

DCB 접착이음에 대한 응력세기계수의 해석 및 파괴인성의 평가

정남용* · 이명대** · 강삼근***
(1999년 7월 2일 접수)

Analyses of Stress Intensity Factors and Evaluation of Fracture Toughness in Adhesively Bonded DCB Joints

Nam Yong Chung, Myung Dae Lee and Sam Geun Kang

Key Words: Adhesively Bonded Joint(접착이음), Interface Crack(계면균열), Mixed Mode Separation(혼합모드 분리), Double-Cantilever Beam(이중 외팔보), Stress Intensity Factor(응력세기계수), Energy Release Rate(에너지 방출률), Boundary Element Method(경계요소법)

Abstract

In this paper, an evaluation method of fracture toughness to apply interfacial fracture mechanics was investigated in adhesively bonded double-cantilever beam (DCB) joints. Four types of adhesively bonded DCB joints with an interface crack were prepared for analyses of the stress intensity factors using boundary element method(BEM) and the fracture toughness test. From the results of BEM analysis and fracture toughness experiments, it is found that the stress intensity factor, K_I is a parameter driving the fracture of adhesively bonded joints. Also, the evaluation method of fracture toughness by separated stress intensity factors of mixed mode cracks was proposed and the influences of mode components for its fracture toughness are investigated in adhesively bonded DCB joints.

1. 서론

비용접성 이종재료의 동시접착이 가능한 구조 접착은 자동차를 비롯하여 항공기, 우주선, 선박, 철도차량, 반도체 등의 각종 산업분야에 그 활용이 날로 증가하고 있다. 이러한 접착구조체의 접착체(adherend)와 접착체의 계면단(interface edge)은 응력특이점(stress singular point)이 되어 이곳을 기점으로 초기 균열이 발생하고, 접착계면을 따

라 균열이 진전하는 계면파괴의 양상을 나타내는 것이 일반적이다. 이와 같은 접착 구조체의 계면 균열(interface crack)에 의한 파괴는 항상 혼합모드(mixed mode) 파괴형태로 되고, 이 혼합모드 성분의 비는 접착강도에 밀접한 영향을 주기 때문에 이들 혼합모드 성분을 정밀도 높게 분리해석하고, 혼합모드의 각 모드 성분에 의한 접착 구조체의 계면균열에 대한 파괴인성(fracture toughness)을 평가하는 것은 매우 중요하다.^(1,2)

접착이음의 계면균열에 의한 계면 파괴기준(fracture criterion)의 설정^(1,3) 및 파괴강도의 평가 방법⁽⁴⁻⁷⁾에 대한 다수의 연구결과가 발표되고 있다. 그러나 접착이음의 계면파괴를 지배하는 파괴역학 인자의 검토, 계산 및 혼합모드 성분의 분리·평가방법에 관한 연구가 이루어지지 않아

* 회원, 숭실대학교 기계공학과

** 회원, 숭실대학교 대학원(동서울대학 기계설계과)

E-mail: leemd@haksan.dsc.ac.kr

TEL : (0342)720-2051 FAX : (0342)720-7040

*** 회원, 숭실대학교 대학원 기계공학과

그에 관한 연구가 요구되고 있다.^(1,6-9) 또한, 접착이음의 계면균열에 대한 파괴인성의 평가가 요망되고 있지만, 이에 대한 실험 및 평가방법이 명확히 제시되고 있지 않기 때문에 이들에 대한 연구의 필요성이 시급히 요청되고 있는 실정이다. 특히, 균질재의 혼합모드 균열의 경우 파괴는 모드 I 성분에 지배적인 영향을 받는 것으로 알려져 있지만, 접착이음의 계면균열에 의한 파괴를 지배하는 정량적인 인자의 검토와 이들 인자가 파괴인성에 미치는 영향에 관한 연구결과는 발표되지 않고 있다.

따라서, 본 논문에서는 접착이음의 계면균열에 대한 혼합모드 성분이 변화하는 4종류의 DCB (double-cantilever beam) 시험편을 고안·제작하여 계면균열 파괴인성 시험과 경계요소법(boundary element method; BEM)에 의한 계면균열에 대한 응력해석을 수행하였다. 또한, 경계요소법에 의한 이들 응력해석 결과를 이용하여 응력세기계수를 분리 계산하고, 이들 응력세기계수를 이용한 혼합모드 계면파괴 인성치의 분리 및 평가방법을 제시하고, 계면균열에 대한 혼합모드의 각 성분 및 성분의 비가 파괴인성에 미치는 영향을 검토하였다.

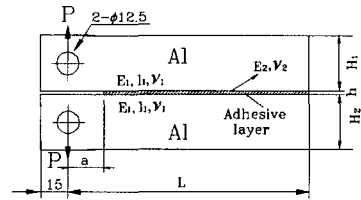
2. 시험편 및 실험방법

2.1 시험편의 형상 및 치수

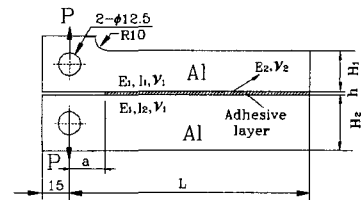
시험편의 접착체는 균질재인 알루미늄이고, 접착제는 구조접착제로 널리 사용되고 있는 에폭시계 세메다인(Cemadine; Ced.) 1500을 사용하였다. 접착체와 접착제의 기계적 성질은 실험에서 직접 구하였고, 그 결과는 Table 1과 같다

시험편의 형상 및 치수는 접착이음의 혼합모드 계면균열에 대한 파괴인성의 평가방법 및 혼합모드의 각 성분이 파괴에 미치는 영향을 분리·평가

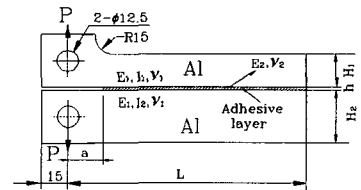
하기 위하여 혼합모드 성분이 변화하는 DCB 접착 시험편을 고안·제작하였다. DCB 접착 시험편에 대한 접착체의 높이를 변화시켜 4개의 형태 (Type)로 구분하였고, 각 시험편의 형상 및 치수는 Fig. 1과 같이 하였다.



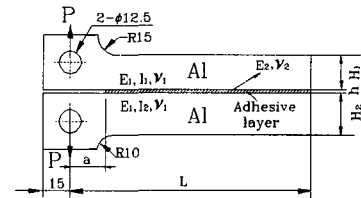
(a) Type 1



(b) Type 2



(c) Type 3



(d) Type 4

Table 1 Mechanical properties of adherend and adhesive

| Mechanical properties | | Young's modulus E (GPa) | Poisson's ratio ν |
|-----------------------|---------------|----------------------------|--------------------------|
| | | | |
| Adherend | Aluminum | 65.56 | 0.32 |
| Adhesive | Cemadine 1500 | 2.06 | 0.4 |

| Size Specimens | Height | | Length L | Width B |
|-------------------|----------------|----------------|-------------|------------|
| | H ₁ | H ₂ | | |
| Type 1 | 29 | 29 | 135 | 15 |
| Type 2 | 20 | 29 | | |
| Type 3 | 15 | 29 | | |
| Type 4 | 15 | 20 | | |

unit : mm

Fig. 1 Shapes and dimensions of adhesively bonded DCB specimens

2.2 시험편의 제작

시험편에 대한 접착체는 알루미늄 판재를 Fig. 1과 같은 형상과 치수로 밀링 가공하고, 접착면을 #220의 사포(sand paper)로 최종 다듬질하였다. 가공된 알루미늄 접착체를 아세톤으로 세정하고, 물로 세척한 후 건조시켜 접착제로 접착하였다. 접착체는 주체와 경화제의 혼합형인 세메다인 1500을 사용하였고, 주체와 경화제의 혼합비는 1:1의 중량비로 혼합하였다. 접착체는 기포가 생기지 않도록 충분히 혼합시킨 후 인공 예비균열의 성형을 용이하게 하고, 접착층의 두께를 일정하게 유지시키기 위하여 0.2 mm 두께의 테플론 필름을 시험편 접착부위의 끝단에서 2mm가량 되도록 시험편의 상하면 사이에 삽입하였다. 또한, 접착압력을 일정하게 유지시키기 위하여 접착한 DCB 시험편을 지그에 고정한 상태로 전기로 내에서 60℃로 2시간 동안 경화시켰다.

2.3 실험방법

시험기는 인스트론(Instron)형을 사용하여 핀하중을 작용시키고, 하중속도는 0.05 mm/min으로 하고, 변위제어 방식으로 실험하였다. 하중-변위선도는 X-Y 레코더를 사용하여 기록하고, 하중점의 변위는 클립 게이지를 사용하여 측정하였다. 하중-변위선도는 하중을 0인 상태에서 서서히 증가시켜 가면서 균열이 진전하면, 하중을 다시 서서히 제거하여 하중이 0인 상태로 되돌린 후 초음파 탐상기를 사용하여 균열길이를 측정하였다. 이러한 방법으로 실험을 반복하여 1개의 시험편을 사용하여 4~6개의 하중-변위선도를 그리는 방법으로 실험을 계속하였다.

균열길이의 측정은 이동식 현미경을 사용하여 100배로 확대 측정하여 보았지만, 접착체인 알루미늄과 접착제 사이의 계면균열 선단이 명확히 구별되지 않아 균열길이를 정확히 측정하는 것은 매우 곤란하였다. 따라서, 균열길이의 측정 정밀도를 높이기 위하여 초음파 탐상기를 이용하였다. 사용된 초음파 탐상기는 USK 7D이고, 탐촉자는 수직탐촉자를 이용하였다.

3. DCB 접착이음의 계면균열에 대한 응력세기계수의 해석

3.1 응력해석 모델

Fig. 2는 균질재료인 알루미늄을 접착체로 하고, 이것을 에폭시계 구조접착체인 세메다인 1500으로 접착시킨 Al/Ced./Al의 DCB 접착이음에 대한 Type 1의 해석모델의 한 예로 나타낸 것이다. 이들 해석모델은 실제의 접착 DCB 시험편의 치수를 1/2로 축소한 것으로 접착층의 길이 $L=67.5$ mm, 접착층의 두께 $h=0.6, 1, 2$ mm로 변화시켜 접착층의 두께에 대한 계면균열 응력세기계수의 영향을 검토하였다. 경계요소법에 의한 DCB 접착 시험편의 응력해석용 모델인 Type 1~4까지는 접착층 두께 $h=1$ mm로 하고, 응력해석에 사용한 재료의 기계적 성질은 Table 1의 실험결과를 이용하였다.

본 해석에서 이용한 경계요소법은 Kelvin의 기본해를 사용한 2차원 탄성해석이고, 모델의 요소분할은 Fig. 2와 같이 접착체를 2개 영역, 접착층을 1개 영역으로 하여 모델 전체를 3개의 영역으로 하고, 전체의 절점 수는 326개로 분할하였다.

각 시험편에 대한 균열의 길이를 변화시켜 가면서 균열선단의 응력해석을 하고, 이 해석결과를 이용하여 응력세기계수를 계산하였다.

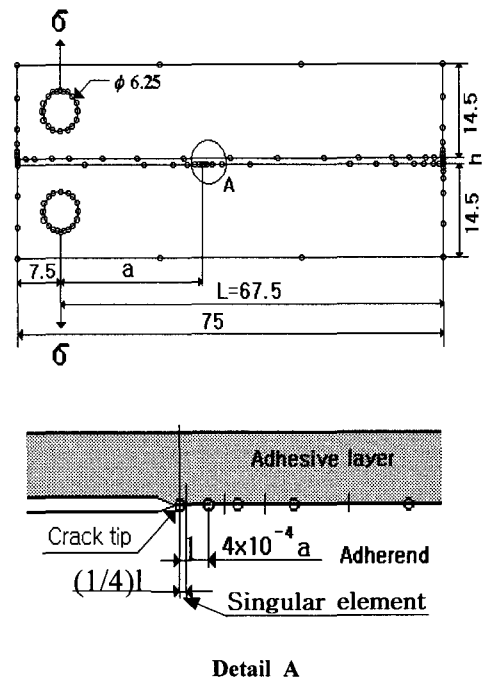


Fig. 2 Typical mesh pattern of BEM model (Type 1)

3.2 계면균열에 대한 응력세기계수

Fig. 3과 같이 표면력이 자유인 경계조건을 갖는 이종재료 접착계면에 대한 혼합모드 계면균열은 $\theta=0$ 일 때, 균열선단으로부터의 거리가 r 인 경우 응력분포는 다음 식과 같이 표시된다.⁽¹⁾

$$\sigma_y + i\tau_{xy} = \frac{(K_I + iK_{II})}{\sqrt{2\pi r}} \left(\frac{r}{l}\right)^{ie} \quad (1)$$

$$\epsilon = \frac{1}{2\pi} \ln \left[\frac{k_1\mu_2 + \mu_1}{k_2\mu_1 + \mu_2} \right] \quad (2)$$

$$k_j = \begin{cases} 3 - 4\nu_j & (\text{평면변형률}) (j=1,2) \\ (3 - \nu_j)/(1 + \nu_j) & (\text{평면응력}) \end{cases} \quad (3)$$

여기서 σ_y , τ_{xy} 는 각각 수직 및 전단응력 성분이고, K_I 과 K_{II} 는 각각 계면균열에 대한 복소 응력세기계수로서, 균질재의 균열에 대한 순수 모드 I과 모드 II의 응력세기계수 K_I , K_{II} 와는 다르고, 항상 혼합모드 균열로 존재하고, K_I , K_{II} 와 직접적인 대응은 되지 않는다. 또한 ϵ 은 이종재료 정수(bimetallic constant), μ 는 전단탄성계수, ν 는 푸와송의 비이고, 첨자는 각각의 재료를 의미한다. 식 (1)에서 l 은 기준길이로써 균열의 길이를 사용할 것이 추천된다.⁽¹⁾

접착이음의 계면균열에 대한 파괴역학 인자에 의한 파괴인성을 평가하기 위해서는 K_I 과 K_{II} 의 분리가 우선적으로 필요하다. 접착이음의 계면균열에 대한 응력세기계수 K_I 과 K_{II} 의 해석은 계면균열의 진동 응력특이성이 발생하는 균열선단을 제외한 부분의 경계요소 응력해석 결과를 이용

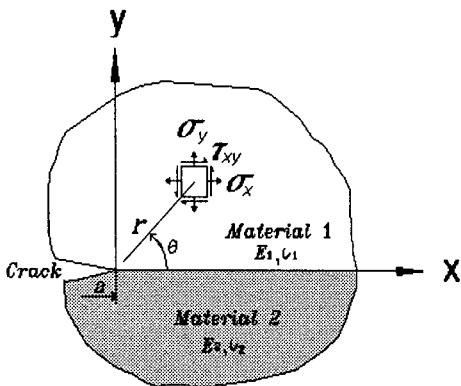


Fig. 3 Crack-tipstress field in adhesively bonded joint

하여 다음 식과 같이 외삽에 의하여 혼합모드 균열의 응력세기계수를 각 모드 성분으로 분리하여 구하였다.^(1,6,7)

$$K_I = \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2\pi r} (\sigma_y \cos Q + \tau_{xy} \sin Q) \quad (4)$$

$$K_{II} = \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2\pi r} (\tau_{xy} \cos Q - \sigma_y \sin Q) \quad (5)$$

$$Q = \epsilon \ln(r/a) \quad (6)$$

또한, 무차원화 응력세기계수는 다음 식으로 정의된다.

$$F_j = K_j / \sigma \sqrt{\pi a} \quad (j=1,2) \quad (7)$$

여기서 σ 는 작용응력이고, a 는 균열길이이다.

3.2 계면균열에 대한 응력세기계수의 해석 및 정밀도 검증

계면균열에 대한 응력세기계수의 해석에 대한 본 경계요소법 프로그램의 정밀도를 검증하기 위하여 이종재료가 접합된 편축 계면균열이 존재하는 인장 시험편에 대한 응력해석을 하고, 이 해석결과를 이용하여 응력세기계수를 식(4)~(7)에서 구하였다. 이때 사용된 이종재료 접합 계면균열의 모델 및 구속조건은 Fig. 4와 같다.

Fig. 4의 모델에 대한 본 해석결과와 Yuuki⁽¹⁰⁾의 해석결과를 비교하여 Table 2에 나타내었다. 이때, Yuuki의 해석결과는 Hetenyi의 기본해를 이용한 것이다. 본 해석은 Kelvin의 기본해를 이용한 것으로 혼합모드의 무차원화 응력세기계수는 $F (= K/\sigma\sqrt{\pi a})$ 이고, F 를 각 모드 성분으로 분리한 응력세기계수 F_I 과 F_{II} 를 각각 구하고, 이들을 이용하여 $F (= \sqrt{F_I^2 + F_{II}^2})$ 로 다시 계산하여 Yuuki의 해석결과와 비교하였다. 여기서, 탄성계수의 비 $E_1/E_2=1.0, 4.0, 10.0$ 으로 하고, 푸와송의 비 $\nu_1=\nu_2=0.3$ 이고, $W=30$ mm, 균열길이에 대한 폭 W 의 비 $a/W=0.3$ 으로 하여 평면응력 상태에서 계산하였다. 본 경계요소법에 의한 혼합모드 응력세기계수 F 와 Yuuki의 해석결과는 $(-0.54 \sim -0.71)\%$ 이내로 잘 일치하였다. 또한, 이들에 대한 해석해는 아직까지 알려지지 않고 있지만, $E_1/E_2=1.0$ 인 균질재의 경우의 해석해⁽¹¹⁾와 본 해석결과와는 -0.12% 로 매우 잘 일치하였다.

3.3 DCB 접착 계면균열에 대한 응력세기계수의 해석결과

Fig. 1의 Type 1과 같은 DCB 접착 시험편에 대한 응력세기계수의 정밀도를 검증하기 위하여 비교할 직접적인 연구결과가 없으므로 우선 접착층의 두께가 없는(h=0) 균질재 DCB 모델의 응력세기계수를 계산하여, Srawley의 식⁽¹¹⁾ 및 Kanninen의 식⁽¹²⁾과 비교하기 위하여 Fig. 5에 나타내었다. 균질재 DCB 모델의 K_I 에 대한 Srawley의 식⁽¹¹⁾은 다음과 같다.

$$K_I = \frac{P a}{B\sqrt{H_2^3}} (3.46 + 2.38H_2/a) \quad (8)$$

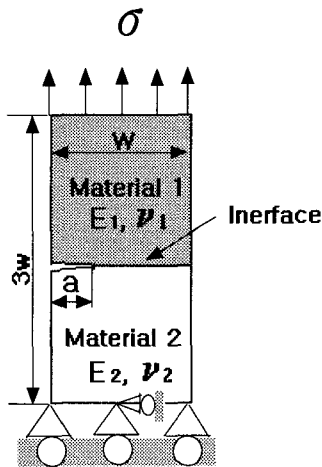


Fig. 4 Model of interface crack in bonded dissimilar materials

Table 2 Stress intensity factor for interface crack in bonded dissimilar materials

(Plane stress, $\nu_1 = \nu_2 = 0.3$, $a/W = 0.3$)

| E ₁ /E ₂ | F | | F | |
|--------------------------------|----------------|----------------|------------------------------------|------------------------------------|
| | F ₁ | F ₂ | (F ₁ , F ₂) | (F ₁ , F ₂) |
| Methods | | | | |
| Analytical | 1.66 | - | - | - |
| BEM(Yuuki) | - | 1.678 | 1.669 | 1.693 |
| BEM(Our) | 1.658 | - | (8.75, -1.47) | (8.80, -1.59) |
| Difference(%) | -0.12 | -0.54 | - | -0.71 |

또한, Kanninen의 식⁽¹²⁾은 다음과 같이 된다.

$$K_I = 2\sqrt{3} \frac{P a}{B\sqrt{H_2^3}} (1 + 0.64H_2/a) \quad (9)$$

그리고, Fig. 5에서 접착층의 두께 h=0인 균질재의 DCB 모델의 경계요소 해석결과(●)와 Srawley의 식 (8) 및 Kanninen의 식 (9)의 결과를 비교하면 매우 잘 일치하는 것을 알 수 있다.

또한, Fig. 5는 Type 1에 대하여 접착층의 두께 h=0, 0.6, 1, 2 mm로 변화시키고, 접착길이 a=10, 15, 20, 25, 30, 35, 40 mm의 7종류로 변화시켜 가면서 해석한 Al/Ced./Al의 접착이음 모델에 대한 무차원화 응력세기계수 F₁, F₂를 a/H₂에 대하여 나타낸 것이다.

이때, 무차원화 응력세기계수는 다음 식으로 표시된다.

$$F_1 = B\sqrt{H_2}K_I/P \quad (10)$$

$$F_2 = B\sqrt{H_2}K_{II}/P$$

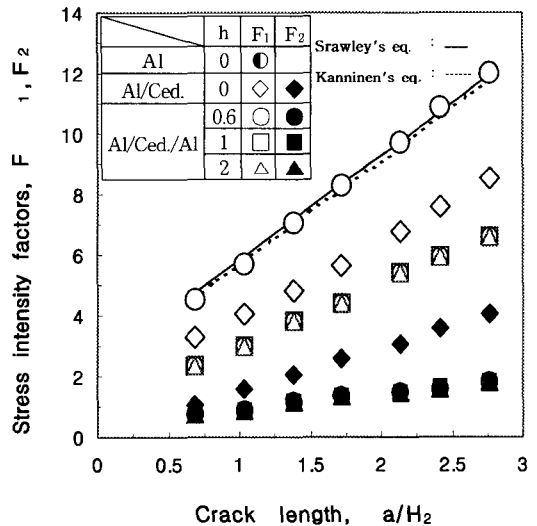


Fig. 5 Relation between stress intensity factor and crack length (Type 1)

접착층의 두께가 없는 Al/Ced.의 이종재료를 몰딩 접합시킨 DCB 모델에 대한 무차원화 응력세기계수 $F_1(\diamond)$ 과 $F_2(\blacklozenge)$ 도 균열길이가 길어질수록 선형적으로 증가한다. 이 경우 이종재료의 F_1 은 균질재의 $F_1(=F_1)$ 보다 상당히 감소하고 F_2 가 존재한다. 접착층이 없는 균질재 DCB 모델과 Al/Ced.의 이종재료를 몰딩 접합시킨 DCB 모델에 대한 F_1 의 값이 크게 감소하는 것은 이종재료의 탄성계수 등의 물성치 차이에 의한 영향과 F_2 가 새롭게 발생하기 때문이다.

또한, Al/Ced./Al의 DCB 접착 모델에 대한 F_1 과 F_2 는 Al/Ced. 이종재료를 몰딩 접합시킨 DCB 모델의 F_1, F_2 의 값보다 더욱 감소하는데, 이러한 현상은 재료의 조합방법에 따른 물성치의 차이와 접착강도의 감소에 의한 영향으로 본다. 그러나, 접착층의 두께가 $h=0.6\sim 2$ mm까지 증가하더라도 응력세기계수의 값은 거의 변화하지 않는 경향을 나타낸다. 따라서, 응력세기계수는 본 연구의 실험에서 사용한 접착층의 두께가 0.2 mm인 경우도 본 모델의 접착층의 두께가 1 mm인 경우와 별 차이가 없는 것으로 간주하였다.

Fig. 6은 접착층의 두께 $h=1$ mm인 Type 1~4에 대한 경계요소 수치해석 결과를 이용한 응력세기계수를 다음 식에서 무차원화 하여 균열길이의 비 a/L 에 대하여 나타낸 것이다.

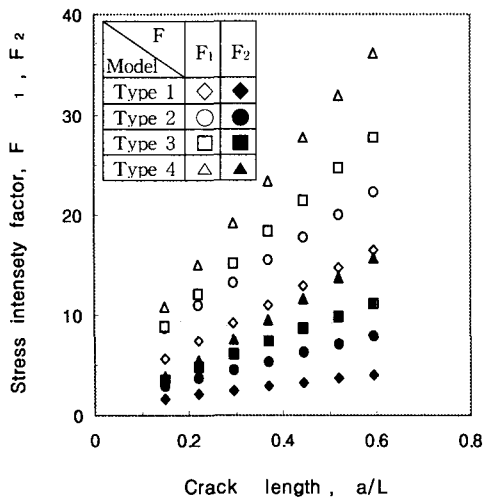


Fig. 6 Relation between stress intensity factor and crack length ($h=1$ mm)

$$F_1 = B\sqrt{LK_1}/P \tag{11}$$

$$F_2 = B\sqrt{LK_2}/P$$

각 모델에 대한 무차원화 응력세기계수 F_1, F_2 는 균열길이가 길어질수록 거의 선형적으로 증가한다. 또한, F_1 은 균열길이가 길어짐에 따라 급격히 증가하지만, F_2 는 F_1 보다는 증가폭이 미소하게 변화한다. 각 모델에 대한 F_1 과 F_2 의 크기는 Type 1~4의 순서로 증가폭도 점점 커지고 있다. 이러한 현상은 각 시험편의 형상을 보면 Type 1~3은 H_2 가 일정하고, H_1 은 작아져서 시험편의 굽힘 변형이 더욱 쉬워지기 때문이고, Type 4는 H_1 과 H_2 가 상호 변화하여 다른 모델의 경우보다 H_1 과 H_2 의 크기가 작아져서 굽힘 변형이 가장 용이하기 때문에 F_1 과 F_2 도 가장 큰 값으로 증가하는 현상을 보여주고 있다.

Fig. 7은 Fig. 6의 무차원화 응력세기계수의 비 F_2/F_1 을 모델의 접착길이에 대한 균열길이의 비 a/L 로 나타낸 것이다. Type 1의 경우 F_1 의 증가에 비해서 F_2 의 변화가 작으므로 F_2/F_1 의 비는 가장 적고, 균열길이가 증가할수록 F_2/F_1 의 비는 선형적으로 조금씩 감소한다. 또한 Type 4는 F_1 에 대한 F_2 의 변화가 가장 크므로 F_2/F_1 의 비도 가장 크고, 균열 길이가 길어질수록 F_2/F_1 의 비도 가장 크게 선형적으로 증가하는 현상을 나타낸다.

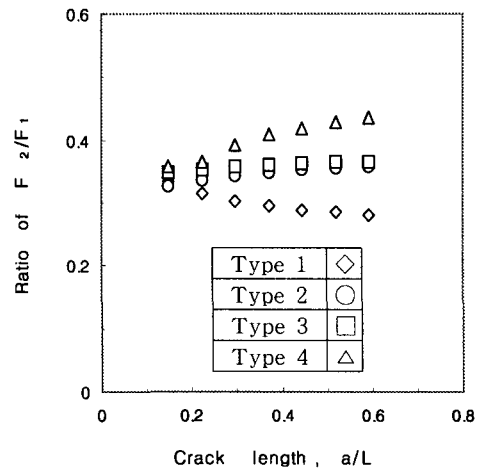


Fig. 7 Relation between ratio of F_2/F_1 and crack length

Type 2와 Type 3을 비교하면 Type 3가 약간 크고, 균열길이가 증가하더라도 거의 변화가 없는 일정한 값을 보여준다. Type 1~4에서 균열의 길이가 매우 짧은 경우($a/L < 0.1$)에서는 균열길이에 대한 F_2/F_1 의 비가 거의 일정한 값($F_2/F_1 \approx 0.34$)으로 수렴하는 것을 알 수 있다.

4. 실험결과 및 고찰

4.1 접착 DCB 시험편의 임계하중

Fig. 8은 Type 3에 대한 $AI/Ced./AI$ 의 DCB 접착 시험편 1개를 사용하여 실험에서 직접 그려낸 대표적인 4개의 하중-하중점 변위선도의 예를 나타낸 것이다. 하중-하중점 변위선도는 하중의 증가에 따라 거의 직선적으로 변화하고, 균열이 성장하기 시작하는 임계하중에 도달하면서 매우 미소한 비선형적인 거동을 나타내었다. 각 형태에 대해서 각각 4~6개의 시험편을 사용하여 이와 같은 방법으로 하중-하중점 변위선도를 실험에서 직접 얻었다.

Table 3은 Fig. 8의 하중-하중점 변위선도에서 실험 측정순서 ①~④에 따라 균열길이와 임계하중의 측정결과를 나타낸 것이다. 하중-하중점 변위선도에서 각 균열길이에 대한 초기 균열발생 하중을 구하여 이것을 임계하중 P_c 로 나타내었다.

각 형태의 시험편에 대해서 이와 같은 방법으로 임계하중 P_c 를 구하고, 이것을 균열길이에 대

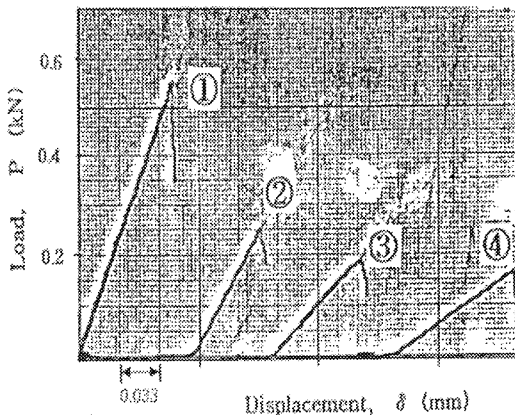
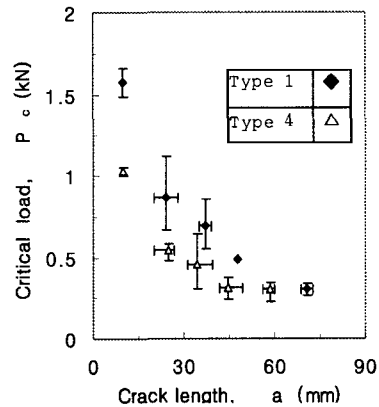


Fig. 8 Load-displacement diagrams drawn with X-Y recorder by experiment (Type 3)

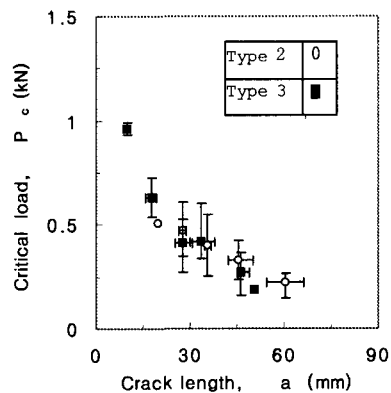
해서 나타내면, Fig. 9와 같이 균열길이가 길어질수록 임계하중 P_c 는 직선적으로 감소하는 경향을 보여주고 있다. Fig. 7의 혼합모드 성분비 F_2/F_1 의 변화와 상호 밀접한 관계가 있는 것을 알 수 있다.

Table 3 Relation of critical load and crack length (Type 3)

| Measurement No. | a(mm) | P_c (kN) |
|-----------------|-------|------------|
| ① | 20.4 | 0.54 |
| ② | 43.6 | 0.23 |
| ③ | 51.3 | 0.18 |
| ④ | 56.1 | 0.16 |



(a) Type 1 and Type 4



(b) Type 2 and Type 3

Fig. 9 Variation of critical load versus crack length

4.2 DCB 접착 시험편의 파괴인성

Fig. 10은 실험에서 얻은 Fig. 9의 임계하중과 Fig. 6의 응력세기계수의 해석결과를 이용하여 각 형태의 시험편에 대한 파괴인성치를 구하여 H_1/H_2 의 비로 나타낸 것이다.

이때, 축방향 파괴인성치 K_{Ic} 는 다음 식에서 구하였다.

$$K_{Ic} = \frac{P_c}{BL} \sqrt{\pi a} \cdot F \tag{12}$$

또한, 혼합모드 K_{Ic} 를 각 모드성분으로 분리하여 K_{1c} , K_{2c} 로 표시하였고, 이들은 다음 식에서 계산하였다.

$$K_{1c} = \frac{P_c}{BL} \sqrt{\pi a} \cdot F_1 \tag{13}$$

$$K_{2c} = \frac{P_c}{BL} \sqrt{\pi a} \cdot F_2$$

여기서, 혼합모드에 대한 무차원화 응력세기계수 $F = \sqrt{F_1^2 + F_2^2}$ 로 표시된다.

Type 1의 경우 F_2/F_1 의 비가 가장 적고, F_1 이 크므로 Type 1~4 중에서 가장 작은 파괴인성치

를 나타낸다. Type 2와 Type 3은 H_2 가 일정하고, H_1 이 작아지기 때문에 F_2/F_1 의 비가 증가하므로 파괴인성치도 증가한다. 또한, Type 4는 H_1/H_2 의 비가 변화하여 F_2/F_1 의 비와 F 가 가장 크게 되어 파괴인성치가 가장 큰 값을 나타낸 것으로 보인다. 이때 Type 4는 Type 1의 $H_1/H_2=1$ 인 DCB접착 시험편에서 H_1 과 H_2 가 각각 감소하여 $H_1/H_2=0.75$ 가 되어 Type 1의 경우보다 F_1/F_2 의 비도 증가하므로 파괴인성치도 훨씬 증가하는 경향을 보여준다. 이와 같이 각 형태의 시험편에 대한 무차원화 응력세기계수는 혼합모드 성분 F 의 크기에 밀접한 영향을 받는 것을 알 수 있다. 그러나 Fig. 10에서와 같이 혼합모드 파괴인성치 K_{Ic} 의 변화현상이 H_1/H_2 의 비에 의한 통일적인 파라미터로 잘 정리되지 않는 것을 알 수 있다. 또한, 혼합모드 성분 K_{Ic} 로 파괴인성치를 나타내면 파괴를 지배하는 주된 인자의 파악이 곤란하고, 혼합모드 기준의 설정에도 이들을 분리평가하여야 할 필요성이 요구된다. 따라서 접착이음의 계면균열에 대해서 파괴를 지배하는 주된 인자를 검토하기 위해서는 혼합모드 성분의 분리평가가 요망된다.

4.3 DCB 접착 시험편의 모드성분이 파괴인성에 미치는 영향

DCB 접착 시험편의 혼합모드 파괴인성치 K_{Ic} 는 H_1/H_2 의 비에 영향을 받아 접착 시험편의 형상에 의한 F_1 과 F_2 성분이 변화하므로 K_{Ic} 의 값도 차이를 나타낸다.

또한, 계면균열 파괴인성치는 혼합모드 성분 중 F_1 의 영향으로 균열이 진전하여 파괴인성치를 지배하는 주된 인자를 파악하기 위하여 혼합모드 파괴인성치 K_{Ic} 를 모드성분의 비 F_1/F_2 를 이용하여 K_{1c} 와 K_{2c} 로 분리하여 나타낸 것이 Fig. 11이다. Fig. 11에서 각 시험편에 대한 K_{1c} 는 상당히 큰 값을 보여주고, K_{2c} 는 K_{1c} 에 비하여 더욱 작은 값을 나타내고 있다. 이러한 경향은 시험편의 형상변화에 의한 H_1/H_2 의 비에 영향을 주어 Fig. 7에서와 같이 F_1/F_2 의 비가 균열길이에 따라 변화하여 F_2 보다는 F_1 이 더욱 증가하여 K_{1c} 의 값도 K_{2c} 성분보다 더욱 크게된다. 이러한 현상은 K_1 성분이 K_2 성분보다 파괴를 지배하는 더욱 중요한 인자라는 것을 의미한다.

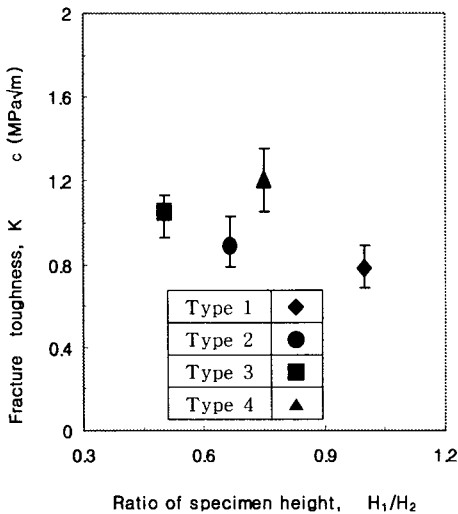


Fig. 10 Mixed mode fracture toughness K_{Ic} for ratio of crack length

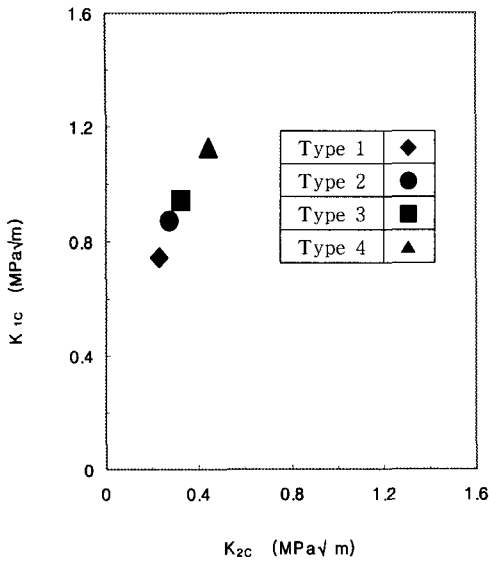


Fig. 11 Fracture toughness for component of mixed mode in adhesively bonded joints(Al/Ced./Al)

본 연구에서 사용한 4가지 형태의 접착 DCB 시험편에 대한 접착체의 양쪽 높이 H_1/H_2 의 비에 따라 통일적으로 잘 정리되지 않던 Fig. 10의 K_C 가 F_1/F_2 의 비로 분리된 파괴인성치 K_{1c} , K_{2c} 는 Fig. 11에서와 같이 Type 1~4의 순으로 F_2/F_1 비에 따라 통일적으로 K_{1c} , K_{2c} 가 선형적으로 증가하는 경향을 보여준다. 이와 같이 접착이음의 계면균열에 대한 혼합모드 파괴인성치 K_C , 또는 이들의 분리성분 K_{1c} , K_{2c} 는 Fig. 7에 나타난 경계요소법 수치해석에 의한 F_1 의 크기에 지배적인 영향을 받으므로 F_2/F_1 의 비에 의한 접착이음의 계면균열에 대한 파괴인성치의 예측이 가능하다.

일반적으로 접착이음의 파괴는 균열이 접착체와 접착재의 계면을 따라 진행되는 계면파괴와 접착층내를 진행되는 응집파괴로 구분된다. 본 DCB 접착이음 시험편의 경우 알루미늄과 접착재 사이의 계면을 따라 진행되는 계면파괴 양상이 지배적이었고, 초기에는 계면파괴를 일으키다가 균열진전 도중에 경로를 바꾸면서 접착층내로 통과하여 다른 쪽 계면을 따라 진행되는 양상을 나타내었다. 따라서 이러한 파괴기구(fracture mechanism)의 차이도 Fig. 10에 나타난 파괴인성치의 편차를 크게 하는 요인중의 하나가 되었다.

5. 결론

4가지 형태의 접착 DCB 이음에 대한 시험편을 고안·제작하여 계면균열에 대한 경계요소 해석과 응력세기계수의 계산, 파괴인성 시험 및 혼합모드 파괴인성치의 분리·평가를 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 4가지 형태의 DCB 접착이음에 대한 균열의 길이 및 접착체의 높이 변화에 따른 계면균열의 응력세기계수를 해석·검증하고, 이들의 상호관계를 비교·검토하였다.

(2) 접착이음의 계면균열에 대한 혼합모드 파괴인성의 실험방법과 이의 분리·평가방법을 제시하였다.

(3) 접착이음의 계면균열에 대한 혼합모드 파괴인성치는 F_2/F_1 의 비에 큰 영향을 받고, 이들 성분 중, 특히 K_1 성분이 접착이음의 파괴를 지배하는 주요인자인 것을 규명하였다.

(4) 접착이음의 혼합모드 파괴인성치는 K_1 에 지배적인 영향을 받으므로 수치해석에 의한 F_2/F_1 의 비를 파악하여 K_1 에 의한 파괴인성치의 예측이 가능하다.

참고문헌

- (1) 정남용, 장진모, 1997, "Al/Steel 이종재료의 접착이음에 대한 혼합모드의 파괴기준," 대한기계학회 논문집(A), 제21권, 제8호, pp.1322~1331.
- (2) 정남용, 1995, "이종재료의 경사 접착이음에 대한 파괴강도의 예측," 한국공작기계학회지, 제4권, 제4호, pp. 50~60.
- (3) 鄭南龍, 結城良治, 石川晴雄, 中野 禪, 1990, "接着継手の混合モード破壊基準," 材料, 第39卷, 443號, pp. 1095~1100.
- (4) 정남용, 1993, "접착이음의 강도평가에 관한 연구 (제2보)," 대한기계학회논문집, 제17권, 제4호, pp. 855~862.
- (5) 鄭南龍, 結城良治, 石川晴雄, 中野 禪, 1988, "接着継手の強度評價への破壊力學の應用(第1報)," 日本機械學會論文集(A), 第54卷, 506號, pp. 1895~1902.
- (6) Yuuki, R. and J. Q. Xu, 1992, "Stress Based Criterion for an Interface Crack Kinking out of

- the linterface in Dissimilar materials," *Eng. Frac. Mech.*, Vol. 41, No. 5, pp. 635~644.
- (7) 정남용, 송춘호, 1996, "이종접합재의 계면균열에 대한 진전경로의 예측," 한국자동차공학회 논문집, 제4권, 제3호, pp. 112~121.
- (8) Rice, J. R., 1988, "Elastic Fracture Mechanics Concepts for Interfacial Cracks," *Trans. ASME, J. of Applied Mechanics*, Vol. 55, pp. 98~105.
- (9) 曹相鳳, 結城良治, 1989, "異材界面き裂の應力擴大係數の境界要素弾性解析," 日本機械學會論文集(A), 第55卷, 510號, pp. 340~347.
- (10) Yuuki, R. and S. B. Cho, 1989, "Efficient Boundary Element Analysis of Stress Intensity Factors for Interface Cracks in Dissimilar Materials," *Eng. Frac. Mech.*, Vol. 34 No. 1, pp. 179~188.
- (11) Gross, B. and Srawley, J. E., 1966, "Stress Intensity Factors by Boundary Collocation for Single Edge Notch Specimens Subject to Splitting Forces," *NASA Tech. Note*, D-3295.
- (12) Kanninen, M. F., 1973, "An Augmented Double Cantilever Beam Model for Studying Ppropagation and Arrest," *Int. J. Fracture*, Vol. 9, pp. 83~91.
- (13) Liechti, K. M. and Chai, Y. S., 1992, "Asymmetric Shielding in Interfacial Fracture Under Inplane Shear", *J. Appl. Mech.*, Vol. 59, pp. 259~304.
- (14) Hutchinson, J. W. and Z. Sou, 1991, "Mixed Mode Cracking in Layered Materials," *Advances in Applied Mechanics*, Vol. 28, pp. 163~191.