

〈논 문〉

## CED에 의한 계면굴절균열의 진전거동평가

권 오 현\*

(1996년 5월 11일 접수)

### The Evaluation of the Kinked Interface Crack Behavior in Dissimilar Materials by CED

O. H. Kwon

**Key Words :** Interface Kinked Crack(계면굴절균열), Stress Intensity Factor(응력 확대계수), Fracture Criterion(파괴판정기준), Mode Separation(모드 분리), Discontinuous Plane(비연속면), Nodal Force Release Method(절점력해방법), Crack Energy Density(CED : 균열에너지밀도)

#### Abstract

The characteristics on the extension of the CED(crack energy density) concept to the interface kinked crack problems in a dissimilar are examined. Each mode contributions of CED are found by symmetric and antisymmetric components and domain independent integrals. Finite element calculation is carried out to simulate the interface kinked crack growth on a bimaterial. The focus is the establishment of fracture criterion with CED and finding the orientation of crack extension. From the results, a prediction about the extension behavior of an interface kinked crack can be done. And we show that CED can be a parameter to indicate fracture criterion at an interface kinked crack.

#### 1. 서 론

최근 복합재료가 여러 산업현장에 실제적으로 널리 사용되게 됨에 따라, 복합재료의 강도평가는 점점 더 중요시 되고 있으며, 이러한 복합재료에 가장 밀접하게 관계되는 것으로 여겨지는 계면균열에 대한 많은 연구가 활발히 이루어지고 있다.<sup>(1~4)</sup> 계면균열은 탄성문제에서 응력특이성이 발생되며, 모드 I 하중조건에서도 파괴가 본질적으로 혼합모드가 된다. 이러한 현상들이 문제를 취급함에 있어서 복잡성을 띄게 하고 계면균열의 파라미터가 확립되

기 어려운 이유이다. 계면상에 존재하는 균열은 계면을 따라 성장하거나 또는 계면에서 벗어나 재질속으로 성장한다. 따라서 계면균열에 대한 판정기준이 균질재의 균열에 대한 판정기준과 다르다는 것을 알 수 있다. Malyshev와 Salgnik<sup>(5)</sup>는 처음으로 접합부분에 파괴역학의 개념을 적용하는 시도를 하여, 계면을 따라 진전하는 균열에 대한 파괴파라미터로서 에너지해방률을 제의했다. He와 Hutchinson<sup>(6)</sup>은 굴절균열의 에너지해방률이 최대가 되는 방향으로 계면균열이 계면에서 벗어날 것으로 생각했다. Simonov<sup>(7)</sup>은 계면에서의 임의 균열발생에 대한 이론적 표현을 제시하고, S 판정기준의 제한범위를 지적하였다. 또한 Miller<sup>(8)</sup>는 이방성재에서 계면균열의 굴절문제에 대하여 응력확대계수

\*회원, 부경대학교 안전공학과

를 수치적으로 구하였다.

본 연구에서는 균질재에서 균열의 일생을 통하여 어떠한 구성칙의 제약조건없이 정의될 수 있는 균질재의 균열파라미터로서 제안되어, 그 유효성이 실증된 CED<sup>(9)</sup>를 이용하여 임의 방향으로 성장하는 계면굴절균열의 거동에 대하여 조사하였다. CED는 지금까지의 공학적 방법론인 균열선단을 포함하는 면적정보를 전달하는 량이 아니라 균열선단 그 자체의 정보를 전달하는 물리량으로 파괴의 본질을 추구하는 것으로 여겨지며, 물리적 의미가 명확한 량으로 주어진다. 또한 탄성문제에 대한 CED의 계면균열의 결과<sup>(10)</sup>를 기초로 하여, 계면굴절균열에 대한 CED의 정의 및 영역적분으로 각각의 모우드의 평가방법을 제시하였다. 또한 CED에 의한 파괴판정기준을 확립하여, 그 파괴판정기준을 사용하여 균열의 진전방향을 도출하였다. 균열의 진전수법은 CED 파괴판정기준이 일정치가 되는 방향으로 균열이 진전하는 것으로 하고, 비연속면에서의 균열선단 절점력해방에 의해 실현하였다.<sup>(11)</sup>

이러한 평가에 의하여 계면굴절균열의 진전거동을 예측하고 CED 파괴기준의 타당성을 검토하였다.

## 2. 계면굴절균열의 CED 및 변형모드분리

CED는 Crack Energy Density의 약자로서 균열 에너지밀도로 불리어지며, 균열을 포함하는 면내에서 균열이 현재의 시각까지 수행해 온 단위면적당의 에너지를 의미한다. 계면굴절균열에서는 Fig. 1과 같은 계면에서  $\omega$ 만큼 굴절된 미소길이  $c$ 의 노치균열을 생각하여 그 노치반경  $\rho$ 를 영으로 한 극한으로서 균열을 생각하였다. 이때  $\omega$ 면에서의 CED는 식 (1)으로 정의된다.

$$\epsilon_w = \lim_{\rho \rightarrow 0} \int_{\Gamma} \int_0^c \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} dx_\zeta, \quad (i,j=1,2) \quad (1)$$

여기서,  $\Gamma_i$ 는 극한에서 균열단의 한점이 되는 노치단경로이다.

이와 같이 정의된 CED는 파괴판정기준을 얻기 위하여 각각의 변형모드에의 분리가 필요하게 된다. 각 변형모드분리법은 균질재에서 그 유효성이 입증된<sup>(12)</sup> 대칭 및 역대칭 성분이용법을 적용하였다. 즉, Fig. 2에서 보여주는 것처럼 균열노치단 근방에서  $\omega$ 면을 중심으로 대칭성분을 모드 I, 역

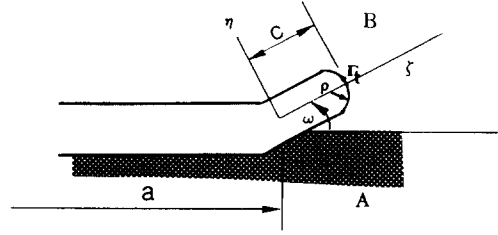


Fig. 1 The geometry of a kinked notch crack in an interface

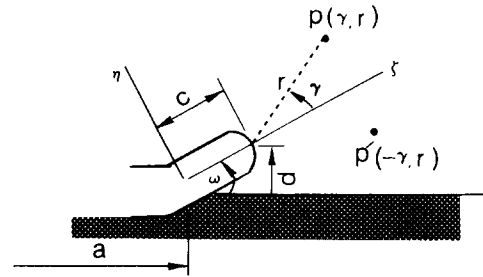


Fig. 2 The mode separation with symmetric and antisymmetric components

대칭성분을 모드 II에 각각 작용하는 것으로 하여 응력 및 변형률을 식 (2)와 같이 구할 수 있다. 이때  $\gamma$ 는 굴절균열단에서의 균열진전방향이다.

$$\begin{aligned} \sigma_{ij}^M(\gamma, r) &= (\sigma_{ij}(\gamma, r) + M(ij) \delta(ij) \sigma_{ij}(-\gamma, r)) / 2 \\ \epsilon_{ij}^M(\gamma, r) &= (\epsilon_{ij}(\gamma, r) + M(ij) \delta(ij) \epsilon_{ij}(-\gamma, r)) / 2 \\ u_{ij}^M(\gamma, r) &= (u_{ij}(\gamma, r) + M(ij) \delta(ij) u_{ij}(-\gamma, r)) / 2 \\ T_i^M(\gamma, r) &= \sigma_{ij}(\gamma, r) \cdot n_j \end{aligned} \quad (2)$$

여기서,  $i, j=1, 2$ 이며,  $M$ 은 모드 I, II를 나타내고  $u_{ij}$ ,  $T_i$ ,  $n_j$ 는 각각 변위, 대칭점을 통과하는 임의의 경로상의 표면력 및 방향여현이다. 또한 식(2)는 다음식 (3)을 만족한다.

$$\begin{aligned} M(ij) &= \begin{cases} 1; & M = I \\ -1; & M = II \end{cases} \\ \delta(ij) &= \begin{cases} 1; & i=j \\ -1; & i \neq j \end{cases} \end{aligned} \quad (3)$$

이와 같이 대칭, 역대칭성분을 정의하여 변형률 에너지밀도를 구하면 식 (4)를 얻을 수 있다.

$$W(\gamma, r) = \int_0^c \{ \sigma_{ij}^M(\gamma, r) + \sigma_{ij}^A \} \cdot d\{ \epsilon_{ij}^M(\gamma, r) + \epsilon_{ij}^A(\gamma, r) \} \quad (4)$$

따라서 식 (2)를 고려하여 식 (4)을 정리하면 식 (5)와 같이 각 변형모드 I, II로 분리할 수 있다.

$$\varepsilon_{\omega} = \lim_{\rho \rightarrow 0} \varepsilon'_{\omega}(\rho) + \lim_{\rho \rightarrow 0} \varepsilon''_{\omega}(\rho) \quad (5)$$

또한 굴절된 균열의 길이가 비교적 미소한 범위에서 생각할 때 식 (2)의 응력장은 Hutchinson<sup>(13)</sup>이 제안한 다음식을 이용하였다.

$$\sigma_{22} + i\sigma_{12} = (K_I + iK_{II}) (2\pi x_{\zeta})^{-1/2} \quad (6)$$

여기서,  $K_I$ ,  $K_{II}$ 는 균질재에서의 응력확대계수이다.

굴절길이  $c$ 가 계면모균열과 비교하여 매우 작은 범위에서 해석하므로 굴절균열과 모균열사이에 식 (7)과 같은 관계를 사용한다.

$$K_I + iK_{II} = qe^{i\Phi} d^{i\varepsilon} K \quad (7)$$

여기서,  $K$ 는 계면균열에서의 복소응력확대계수로서 식 (8)과 같이 쓸 수 있다.

$$K = K_1 + iK_2 = |K| e^{i\Phi} a^{-i\varepsilon} \quad (8)$$

또한  $q$ ,  $\Phi$ ,  $\varepsilon$ 는 다음과 같다.

$$q = \left[ \frac{1 - \beta^2}{1 + \alpha} \right]^{1/2} \quad (9)$$

$$\Phi = 0.158\alpha + 0.063\beta \quad (10)$$

$$\varepsilon = \frac{1}{2\pi} \ln \left( \frac{1 - \beta}{1 + \beta} \right) \quad (11)$$

$$\alpha = \frac{G_1(1 - \nu_2) - G_2(1 - \nu_1)}{G_1(1 - \nu_2) + G_2(1 - \nu_1)} \quad (12)$$

$$\beta = \frac{1}{2} \frac{G_1(1 - 2\nu_2) - G_2(1 - 2\nu_1)}{G_1(1 - \nu_2) + G_2(1 - \nu_1)} \quad (12)$$

$$\phi = \tan^{-1} \left\{ \frac{K_2}{K_1} \right\} \quad (13)$$

$\phi$ 는 위상각을 나타낸다.

$\alpha$ ,  $\beta$ 는 Dundurs의 상수이고,  $d$ 는  $c \sin \omega \approx c\omega$ 로 주어질 수 있다. 따라서 식 (7)은 식 (14)와 같이 된다.

$$K_I + iK_{II} = qe^{i(\Phi + \varepsilon \ln \omega)} c^{i\varepsilon} K \quad (14)$$

식 (14)에 식 (8)을 대입하여 정리하면 식 (15)와 같이 된다.

$$K_I + iK_{II} = |K| q \left[ \cos(\phi + \Phi + \varepsilon \ln(c\omega/a)) + i \sin(\phi + \Phi + \varepsilon \ln(c\omega/a)) \right] \quad (15)$$

따라서

$$\begin{aligned} K_I &= q |K| \cos[\phi + \Phi + \varepsilon \ln(c\omega/a)] \\ K_{II} &= q |K| \sin[\phi + \Phi + \varepsilon \ln(c\omega/a)] \end{aligned} \quad (16)$$

가 얻어진다.

만일 굴절균열단의 반경을 충분히 작게하여  $\sigma_{ij} = \partial W / \partial \varepsilon_{ij}$ 가 성립할 때 에너지해방률과의 관계를 고려하면 평면변형률상태에서  $\varepsilon_{\omega}$ 는 다음식으로 표현된다.

$$\varepsilon_{\omega} = [(1 - \nu_2) / (2G_2)] (K_I^2 + K_{II}^2) \quad (17)$$

식 (16)을 대입하면 식 (18)을 얻을 수 있다.

$$\varepsilon_{\omega} = \frac{(1 - \nu_2)}{2G_2} \frac{1 - \beta^2}{1 + \alpha} |K|^2 \quad (18)$$

### 3. 균열진전수법 및 평가법

균열진전은 먼저 노치균열의 전방으로 예상진전 방향에 Fig. 3과 같이, 변형할때 변위의 비연속성을 고려한 비연속면<sup>(14)</sup>을 삽입하여 생각하였다. 비연속면은 현실의 균열단 근방에서는 그 변형이 비연속이 되는 것을 고려하여 변형시 물체의 내부에 변위의 비연속성을 인정하는 면으로 정의된다. 유한요소법을 이용할 때 비연속면의 절점은 이중화하여 진전 시에는 다른 절점으로 간주하여 해석한다.

CED 파괴판정치가 일정기준치에 도달하는  $\gamma$ 의 방향이 구해지면 그 연장선상에 놓여 있는 비연속면을 절개하여 절개면에서의 절점력을 5단계로 나

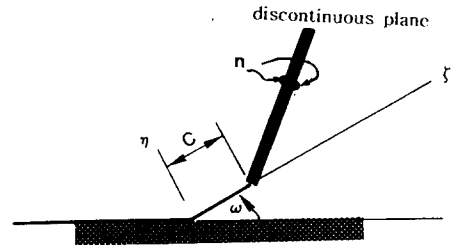


Fig. 3 A model with a discontinuous plane to a crack extension

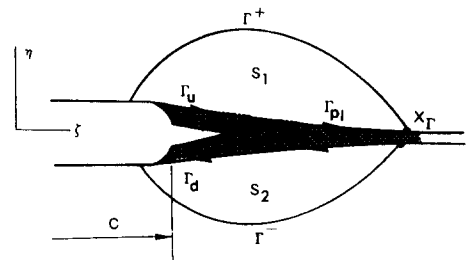


Fig. 4 CED evaluation by a domain independent integral at the discontinuous plane

누어 해방시킴으로써 자유표면을 생성시켜 균열이 진전된 것으로 간주하였다. Fig. 4에서 보여지는 것처럼 비연속면에서의 CED 평가는 균질재에서의 결과<sup>(11)</sup>를 이용하여 다음식을 적용시켰다.

$$\begin{aligned} \int_{\Gamma^- + \Gamma^+} (Wn_{11} - T_i u_{i,1}) d\Gamma + W_{plane}(X_F) \\ \epsilon_\omega = \int_{\Gamma_u + \Gamma_a} T_i u_{i,1} d\Gamma - \int_{A_1 + A_2} \int_0^t (\sigma_{ij,1} d\epsilon_{ij} - d\sigma_{ij} \epsilon_{ij,1}) dA \\ - \int_{\Gamma_{pl}} \int_0^t ({}^l\sigma_{n,1} \{d\delta_n\} - d{}^l\sigma_{n,1} \{\delta_n\}_{,1}) d\Gamma \quad (19) \end{aligned}$$

여기서,  $W$ 는 변형률에너지밀도,  $\{\delta_n\}$ ,  ${}^l\sigma_{n,1}$ 는 각각 비연속면에서의 면외상대변위와 응력을 나타내며, 변형률상당량  ${}^l\epsilon_n$ 은 무차원 길이변수  ${}^l h_n$ 을 도입하여  ${}^l\delta_n / {}^l h_n$ 를 사용하였다. 해석에 있어서 비연속면에서는 연속체의 변형률상당량과 응력사이의 구성관계와 같이 면외상대변위와 응력의 구성관계를 주기 위하여 면외상대변위에 무차원길이변수  ${}^l h_n$ 을 도입하여 변형률상당량으로 치환하였다.

이와 같이 구한 식 (19)을 식 (2), (5) 등을 이용하여 모드 I, II의 표현  $\epsilon''_\omega$ ,  $\epsilon'''_\omega$ 를 구할 수 있다. 혼합모드상태에서는 모드 I형 파괴 및 모드 II형 파괴의 형태중 하나로 파괴가 일어나므로 파괴판정기준치를 어느 것으로 정할 것인가가 문제시될 수 있다. 그러나 일반적으로 모드 I의 형태로 발생되며 宇都宮<sup>(12)</sup>의 결과에 의하면 CED의 모드 I 성분이 최대치가 되는  $\gamma | \max$ 의 방향으로 파괴가 발생함으로, 계면결절균열의 경우에도  $\epsilon''_\omega(\gamma | \max) = \epsilon^c$ 가 만족할때  $\gamma$ 의 방향으로 균열이 진전하는 것으로 예상된다.  $\epsilon^c$ 는 파괴실험에 의하여 구하여지는 양이다.

### 4. 실험

#### 4.1 시험편 및 실험방법

시료는 시판의 직경 10 mm의 봉재 SUS304와 SM45C를 구입하여 길이가 약 20 mm가 되게 미세절단하였다. 절단된 시료는 접합하고자 하는 면을 1200번의 에머리페이퍼로 연마한 후 연삭기로 경면처리하여 아세톤으로 초음파세척을 하였다. 접합은 Fig. 5와 같은 진공고주파유도로에서 진공도  $7 \times 10^{-3}$ Torr, 접합온도 1100°C, 가압력 50 Mpa하에서 15분을 유지하여 접합하였다. 접합완료된 시료는 접합면에 수직하게 시험편크기로 절삭가공한 후 접합면에 노치를 가공하였다. 노치는 직경 0.05

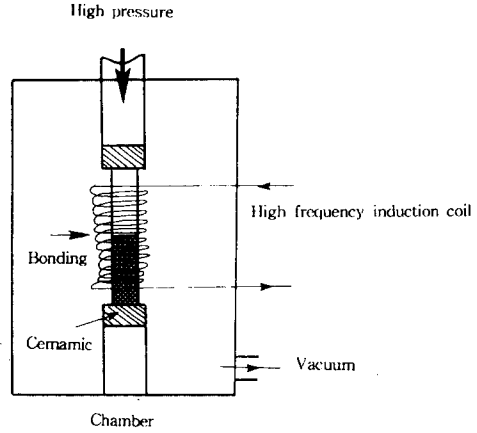


Fig. 5 The schematic of a solid phase diffusion bonding

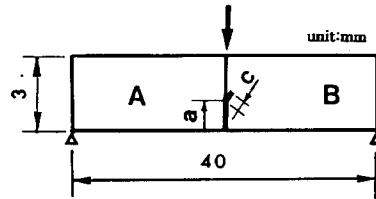


Fig. 6 The geometry of a specimen

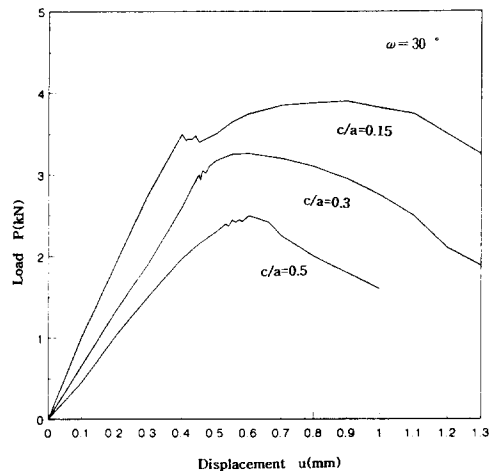


Fig. 7 The relation of the loading and displacement

mm의 와이어로 조정밀가공을 하였다. 노치의 굴절각도는 15°, 30°, 45°의 3종류로 하였으며, 모균열길이가 1.5 mm로 미소결절균열과의 비를 0.15, 0.3, 0.5로 하였다. 제작완료된 시험편은 실체현미경으로 가공정도를 면밀히 측정하였다. 실험에 사용된 시험편의 형상은 Fig. 6과 같다. 균열성장시

험은 인스트론형 만능시험기를 이용하여 실온에서 크로스헤드속도를 0.5 mm/min의 조건에서 행하였으며, x-y레코드로 하중-하중선변위의 곡선을 얻었다.

4.2 실험결과 및 평가

Fig. 7은 하중선변위와 하중과의 관계를 나타내고 있다. 실험에 의하여 얻어진 하중과 하중선변위의 곡선에서 CED 파괴저항치  $\epsilon^c$ 는 균질재에서의 결과<sup>(14)</sup>를 적용하여 다음과 같이 구하였다.

균열개시전  $t < t_0$ 에서의 균열선단의 CED는 초기

굴절균열길이  $c$ , 하중선변위  $u(t)$ 일 때 하중을  $P(c, u)$ 로 하면 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\epsilon^c(t, c) = -\frac{1}{B} \int_0^{u(t)} \frac{\partial P}{\partial c}(c, u) du \quad (20)$$

여기서,  $B$ 는 두께이다. 따라서 굴절균열길이  $c$ 와 하중선변위  $u$ 에 대응하는 하중  $P$ 를 3차 B-스플라인 함수를 이용하여 편미분하면 Fig. 8과 같은 결과가 얻어진다. Fig. 8의 결과를 이용하여 (20) 식으로 CED를 평가하였다. Fig. 9에 CED 평가의 결과를 나타낸다. Fig. 9에서 곡선의 최대값을 균열진전 시뮬레이션에서 진전조건으로의  $\epsilon_0^c$ 로 사용하였다.

5. 수치해석결과

5.1 해석모델

해석에 사용된 모델은 Fig. 10과 같다. A재와 B재로 구성된 3점굽힘 이중재료 시험편을 상정하여 평면변형률상태를 가정하였다. 요소는 삼각형 정변형률요소와 면요소<sup>(11)</sup>를 채택하였다. 요소수와 절점수는 각각 979-1029, 570-591이다. 계면굴절균열은 노치모델을 생각하여 노치반경이  $\rho/W=0.005, 0.003, 0.0015$ 의 3가지 종류로 하였다. 또한 굴절각  $\omega$ 는  $15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$ 의 4경우를 택하였다. 비연속면의 계산에 사용되는 무차원길이변수  $\{h_n\}$ 은 0.1, 0.5의 두가지로 사용하였다. 해석에 사용된 미소굴절길이  $c$ 는 0.02, 0.15, 0.75로 모균열길이  $a$ 와의 비  $c/a=0.013, 0.1, 0.5$ 이다. A재와 B재의 재료상수비 및 Dundurs상수는 Table 1에 나타낸다.

해석의 편리성을 얻기 위하여 A, B 이중재계면상의 지역을 노치 직경정도의 폭을 가진 박막으로 간주하여 Fig. 11과 같이 그 박막부분을 재료상수가 연속적인  $n$  다층재질로 이루어져 있다고 가정할 때 의사경사기능재질<sup>(15)</sup>로 볼 수 있으며, 이중재계면상에 발생하는 재료의 불연속성이 완화된다고 볼 수 있다. 이때 계면 다층재질의 재료상수는 다음식 (21)과 같이 사용했다.

$$C_i = A + i * (B - A) / (n + 1) \quad i = 1, n; B > A \quad (21)$$

여기에서는  $n=4$ 로 하여 해석하였다.

5.2 해석결과 및 평가

Fig. 12는 노치균열반경  $\rho$ 의 크기에 따른  $\epsilon_0^c, \epsilon_0^{II}$

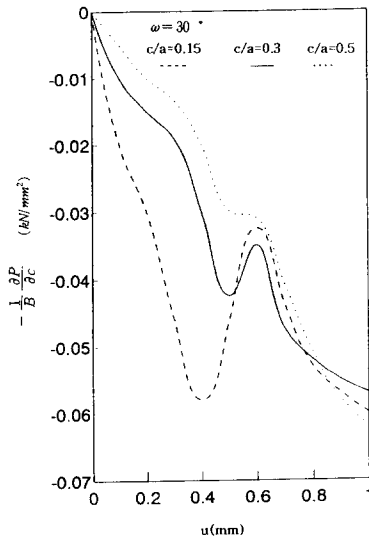


Fig. 8 The partial differential value of P against a kinked crack length

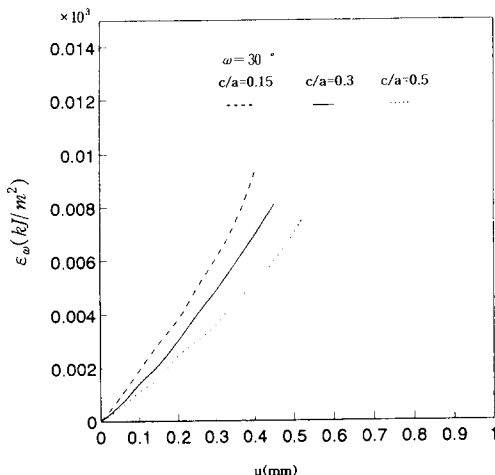


Fig. 9 The variation of CED with a displacement

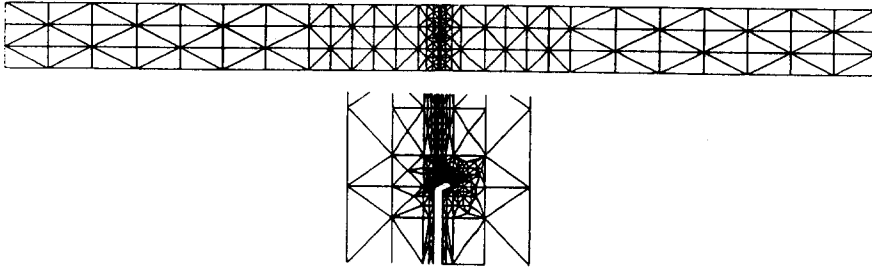


Fig. 10 The model for numerical analysis

Table 1 Some material constants

$E_2/E_1$	$\alpha$	$\beta$	$\phi$	$\epsilon$
0.936	0.032581	0.000931	0.005748	-0.009633
0.728	0.157303	0.044943	0.027753	-0.014316
0.485	0.346405	0.098973	0.061116	-0.031613
0.243	0.609375	0.17420	0.107511	-0.055992
0.0243	0.952606	0.27173	0.168067	-0.088872

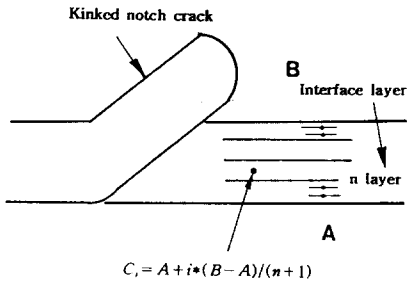


Fig. 11 A multi layer to compensate an interfacial material discontinuity

의 변화를 나타낸다. 현재의  $\rho$ 의 범위내에서 균열이 진전하기전에는 주어진  $\rho/W$ 의 크기에 따라 약간의 차이가 있어  $\epsilon_{\omega}^I, \epsilon_{\omega}^{II}$ 의  $\rho$ 에 대한 의존성을 나타낸다. 그러나 진전이 일어난 직후의 결과인 Fig. 13을 보면  $\epsilon_{\omega}^I, \epsilon_{\omega}^{II}$ 의  $\rho$ 에 대한 의존성은 거의 사라지고 있음을 알 수 있다. 이곳에서의 해석은 소규모 항복상태에서 이루어지고 있으나 소성영역의 형성이  $\rho$  의존성상실을 야기한다고 생각할 수 있다. 따라서  $\epsilon_{\omega}^I, \epsilon_{\omega}^{II}$ 도 균열파라미터로서 계면굴절균열의 파괴기준판정치로서의 사용가능성을 보여준다.

Fig. 14는 CED의 비연속면 무차원길이상수  $h$ 에 대한 변화를 나타낸다. 현재의 계산에 사용된 값에서는  $h$ 의 영향은 공학적으로 거의 무시할 수 있는

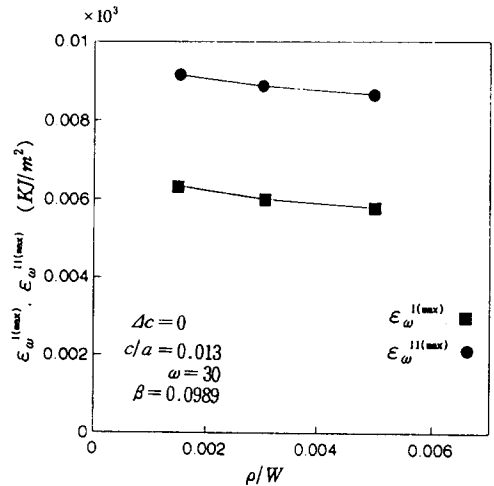


Fig. 12 The dependence of CED for a notch radius

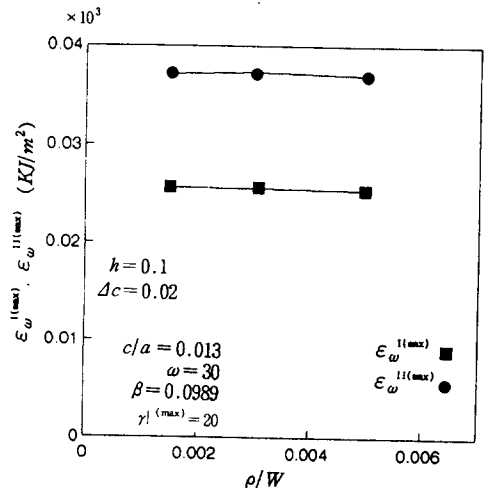


Fig. 13 The weakend dependence of CED for a notch radius according to a crack extension

정도로 작다고 생각되어진다. 따라서 계면굴절균열의 진전방향에는 아무런 영향도 미치지 않아 균열진전방향으로 비연속면을 삽입하여 계산하는 것은

타당하다고 생각된다.

Fig. 15는 굴절길이에 대한 주균열길이의 비  $a/c$ 의 함수로서  $\epsilon_{\omega}^I$ ,  $\epsilon_{\omega}^{II}$ 의 변화를 나타내고 있다. 굴절각  $\omega$ 가  $60^\circ$ 의 경우에는  $\epsilon_{\omega}^{I(max)}$ ,  $\epsilon_{\omega}^{II(max)}$ 가 일정치에 가깝게 나타나고 있으나,  $15^\circ$ 의 경우에는 증가 및 감소하고 있음을 알 수 있다. 이것은  $15^\circ$ 의 경우는 계면균열의 해석에 가까우나  $60^\circ$ 의 경우에는 균절재의 성질을 나타냄을 의미한다. 여기서,  $G^{(6)}$ 는 문헌(6)에 의한 에너지해방률의 값을 구하여 함께 비교 표시하였다.

Fig. 16은  $\epsilon_{\omega}^I$ 의 값과 진전각도  $\gamma$ 와의 관계를 예로 나타낸다.  $\omega=15^\circ$ 일때  $\gamma|^{max}$ 의 값은  $35^\circ$ 이며,

$\omega=60^\circ$ 가 되면  $\gamma|^{max}$ 의 값은  $30^\circ$ 가 됨을 알 수 있다.

Fig. 17은  $a/c$ 의 함수로서 균열진전방향과의 관계를 나타낸다. 굴절길이가 짧을수록 진전각도는 작아지고 있으며, 또한  $\beta$ 가 증가함에 따라 진전각도가 감소함을 나타내고 있다. Fig. 18은 굴절각도 및  $\beta$ 의 차이에 대한  $a/c$ 와 진전각도와와의 관계를 나타내는데, Fig. 17에서와 같이  $\beta$ 의 값이 커질수록 진전각도는 작아지고 있으며, 굴절균열길이가 짧을수록 진전각도가 작아짐을 알 수 있다. 또한 짧은 굴절균열일수록 굴절각도  $\omega$ 에는 영향을 적게 받는 것처럼 보인다. Fig. 18에는 비교를 위하여

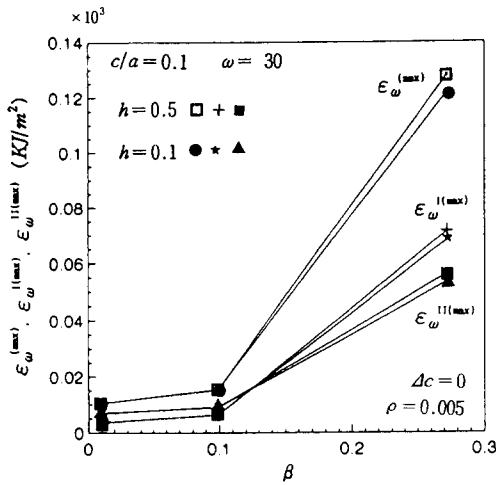


Fig. 14 The effect of h about CED

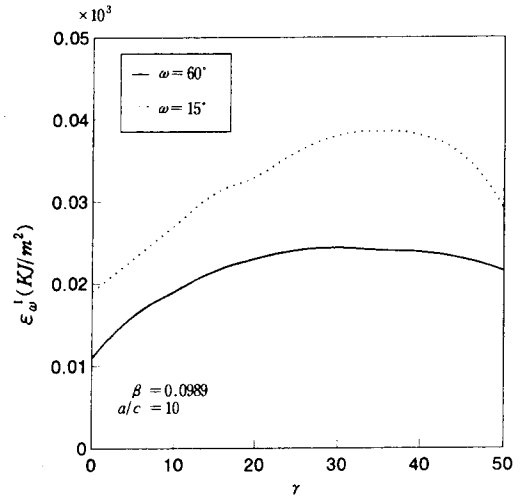


Fig. 16 The variation of CED with  $\gamma$

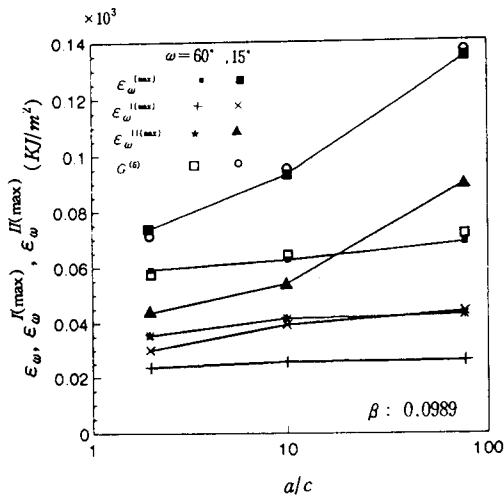


Fig. 15 CED versus  $a/c$  for  $\omega \Delta c=0$

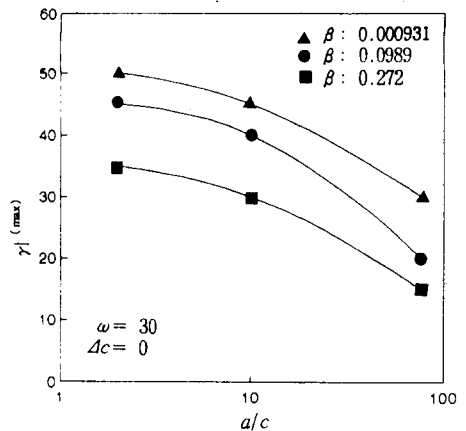


Fig. 17 The relation of a crack extension orientation with  $a/c$

파괴실험시에 관측되는 균열진전각도에 대한 측정치도 같이 표시하였다. 측정에 따른 오차와 시험편 제작시의 잔류응력존재 및 계산상의 오차에 의하여 수치해석과의 결과와는 약간의 오차가 발생하고 있으나 대체적인 경향은 계산결과와 유사함을 알 수 있다. 실험에 대한 결과는 앞으로 더욱 보완 연구 검토가 이루어져야 할 것으로 사료된다. Fig. 19는 균열진전에 따른  $\epsilon_{\omega}^{(max)}$ ,  $\epsilon_{\omega}^{II(max)}$ ,  $\epsilon_{\omega}^{III(max)}$ 의 변화를 나타내고 있다. 균열진전길이가 0.1 mm 정도까지는 균열진전에 따른 각 CED의 변화는 그다지 보이지 않고 있으나, 그 이후부터는 전 CED와 모드 II 성분은 증가의 경향이 있다. 모드 I 성분에는 최대값이 비교적 균열진전에 따라 안정한 경향을 나타낸다. 따라서 균열파괴판정기준으로서 CED의 모드 I 성분을 사용하여 균열진전수법에

적용한 것은 타당한 것으로 생각된다. 더욱이 대규모 항복조건에서도 확장하여  $\epsilon_{\omega}^{(max)}$  또는  $\epsilon_{\omega}^{II(max)}$ 가 최대가 되는 방향으로 균열진전방향을 예측할 수 있으며, 계면굴절균열의 파괴를 나타낼 수 있는 파라미터로서 유용하다고 생각되어진다.

### 6. 결 론

계면굴절균열이 임의 방향으로 성장할 때 CED의 파괴판정기준의 타당성을 조사하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 계면굴절균열에 대하여도  $\epsilon_{\omega}^{(max)}$ ,  $\epsilon_{\omega}^{II(max)}$ ,  $\epsilon_{\omega}^{III(max)}$ 의 정의가 가능하고 각 모드에 대한 평가가 가능하다.
- (2) 주어진  $\rho/W=0.005$  이하의 범위에서, 균열이 성장을 하면  $\epsilon_{\omega}^{(max)}$ ,  $\epsilon_{\omega}^{II(max)}$ ,  $\epsilon_{\omega}^{III(max)}$ 의  $\rho$ 에 대한 의존성이 사라진다.
- (3) 비연속면을 진전방향으로 개재한 후 결점력해방법을 사용하는 균열진전수법은 타당하다.
- (4)  $a/c$ 와  $\omega$ 의 크기는  $\epsilon_{\omega}^{(max)}$ ,  $\epsilon_{\omega}^{II(max)}$ ,  $\epsilon_{\omega}^{III(max)}$ 의 변화에 영향을 미친다.
- (5) 현재의 계산조건에 있어서는  $\epsilon_{\omega}^{II(max)}$ 를 평가함에 의하여 계면굴절균열의 진전방향이 예측가능하여 CED 파괴기준으로서 유용할 것으로 여겨지며, 주어진 파괴형태에 따라  $\epsilon_{\omega}^{II(max)}$ 도 파괴기준으로 유용할 것으로 사료되나 더욱 세심한 연구검토가 이루어져야 할 것으로 여겨진다.

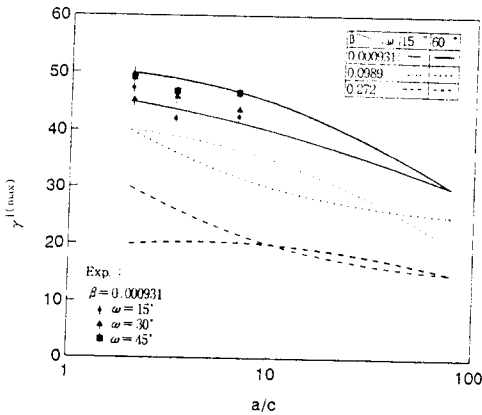


Fig. 18 The relation of a crack extension orientation with a/c

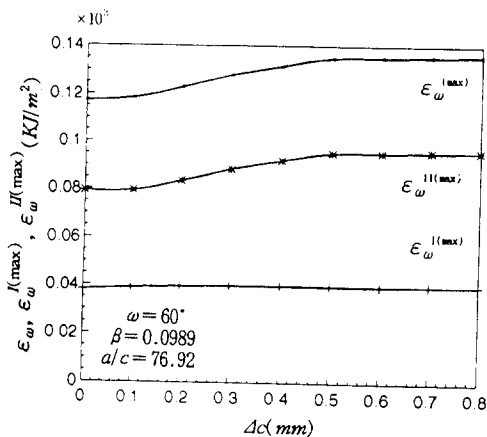


Fig. 19 The variation of CED with a crack extension

### 후 기

본 연구는 한국과학재단의 1995년도 목적기초(핵심전문 951-1009-062-1)연구비에 의해 수행된 연구 결과로써 관계자 여러분께 감사의 뜻을 표합니다.

### 참고문헌

- (1) Williams, M. L., 1959, "The Stresses Around a Fault or Crack in Dissimilar Media," *Bull. Seismological Soc. Am.*, Vol. 49, pp. 199~204.
- (2) Rice, J. R., 1988, "Elastic Fracture Mechanics Concepts for Interfacial Cracks," *J. of App. Mechanics*, Vol. 55, pp. 98~103.
- (3) Shih, C. F. and Asaro, R. J., 1989, "Elastic-plastic Analysis of Cracks on Bimaterial Inter-



- face," *J. of App. Mechanics*, Vol. 56, pp. 763~779.
- (4) Yuuki, R. and Xu, J. Q., 1993, "Fracture Tests and Evaluation of Interface Cracks under Mixed Mode Condition," *APCFS '93*, pp. 457~462.
- (5) Malyshev, B. M and Salganik, R. L., 1965, "The Strength of Adhesive Joints using the Theory of Cracks," *Int. J. Fracture Mechanics*, Vol. 1, pp. 114~127.
- (6) He, M. Y. and Hutchison, J. W., 1989, "Kinking of a Crack Out of an Interface," *J. of App. Mechanics*, Vol. 56, pp. 270~278.
- (7) Simonov, I. V., 1992, "Prediction of Arbitrary Crack Growth from the Interface between Two Dissimilar Elastic Materials," *Int. Jour. of Fracture*, Vol. 57, pp. 349~363.
- (8) Miller, G. R. and Stock, W. L., 1989, "Analysis of Branched Interface Cracks Between Dissimilar Anisotropic Media," *Jour. of Applied Mechanics*, Vol. 56, pp. 844~849.
- (9) Watanabe, K., 1981, "New Proposal of Crack Energy Density Concept as a Fundamental Fracture Mechanics," *Bull. JSME*, Vol. 24, No. 198, pp. 2059~2066.
- (10) Kwon, O. H., Utsunomiya, T. and Watanabe, K., 1994, "CED for an Interface Crack," *JSME Int. J. Ser. A*, Vol. 37, No. 3, pp. 224~230.
- (11) Kwon, O. H. and Watanabe, K., 1992, "The Evaluation of the Behavior of a Stably Growing Crack by CTED-Based Application Phase Simulation," *Trans., JSME, A*, Vol. 58, No. 545, pp. 53~58.
- (12) 宇都宮, 渡邊勝彦, 1989, "任意方向き裂エネルギー密度の評価と混合モード破壊基準としての可能性に関する基礎的検討," *JSME*, Vol. 55, No. 516, pp. 1832~1840.
- (13) Hutchinson, J. W., Mear, M. E., and J. R., Rice, 1987, "Crack Paralleling an Interface Between Dissimilar Materials," *Jour. of Applied Mechanics*, Vol. 54, pp. 828~832.
- (14) 畔上秀幸, 權五憲, 渡邊勝彦, 1989, き裂エネルギー密度による安定成長き裂の破壊抵抗評價, *JSME*, Vol. 55, No. 514, pp. 1293~1300.
- (15) 渡邊義見, 福井泰好, 1992, "遠心力を利用した傾斜機能材料の組成制御," *JSME*, Vol. 58, No. 556, pp. 2472~2477.