 2를 에폭시 수지로 하고, 경사각의 각도를 $\theta = 0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 37^\circ, 42^\circ, 45^\circ, 60^\circ$ 로 변화시켜 가면서 접합시험편을 제작하였다.

시험편의 제작은 우선 알루미늄 판재를 소정의 치수로 기계가공한 후, 접합면을 #80의 샌드페이퍼로 거친 가공을 하고, #220의 샌드페이퍼로 충분히 연마하였다.

접합면은 아세톤으로 세정한 후, 물로 씻고 건조시켰다. 알루미늄 접합체를 형틀내에 고정시킨 후,

에폭시 수지로 몰딩하여 접합시험편을 제작하였다. 몰딩용 유리형틀과 접합시험편의 원활한 분리를 위하여 유리판에 물을 뿌리고, 그 위에 다시 셀로판지를 덮고 100°C로 예열하였다. 셀로판지가 충분히 건조되어 유리판에 밀착된 후, 이 유리판 위에 알루미늄 시험편을 올려 놓고 에폭시 수지의 유출을 막기 위하여 사방을 유리막대로 막고, 그 간극을 초산실리콘으로 실링(sealing)하였다.

에폭시 수지는 주재와 경화제를 10 : 3의 중량비로 따로 그릇에 담아 동결로 안에서 158°C가 될 때까지 녹인 후 혼합시켰다. 혼합시 불순물이나 기포가 생기지 않도록 잘 저어준 후, 노내에서 형틀에 주입하였고, 158°C의 노내에서 24시간 경화처리 한 후, 그대로 노냉시켰다.

노내의 온도가 상온으로 유지되었을 때, 형틀을 꺼내어 실톱을 사용하여 에폭시 수지쪽의 시험편을 가공하였다. 가공한 면은 다시 #220의 샌드페이퍼로 최종 마무리하여 Fig. 11과 같은 치수의 시험편이 되도록 제작하였다.

열응력 및 시험편 가공에 의한 잔류응력을 제거하기 위하여 각 시험편을 풀림(annealing)처리⁽¹⁴⁾하였다. 풀림처리에 의한 이중 접합재료에 대한 잔류응력의 완전한 제거는 곤란할 것으로 생각되지만, 본 연구에서는 열에 의한 잔류응력의 영향은 없는 것으로 간주하였다.

5.4 실험방법

시험기는 인스트론(Instron)형의 정적 재료시험장치(Model 4206)을 사용하였다. 용량 150 KN 시험기의 로드셀을 적절한 범위의 시험하중으로 설정한 후, 시험편이 파단될 때까지 정적파괴강도 실험을 실시하고, 그 과정을 X-Y 레코더에 기록하여 측정하였다.

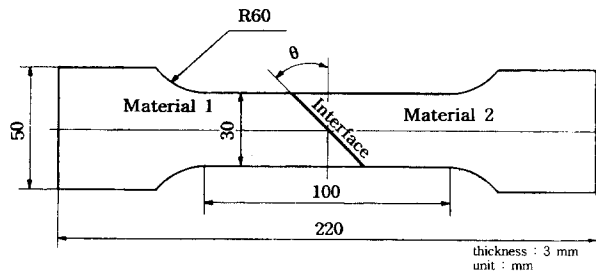


Fig. 11 Shapes and dimensions of bonded joint specimens

시험시 하중속도는 0.2 mm/min으로 일정하게 유지시켰다. 측정된 실험값은 각각 3개의 시험편에 대한 평균값으로 하였다.

6. 실험결과 및 고찰

6.1 종래의 접합강도 평가법의 문제점

접합이음의 경사각을 변화시켜 접합단면적을 증가시켜 가면서 실시한 정적파괴 응력의 평균값을 Fig. 12에 나타내었다. 그림에서 평균값은 상당히 큰 편차를 나타내는 것을 알 수 있다. 이것은 접합 또는 접착실험에서 나타나는 일반적인 현상이다.

또한, 본 실험에서 이중 접합재료의 파괴거동은 계면파괴 또는 모재인 에폭시 수지 쪽으로의 파괴가 지배적이었으며, 경사각의 변화에 따라 이러한 파괴거동은 차이를 나타내었다. 따라서 이러한 파괴경로에 의한 파괴기구의 차이에 따라 Fig. 12에 도시한 평균응력값의 편차가 커지는 것을 알 수 있었고, 같은 조건에서 계면파괴의 경우가 모재파괴의 경우보다 낮은 응력값을 보여주었다.

경사각이 0°인 경우보다 15°인 경우가 접합단면적은 증가하지만, 접합파괴응력의 값은 다소 감소하다가 $\theta=30^\circ\sim 45^\circ$ 에서는 접합파괴응력의 값이 급격히 증가한다. 그러나 경사각이 $\theta=60^\circ$ 로 증가하면 단면적도 증가하지만, 접합파괴응력은 오히려 급격히 감소하는 경향을 보여준다. 이러한 현상은 균질재의 경우 단면적의 변화에 관계없이 일정한 응력을 나타내는 것과는 달리, 접합이음의 경우, θ 가 변화하여 접합면적이 변화함에 따라 계면단의 응력특이성의 영향으로 접합응력은 증가하기도 하

고, 감소하기도 하는 복잡한 양상을 띄게 된다.

이러한 현상은 Fig. 10의 응력특이성지수 λ 와 Fig. 12의 접합파괴응력을 동시에 비교·검토하면 쉽게 파악할 수 있다. 그림에서 경사각 θ 에 대한 응력특이성지수 λ 가 $\theta=0^\circ, 15^\circ$ 인 경우가 $\theta=45^\circ$ 인 경우보다 상당히 크고, $\theta=30^\circ$ 인 경우보다 크기 때문에 θ 에 대한 접합파괴응력은 매우 감소하는 것을 알 수 있다.

실제 실험에서 축방향 최대 접합파괴하중은 경사각 θ 가 증가함에 따라 증가하지만, 최대 접합파괴응력 σ_{max} 은 접합계면단에 대한 응력특이성지수 λ 에 관계하므로, 접합이음의 파괴강도는 λ 가 증가함에 따라 감소하는 경향을 나타내었다.

또한, 앞서 설명한 파괴경로의 설명도 경사각의 변화에 따라 설명하는 것보다는 λ 의 값에 따라 잘 특징지어진다. 즉, λ 가 클 경우는 응력특이성이 크므로 계면파괴의 경향이 짙고, λ 가 작은 경우는 접합강도가 크므로 모재가 파괴되는 경향을 보여주었다.

따라서, 이중 접합재료의 강도평가는 λ 를 고려하지 않고서는 효과적인 평가가 곤란하고, 종래의 평균응력에 의한 접합강도 평가방법은 충분한 강도 평가방법으로 보기는 어렵고, (9,13) 고정밀도의 접합강도를 평가하기 위해서는 응력특이성지수 λ 를 고려한 강도평가가 요망된다.

6.2 이중 접합재료의 강도평가방법의 제안

Fig. 13은 실험에서 직접 측정된 Fig. 12의 접합이음에 대한 축방향 최대 접합파괴응력 σ_{max} 을 Fig. 10에 나타낸 BEM 해석에 의한 응력특이성지

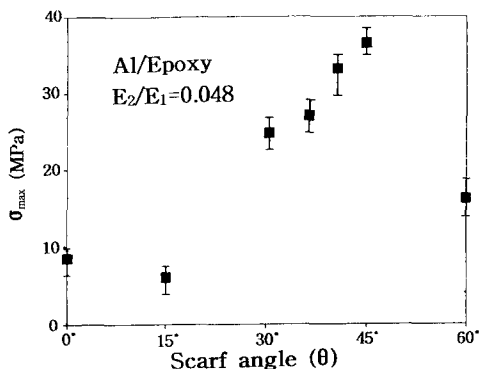


Fig. 12 Experimental fracture strength for scarf angle of bonded joints in dissimilar materials

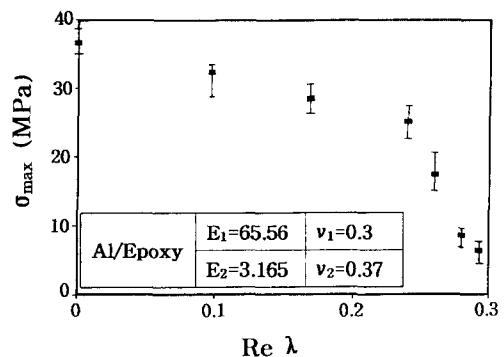


Fig. 13 Experimental fracture strength for stress singularity index of the bonded joints in dissimilar materials

수 λ 에 대하여 도시한 것이다.

Fig. 12에서 복잡하게 변화하는 σ_{max} 의 결과들을 λ 에 관하여 나타내면, Fig. 13에서와 같이 λ 의 값이 증가함에 따라 식 (1)에서와 같이 감소하는 경향을 잘 나타내고 있다. 그림에서와 같이 λ 의 값만 알게 되면 접합과피응력을 직접 구할 수 있으므로 고정밀도의 접합과피강도의 예측도 가능하다. 또한, Fig. 13의 각 시험편에 대한 최대 접합과피응력 σ_{max} 을 식 (1)에 대입하여 Γ_{cr} 를 구하고, 그 계산결과를 최소자승법으로 정리하여 Fig. 14에 도시하였다.

Fig. 14의 결과로부터 이종재료의 접합이음에 대한 파괴기준의 파악이 가능하고, 접합이음에 대한 정량적인 접합강도의 평가도 가능하다. 즉, 이종 접합재료의 파괴기준은 작용하중에 의한 Γ 와 Al/Epoxy 접합이음에 대한 임계 응력특이성계수 Γ_{cr} 의 값을 비교하여, 다음 식에서 결정된다.

$$\Gamma \geq \Gamma_{cr} \tag{10}$$

Al/Epoxy 접합이음의 경우, Fig. 14에서 λ 에 대한 Γ 의 값이 Γ_{cr} 값의 곡선 아래에 있으면 파괴되지 않고 안정되며, $\Gamma \geq \Gamma_{cr}$ 이면 파괴를 초래한다. 이러한 파괴기준을 파악하면 이종재료의 접합이음에 대한 고정밀도의 접합과피강도의 평가 및 예측도 용이하다.

또한, 본 연구에서 얻어진 접합강도 평가방법은 타 접합이음은 물론, 특히 세라믹/금속 등의 이종 접합재료의 강도평가에도 확대 적용 가능할 것으로 기대된다.

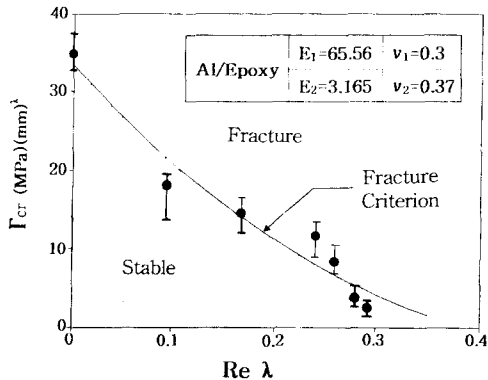


Fig. 14 Fracture criterion for the bonded joints of dissimilar materials (Al/Epoxy)

7. 결 론

이종 접합재료에 대한 접합강도를 평가하기 위하여 재료의 상호 조합특성 및 접합면의 경사가 변화에 따른 접합계면단의 응력특이성을 BEM 해석하고, 정적과피실험을 실시한 후, 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 이종 접합재료의 계면에 대한 고정밀도의 BEM 응력해석과 계면단에 대한 응력특이성의 파악을 명백히 하였다.

(2) BEM 응력해석 결과를 이용하여 접합계면단에 대한 응력특이성지수 λ 를 구하였고, 그 계산결과는 이론해와 잘 일치하였으며, λ 를 이용하여 응력특이성계수 Γ 를 구하는 방법을 제안하였다.

(3) 이종 접합재료의 상호 조합특성 및 접합면의 경사가 변화에 따른 접합계면단에 대한 응력특이성지수 λ 의 파악이 가능하고, 이들에 대한 λ 의 소멸구간을 분명히 하였다.

(4) 응력특이성지수 λ 를 광범위하게 변화시킬 수 있는 이종재료 접합이음 시험편의 제작이 가능하였고, 접합강도는 λ 에 밀접한 관계가 있는 것을 명백히 하였다.

(5) 시험편의 형상 및 치수, 부하조건에 의존하지 않는 응력특이성계수 Γ 를 사용하여 무균열 이종 접합재료에 대한 파괴기준의 설정 및 고정밀도의 정량적인 강도평가 방법을 제안하였다.

(6) 본 연구에서 얻어진 이종 접합재료의 강도평가 방법을 이용하여 세라믹/금속의 접합 및 접착이음 등에 대한 파괴기준의 설정 및 강도평가가 가능할 것으로 기대된다.

참고문헌

- (1) 鄭南龍 外 3人, 1990, “接着継手の混合モード破壊基準,” 材料, 39卷, 443號, pp. 1095~1100.
- (2) 小林 外 3人, 1989, “セラミックス/金屬接合強度の力學的評價,” 日本機械學會論文集(A), 55卷, 512號, pp. 750~755.
- (3) 剛本 外 4人, 1992, “セラミックス/金屬接合體の強度評價,” 材料, 39卷, 447號, pp. 73~77.
- (4) 結城 外 4人, 1993, “混合モード界面き裂の破壊試験とその評價,” 日本機械學會論文集(A), 59卷, 557號, pp. 74~80.

- (5) 服部, 1990, “應力特異場 パラメータを用いた接着継手の強度評價,” 日本機械學會論文集(A), 56卷, 523號, pp. 618~623.
- (6) 정남용 외 2인, 1994, “이중접합재에 대한 응력 및 응력세기계수의 경계요소해석,” 대한기계학회 춘계학술대회논문집(I), pp. 316~319.
- (7) 정남용, 오봉택, 1994, “이중재 경사아음의 접합계면단에 대한 응력특이성계수의 해석,” 대한기계학회 추계학술대회논문집(I), pp. 409~412.
- (8) 정남용 외 2인, 1994, “이중재료 단순겹치기 접합아음에 대한 응력특이성의 해석,” 한국자동차공학회 추계학술대회논문집(II), pp. 417~423.
- (9) 정남용, 오봉택, 1995, “응력특이성을 고려한 이중접합재의 강도평가,” 대한기계학회 춘계학술대회논문집(I), pp. 642~645.
- (10) 久保, 大路, 1991, “自由縁應力特異性を消失させるための異種材料接合端の幾何學的條件,” 日本機械學會論文集(A), 57卷, 535號, pp. 632~636.
- (11) Bogy, D. B., 1975, “The Plane Solution for Joined Dissimilar Elastic Semistrips under Tensions,” *J. Appl. Mech.*, Vol. 42, pp. 93~98.
- (12) Dunders, J., 1969, “Discussion of Edge-Bonded Dissimilar Orthogonal Elastic Wedges under Normal and Shear Loading,” *J. Appl. Mech.*, Vol. 36, pp. 650~652.
- (13) 정남용, 1992, “접착아음의 강도평가에 관한 연구(제1보),” 대한기계학회논문집, 제16권, 제4호, pp. 667~674.
- (14) 辻二郎, 西田正孝, 河田行三, 1965, “光弾性實驗法,” 日刊工業, pp. 107~110.