

## 강성모재에 끼워진 얇은 연성층의 파괴거동 - 유한요소해석

김 동 학\* · 강 기 주\*\*  
(1999년 3월 19일 접수)

### Fracture Behavior of a Ductile Layer Sandwiched by Stiff Substrates - Finite Element Analysis

Kim, Dong-Hak and Kang, Ki-Ju

**Key Words:** Fracture Toughness(파괴인성), Blunting of Crack Tip(균열선단둔화), Brittle Debonding(취성분리), Stress Triaxiality(응력삼축성), Damage(손상량), Cavitation(기공발생)

#### Abstract

Fracture behaviors of an interface crack in a ductile layer sandwiched by rigid substrates are analyzed by finite element method. Several fracture mechanisms and the corresponding criteria are examined. And the crack growth behavior and fracture toughness are predicted. As the results, various crack growth procedures such as the crack jump to the other interface on the opposite side, the creation of a new crack far from the initial crack front, and the asymmetric relation of fracture toughness vs. mode mixity ( $J_c - \phi$ ) can be successfully explained.

#### 1. 서 론

세라믹/금속 복합체나 초경공구의 브레이징과 같이 연성재료를 중간접합체로 사용하여 강성모재를 접합하는 사례가 많다. 그러나 강성모재에 끼워진 연성층의 파괴에 대한 파괴역학적 연구는 미미하다. 섬유강화복합체의 인성을 높이려는 시도로 연성기지(matrix)를 사용하려는 시도가 있었으나, 좋은 결과를 얻지 못하였는데 이것은 상대적으로 강한 섬유에 의해 기지의 연성이 매우 구속되었기 때문이다.<sup>(1)</sup> Varias 등<sup>(2)</sup>은 연성층의 소성변형이 구속된 결과 균열선단으로부터 중간층 두께의 수배만큼 떨어진 위치에서 최대응력이 발생하는 등의 특이한 현상이 발생할 수 있으며, 이 때문에 연성 중간재를 가진 접합체의 강도가 기대하는 것만큼 높아지지 않는다고 보고하였다. 강기주, 김동학<sup>(3)</sup>은 Varias 등<sup>(2)</sup>이 발견한 중간층

내의 높은 응력은 모재만으로 구성된 탄성 K-응력장보다 부분적으로 더 큰 특이성을 유발할 수 있으며 이것의 원인은 연성재료 압축 시 발생하는 마찰언덕(friction hill)과 같다고 하였다. 강기주<sup>(4)</sup>는 소성영역의 크기 예측을 위한 모델을 만들었는데 혼합모드 하에서는 위의 마찰언덕 효과가 급속히 감소하며 큰 크기의 소성영역을 만든다고 보고하였다.

Evans와 Dagleish<sup>(5)</sup>는 다양한 종류의 금속중간재에 의한 세라믹 접합체에 대한 파괴거동을 실험한 바 있는데, 취성중간재에서 발견할 수 없었던 교번분리(alternative debonding)와 같은 특이한 파괴거동을 관찰하였다. 강기주 등<sup>(6)</sup>은 황동/땀납/황동 시험편을 대상으로 혼합모드 파괴실험을 하였는데, 모드혼합도 및 중간층 두께에 따라 매우 다양한 균열진전양상이 관찰되었고, 파면에서도 모드혼합도 및 중간층 두께에 따라 딴플, 취성파면, 전단파면 등이 서로 다른 비율로 혼재하여 관찰되었다.

취성재료는 단순분리에 의해서만 파괴되지만 연성재료는 단순분리 뿐 아니라 기공의 성장과 병합, 전단변형의 집중 등 여러 가지 기구에 의하여 파괴될 수 있으며, 이러한 파괴기구들이 외

\* 전남대학교 대학원 기계공학과

\*\* 회원, 전남대학교 기계공학과

부하중, 기하학적 형태, 재료물성 등에 따라 서로 경쟁하여 실제 파괴기구가 선택되며 파괴가 진행되면서 수시로 바뀔 수 있다. 예를 들어 연성재료를 인장시험하는 경우에 한 시험편 내에서도 파면의 중앙부에서는 크기가 비교적 큰 덩플이 생기거나 가장자리에서는 전단입술(shear-lip)이 만들어지는 소위 '컵과 콘'(cup and cone)형태의 파면이 형성된다. 따라서 연성재료 파괴거동 예측을 위해서는 파괴기구를 지배하는 여러 가지 파괴조건들을 모두 적용하여 필요한 에너지(또는 하중)를 구하고 그중 최소 값을 갖는 파괴기구를 실제 파괴기구로 판정하여야 한다.

본 연구에서는 연성파괴기구와 그 발생을 위한 조건들(criteria)을 조사하였다. 또한 강기주동<sup>(6)</sup>의 황동/뿔납/황동 시험편을 대상으로 파괴거동들을 이해하기 위해서 유한요소해석을 수행하였다. 위의 각 조건들을 적용하여 균열진전거동을 묘사하고 모드혼합도에 따른 파괴인성을 예측하였다.

## 2. 파괴조건 변수

본 연구에서는 이상의 파괴기구에 대한 역학적 조건(fracture criterion)으로서 다음과 같은 것을 고려하였다.

- 균열선단부 변형량
- 최대주응력
- 정수압적응력
- 최대전단변형률
- 손상량(damage)

연성파괴에 앞서 발생하는 균열선단의 둔화는 선단전방에서 발생하는 기공과 결합하여 균열의 실질적인 진전을 촉발한다. 따라서 균열선단부 변형에 대한 하나의 척도인 균열선단열림량  $\delta_c$  (crack tip opening displacement; CTOD)은 파괴역학 역사의 초기부터 유력한 모드 I 연성파괴의 지배매개변수로서 채택되어 왔다. 또한 균열선단의 늘어진 폭<sup>(10)</sup>(stretched zone width; SZW)과 혼합모드 파괴에 대응하여 균열선단 둔화길이<sup>(11)</sup>(blunted zone length; BZL)등이 제안되어 있다. Fig. 1은 초기 노치 근처의 점 A, B가 변형 후 A', B' 위치로 이동하였을 때, 본 연구에서 파괴인성의 예측에 사용된 변수인  $\delta_c$ ,  $\delta_h$ , BZL의 정의를 보여주고 있다.

최대주응력은 취성파괴를 결정하는 주요 변수

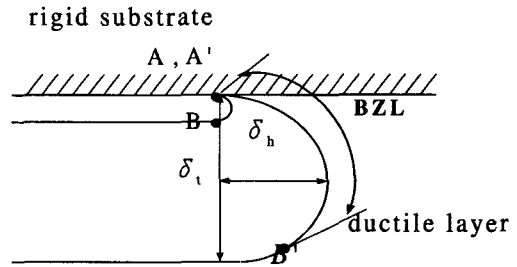


Fig. 1 Definitions of several parameters to measure the amount of the crack tip deformation.

이다. 유리, 세라믹 등의 취성재료 뿐 아니라, 연성재료 내의 취성입자에 의한 벽계파괴(cleavage), 연성금속의 피로 균열진전 등도 최대주응력의 지배를 받는다. 이종재료 접합부의 경우 접합재의 한쪽이 연성재라고 할지라도 접합계면은 모재보다 취약한 경우가 많기 때문에 계면에 수직방향의 응력(계면수직응력)의 지배를 받는 취성분리(brittle debonding)가 일어나기 쉽다.

정수압적응력은 기공성장을 지배하는 유력한 변수 중 하나이다. 평면변형률 상태의 균열선단에는 높은 정수압적응력이 존재하며 기공의 성장을 유발한다. 앞서 언급한 바와 같이 강성모재 사이에 낀 연성층 내에서는 심한 응력삼축성(stress triaxiality)이 발생하여 기공 성장을 촉진할 가능성이 크다. Varias 등<sup>(7)</sup>은 정수압적응력을 파괴조건변수로 하여 파괴인성을 예측하고 균열전방면 곳에서 기공의 불안정성장(cavitation)에 의해 파괴가 시작될 수 있음을 보여주었다.

최대전단 변형률은 연성재료 내에 국부적인 전단 집중이 발생할 때 파괴유무를 결정하는 주요 변수이다. 소성변형이 띠 형태로 집중되고 가공경화가 미약할 때 절삭가공 시와 같은 파단이 일어난다. 강성모재와 접합되어 있는 연성재료는 부착마찰을 동반하는 소성변형과 유사하게 계면에 전단변형이 집중된다.<sup>(12)</sup>

Wang<sup>(13)</sup>은 연성재료 내의 미세균열이나 기공의 발생 및 성장, 소성변형 등에 의한 강도 및 강성도의 저하(degradation)를 나타내는 변수로서 다음과 같은 손상량(damage) D를 제안하였다.

$$D = D_c - \frac{D_c - D_o}{(1 - \epsilon_o / \epsilon_c)^a} \left[ 1 - f \left( \frac{\sigma_m}{\sigma} \right) \frac{\bar{\epsilon}_p}{\epsilon_c} \right]^a$$

$$f\left(\frac{\sigma_m}{\sigma}\right) = \left[ \frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu)\left(\frac{\sigma_m}{\sigma}\right)^2 \right] \quad (1)$$

여기서  $\bar{\sigma}$ 는 유효응력,  $\bar{\epsilon}_p$ 는 유효소성변형률,  $\epsilon_0$ 와  $\epsilon_c$ 는 각각 단순인장 시 손상이 일어나기 시작하는 변형률과 파괴 시의 변형률이다. 또한  $D_0$ 와  $D_c$ 는 각각 초기 손상량과 파괴 시 손상량이며,  $\nu$ 는 Poisson의 비,  $a$ 는 재료상수이다. 연성재료의 변형 전에는 손상량이 없다고 가정하여  $\epsilon_0 = D_0 = 0$ 라고 하면, 위 식으로부터

$$f\left(\frac{\sigma_m}{\sigma}\right) \bar{\epsilon}_p = \epsilon_c \quad (2)$$

가 만족되면 최종파단에 이른다고 할 수 있다. 따라서 손상량에 의한 파괴는 변수  $\epsilon_D$  ( $\equiv f(\sigma_m/\sigma) \bar{\epsilon}_p$ )의 지배를 받는다고 할 수 있다. 위에서 언급한 바와 같이 기공성장은  $\sigma_m$  뿐 아니라  $\bar{\epsilon}_p$ 의 영향을 받는다. 강성모재와 접합된 연성재료의 계면에는 보통 합금층(intermetallics)의 돌출부, 계면자체의 거칠기, 기포 등의 기공발생을 촉진하는 매개물이 많고 전단응력이 집중되는 등 기공발생 및 소성변형에 유리한 환경이 조성되어 있다. 따라서 위의 정수압적응력 또는 최대 전단변형률 등 한 개의 변수보다는 손상량(damage)으로 이용하여 파괴 현상을 묘사하는 것이 합리적일 수도 있다.

### 3. 유한 요소 해석

저자가 장기간 실험<sup>(6,9)</sup>을 통하여 파괴인성 및 균열진전거동, 파면 관찰 등에 대한 많은 결과를 축적하고 있는 황동/땀납/황동 샌드위치 시험편을 대상으로 유한요소해석을 수행하였다. 자세한 계산과정은 김동학의 논문<sup>(14)</sup>에 기술되어있다.

### 4. 파괴거동의 해석 및 결과

#### 4.1 균열 선단부 변형과 파괴인성

Fig. 2는  $J/\sigma_0 h = 0.04$ 일 때  $\phi$ 에 따른 균열선단 변형 양상을 보여주고 있다. 여기서  $\phi$ 는 외부 탄성 K-응력장 ( $K_I^\infty$ 와  $K_{II}^\infty$ )의 모드 혼합도로서  $\phi = \tan^{-1}(K_{II}^\infty / K_I^\infty)$ 와 같이 정의된

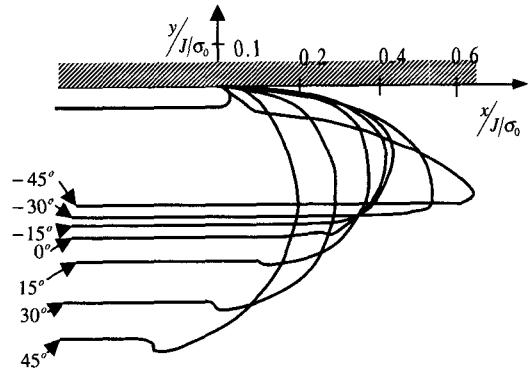


Fig. 2 Crack tip deformation patterns with various mode mixity  $\phi$  at the loading of  $J/\sigma_0 h = 0.04$ .

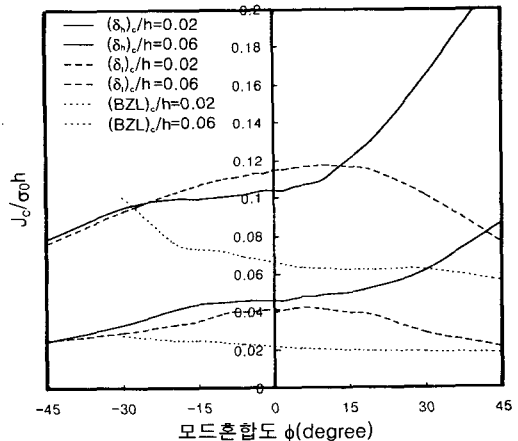


Fig. 3 Predictions of the fracture toughness  $J/\sigma_0 h$  with various fracture criteria using near-tip deformation. For each criterion, the upper lines indicate the ones corresponding to the larger critical values.

다.  $\phi$ 가 양(+)인 경우에는  $\phi=0$ 인 경우 보다 선단의 둔화(blunting)가 심하고  $\phi$ 가 음(-)인 경우에는 선단이 날카로워진다. 만일 균열선단 변형이나 응력상태에 의해 파괴인성이 결정된다면 파괴인성이  $\phi$ 의 부호에 따라 달라질 것으로 예상된다. 모드 I 파괴 시 균열선단 둔화와 기공간격으로부터 파괴인성을 예측하는 것처럼 Fig. 1에서 정의된  $\delta_b$ ,  $\delta_h$  및 BZL이 어느 임계값에 도달하면 균열진전이 시작된다고 가정하여 모드혼합도에 따라 파괴인성을 예측한 것이 Fig. 3에 도시되

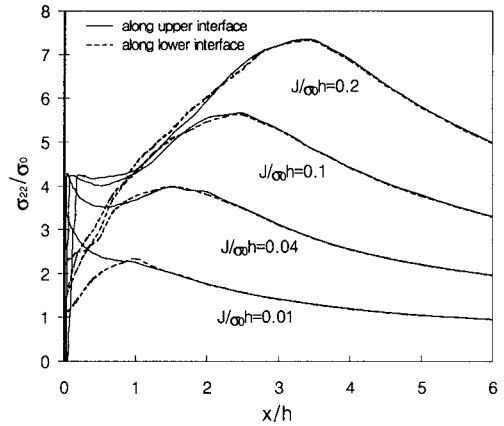
다.  $\delta_h$ 을 파괴조건 변수로 사용한 결과는 양(+)의  $\phi$ 에 대해서는 파괴인성이 크고 음(-)의  $\phi$ 에 대해서는 둔감하게 감소하는 파괴인성을 보인다. 이는 Thurston과 Zehnder<sup>(8)</sup>의 실리카/구리/실리카 계면에 대한 실험결과와 유사하다.  $\delta_i$ 을 파괴조건 변수로 사용한 결과는 모드 I에서 파괴인성이 최대이고 혼합모드하중에 대해서는 부호에 관계없이 파괴인성이 감소함을 보인다. Ghosal과 Narasimhan<sup>(15)</sup>은 연성균질재료의 혼합모드 파괴시  $\delta_i$ 가 모드혼합도와 무관하게 일정함을 주장한 바 있다. 또한 Aoki 등<sup>(11)</sup>이 균질재료 혼합모드 파괴조건변수로서 제안한 BZL에 의하면 파괴인성은 양(+)의  $\phi$ 에 대해서 거의 일정하고 음(-)의  $\phi$ 에 대해서는 민감하게 증가하는 양상을 보이고 있다.

위에서 언급한 선단변형을 이용한 파괴조건변수들은 모두 취성재료에 대한 것과는 전혀 다른  $J_c - \phi$ 관계를 예측하게 한다. 그러나 이것들은 실험에서 관찰되었던 반대계면에서의 균열진전에 의한 파괴현상을 설명할 수 없다.

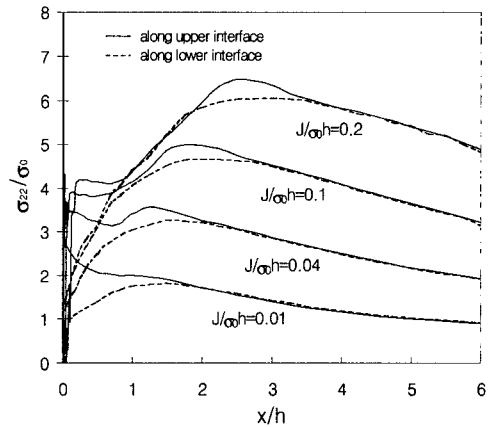
4.2 최대 주응력과 파괴인성

연성중간층의 내부와는 달리 강성모재와의 계면은 취약하기 쉽다. 실제로 황동/뿔납 계면에는 취성의  $Cu_6Sn_5$  금속중간상(intermetallics)이 존재한다.<sup>(16)</sup> 따라서 본 연구에서는 최대 주응력 대신 계면에 수직한 응력  $\sigma_{22}$ 을 파괴변수로 하여 균열 거동을 예측하였다.

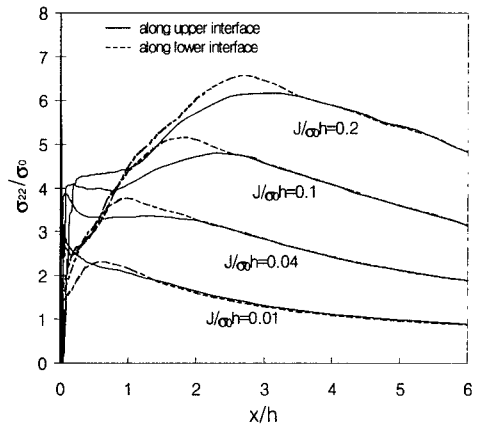
모드혼합도와 하중크기에 따른 윗, 아랫 계면에서의  $\sigma_{22}$ 분포를 조사한 것이 Fig. 4에 도시되어 있다. 먼저 Fig. 4(a)에 나타나 있는  $\phi=0$ (mode I)인 경우를 살펴보면 하중이 커짐에 따라 균열선단보다는 그 전방 먼 곳에서의  $\sigma_{22}$ 가 점차 증가함을 알 수 있다. 이는 Varias 등<sup>(2)</sup>이 발견한 바 있는데 강기주, 김동학<sup>(3)</sup>에 의하면 소성압축 시 마찰언덕과 같은 원리 즉 상하모재에 의한 중간층 소성유동의 구속 때문에 발생한다고 한다. 계면의 접합강도가 높아서 소성영역이 커질 때까지 파괴되지 않으면 균열선단 먼 곳에  $\sigma_{22}$ 가 매우 커지게 되어 취성 분리(brittle debonding)에 이르게 된다. 이러한 현상 때문에 연성재료의 인성이 연성/강성재료 복합체·접합체의 강도를 개선하



(a)  $\phi = 0$

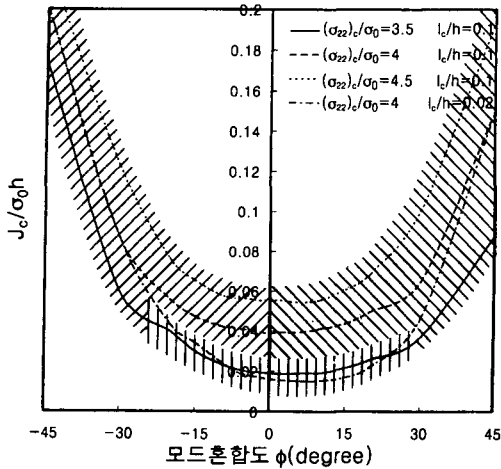


(b)  $\phi = -20^\circ$



(c)  $\phi = +20^\circ$

Fig. 4 Competition between the normal stress alloy upper and lower interface.

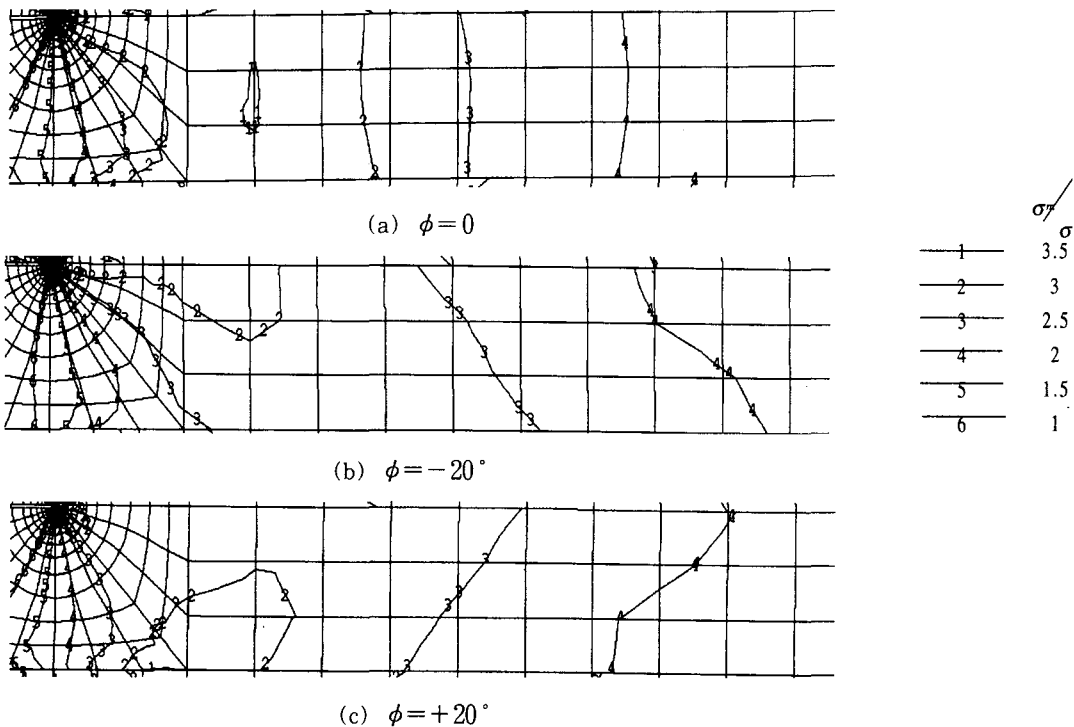


**Fig. 5** Predictions of the fracture toughness  $J_c/\sigma_0 h$  using the fracture criterion based on the normal stress  $\sigma_{22}$ . ▨ fracture at upper interface, ▩ fracture at lower interface, ▮ fracture just ahead of initial crack tip.

는 데 기여하지 못한다.

Fig. 4(b)와 (c)는 각각  $\phi = -20^\circ$  및  $+20^\circ$ 일 때의  $\sigma_{22}$  분포를 보여주고 있다. 두 경우에서도 하중증가에 따라 선단전방 먼 곳에서  $\sigma_{22}$ 는 증가하나 그 정도가 모드 I (Fig. 4(a))에 미치지 못한다.  $\phi = 0^\circ$ 인 경우 선단전방 먼 곳에서 윗, 아랫 계면의  $\sigma_{22}$ 는 거의 일치한 반면,  $\phi = -20^\circ$ 인 경우에는 윗 계면에서의  $\sigma_{22}$ 가 항상 크며,  $\phi = +20^\circ$ 인 경우에는 선단근처를 제외하고는 항상 아랫 계면의  $\sigma_{22}$ 가 더 크다. 따라서 취성분리에 의해 파괴가 일어난다면 양(+)의  $\phi$ 에 대해서는 반대편 계면에서 새로운 균열이 발생할 것이다.

$\sigma_{22}$ 을 파괴조건 변수로 하여 파괴인성을 예측한 것이 Fig. 5에 도시되어 있다. 임계거리  $l_c$  이상의 범위에서  $\sigma_{22}$ 가 임계값  $(\sigma_{22})_c$ 을 초과하면 파괴가 된다고 가정하여 몇 가지  $l_c$ 와  $(\sigma_{22})_c$ 에 대한  $J_c-\phi$ 를 예측한 결과이다. Varias 등<sup>(7)</sup>이 예측한 것과 마찬가지로  $J_c$ 는  $\phi=0$ 에서 최소값을 보



**Fig. 6** Distribution of the hydrostatic stress  $\sigma_m$  in a ductile layer sandwiched by rigid substrates.

이고 혼합모드에서는 그 부호에 관계없이 증가한다. 또한 Fig. 4에서 예상할 수 있듯이  $\phi < 0$ 인 경우에는 윗 계면을 따라 파괴가 진행되나,  $\phi > 0$ 인 경우에는 아랫 계면에서 균열이 발생한다. 또한  $(\sigma_{22})_c$ 와  $l_c$ 에 따라  $-30^\circ < \phi < 30^\circ$  범위에서는 균열선단으로부터 바로 균열이 전진하기도 한다.

4.3 정수압력 응력과 파괴인성

$J/\sigma_0 h = 0.04$ 인 경우  $\phi = 0, -20^\circ, +20^\circ$ 인 경우 중간층 내의  $\sigma_m$ 분포를 조사한 것이 Fig. 6에 도시되어 있다. Fig. 4에서 알 수 있듯이  $J/\sigma_0 h = 0.04$ 에서는 마찰언덕에 의한 선단 전방면 곳의 응력이 충분히 커지지 않는 상태임에도 불구하고,  $\phi = 0$ 인 경우  $\sigma_m$ 은 연성 중간층 중간에서 최대값을 보이고  $\phi = -20^\circ$ 이면 윗 계면 근처,  $\phi = +20^\circ$ 이면 아랫 계면에서  $\sigma_m$ 이 상대적으로 더 큼을 알 수 있다.

$\sigma_m$ 을 파괴 조건변수로 하여 파괴인성을 예측한 것이 Fig. 7에 도시되어 있다. Varias 등<sup>(7)</sup>의

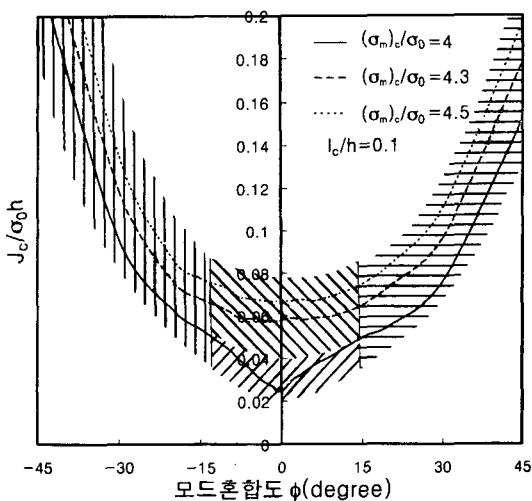
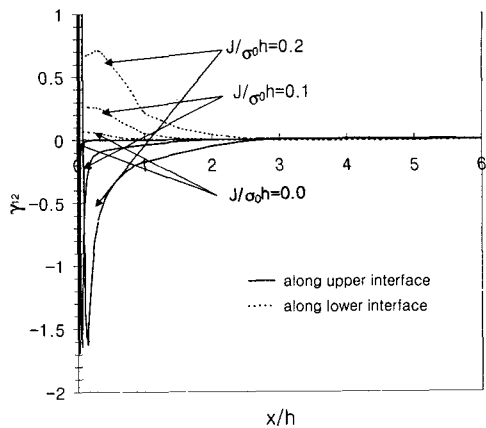
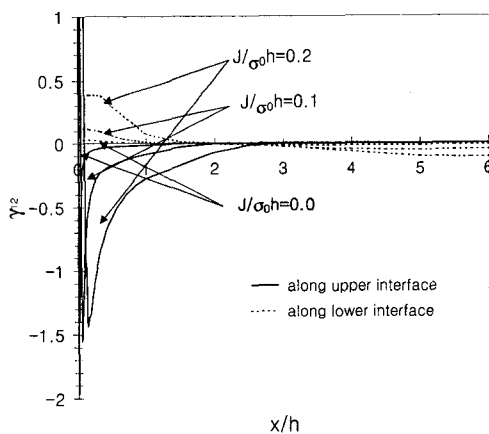


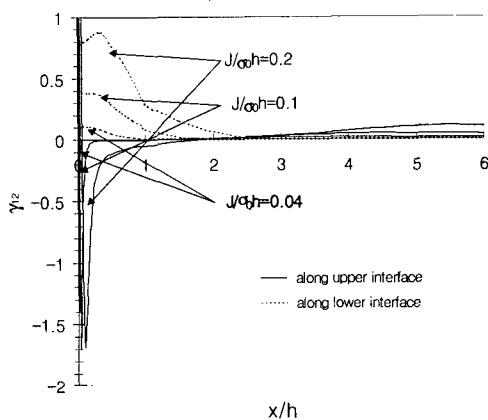
Fig. 7 predictions of the fracture toughness  $J_c/\sigma_0 h$  using the fracture criterion based on the hydrostatic stress  $\sigma_m$ . ||| fracture at upper interface, ≡ fracture at lower interface, ≡≡ fracture in middle of interlayer, ≡≡≡ fracture just ahead of crack tip.



(a)  $\phi = 0$



(b)  $\phi = -20^\circ$



(c)  $\phi = +20^\circ$

Fig. 8 comparisons of the shear strain  $\gamma_{12}$ 's along upper and lower interfaces.

결과와 유사하게 파괴인성  $J_c$ 는  $\phi=0$ 일 때 최소이고 혼합모드에서는 증가한다.  $\phi$ 가  $-10 < \phi < 10$  범위에서는  $\sigma_m$ 의 임계값  $(\sigma_m)_c$ 가  $4.3 \sigma_0$  이상이면 중간층 중간부에서 기공발생(cavitation)에 의하여 파괴가 시작되고  $(\sigma_m)_c$ 가 그 이하이면 선단 근처의 기공 성장이 둔화된 균열 선단과 연결되어 파괴가 시작된다. 또한  $\phi > 15^\circ$  이면 아랫 계면에서  $\phi > -15^\circ$  이상이면 윗 계면 선단 전방 먼 곳에서 균열이 발생한다.

4.4 전단 변형률과 파괴인성

강성모재에 접합된 연성재료는 그 계면에서 수직변형률  $\epsilon_{11}$ ,  $\epsilon_{22}$ 가 억제되는 반면 전단변형은 커진다. 이는 부차마찰을 동반한 소성유동과 유사한 것이다. 따라서 계면에서 전단변형이 집중적으로 발생할 것이므로 본 연구에서는 계면에 평행한 전단변형률  $\gamma_{12}$ 의 분포를 조사하고 이를 파괴조건 변수로 하여 균열거동을 예측하였다.

모드혼합도와 하중크기에 따른 윗, 아랫 계면에서의  $\gamma_{12}$ 분포가 Fig. 8에 도시되어 있다. 모드혼합도  $\phi$ 에 관계없이 균열선단의 둔화 때문에 윗 계면 선단 바로 전방의  $\gamma_{12}$ 는 항상 음(-)의 값을 보인다. 또한 하중이 커져도  $\gamma_{12}$ 의 크기는

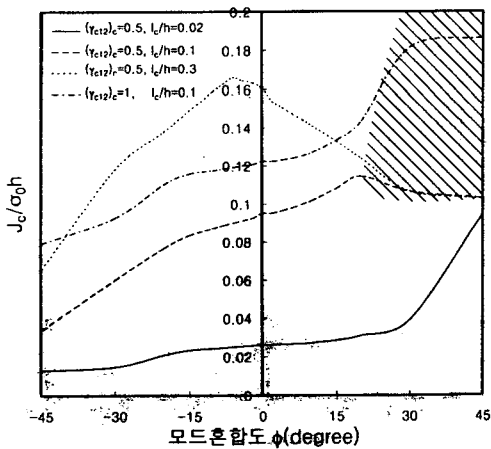
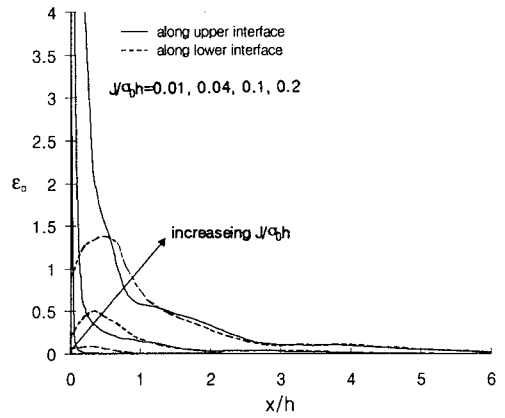
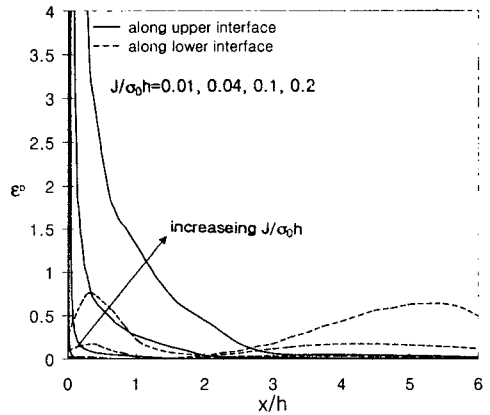


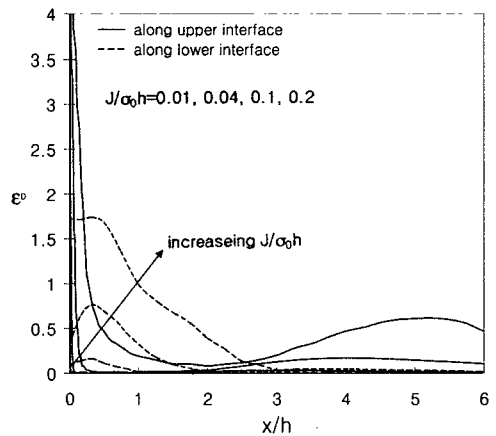
Fig. 9 Predictions of the fracture toughness  $J_c / \sigma_0 h$  using the fracture criterion based on the shear strain  $\gamma_{12}$  parallel to the interface. ▨ indicates fracture at the lower interface.



(a)  $\phi = 0$



(b)  $\phi = -20^\circ$



(c)  $\phi = +20^\circ$

Fig. 10 Comparisons of the damage variable  $\epsilon_D$ 's along upper and lower interfaces.

선단근처(또는 직하)에서 가장 크기 때문에 선단 전방 먼 곳에서 전단집중에 의한 균열 발생은 없을 것으로 예상된다. 모드 I 하중 ( $\phi=0$ )에 대한 Fig. 8(a)를 보면 윗 계면의 선단근처에서의 변형을 집중이 더 심하나 균열선단 근처 및 직하의  $\gamma_{12-x}$  선 아래 면적( $= \int |\gamma_{12}| dx$ )은 서로 거의 같다. 그러나  $\phi=-20^\circ$  인 경우(Fig. 8(b))에는 윗 계면 선단근처  $\gamma_{12-x}$ 선 아래 면적이, 아랫 계면의 선단직하 면적보다 항상 더 크고,  $\phi=+20^\circ$  인 경우 (Fig. 8(c))에는 아랫 계면의 선단직하  $\gamma_{12-x}$  면적이 더 크다. 이는 모드혼합도의 부호에 따라 전단변형집중에 의한 균열 진전 또는 발생위치가 윗 계면과 아랫 계면으로 달라진다는 것을 의미한다.

$\gamma_{12}$ 의 크기를 파괴조건 변수로 하여 파괴인성을 예측해보면 Fig. 9와 같다. 앞에서와 마찬가지로 임계거리  $l_c$ 이상의 범위에서  $\gamma_{12}$ 가 임계값 ( $\gamma_{12})_c$ 을 초과하면 균열이 발생 또는 진전한다고 가정하여 몇 가지  $l_c$ 와 ( $\gamma_{12})_c$ 에 대하여  $J_c - \phi$ 를 예측한 결과이다.  $\phi=0$ 에 대하여 비대칭  $J_c - \phi$  관계를 보이며  $\phi > 25^\circ$ ,  $l_c \geq 0.1h$ 인 경우에만

가능하다는 것을 알 수 있다.

4.5 손상과 파괴인성

앞에서 말한 바와 같이 계면에서는 소성변형 및 기공발생이 용이한 환경이 조성되어 있다. 재료의 미세 구조적인 측면 뿐 아니라  $\sigma_m, \gamma_{12}$  등 역학적인 조건 면에서도 유리하다. 따라서 2장에서 정의된 파괴조건 변수  $\epsilon_D$ 을 윗, 아랫 계면에 대해서만 조사하여 균열 거동을 예측하였다. Fig. 10은 모드혼합도와 하중크기에 따른 윗, 아랫 계면에서의  $\epsilon_D$ 의 분포를 보여주고 있다.  $\phi=0^\circ$  인 경우(Fig. 10(a))에는 균열선단 부근에서만  $\epsilon_D$ 가 급격한 증가를 보일 뿐 윗, 아랫 계면의  $\epsilon_D$ 값은 거의 유사하다. 반면에  $\phi=-20^\circ$  인 경우(Fig. 10(b))에는 윗 계면 균열선단 앞  $\epsilon_D$ 가 압도적으로 크고 아랫 계면에서는  $J/\sigma_0 h = 0.2$ 인 경우에만  $x_1 = 5h$  근방에서 상당히 큰  $\epsilon_D$ 가 분포한다.  $\phi=+20^\circ$  인 경우 (Fig. 10(c))에는 균열선단 좁은 영역 ( $x_1 < 0.3h$ )을 제외하고는 아랫 계면의  $\epsilon_D$ 가 훨씬 크며 윗 계면에서는 역시  $J/\sigma_0 h = 0.2$ 인 경우에만  $x_1 = 5h$  근방에서 상당히 큰  $\epsilon_D$ 가 분포한다.

$\epsilon_D$ 을 파괴조건 변수로 하여 파괴인성을 예측한 것이 Fig. 11에 도시되어 있다. 몇 가지 임계거리  $l_c$ 와 임계값  $\epsilon_c$ 에 대하여  $J_c - \phi$ 를 예측한 결과이다.  $\phi=0$ 에 대하여 비대칭  $J_c - \phi$  관계를 보이며  $7^\circ < \phi < 35^\circ$ ,  $l_c > 0.05h$ 인 경우에만 아랫 계면에서 손상에 의한 파단(균열발생 및 진전)이 가능함을 알 수 있다.

5. 결론

여러 가지 파괴조건변수의 특징과 그것에 의한 파괴인성예측 결과들을 종합해 보면 다음과 같다.

- (1) 선단변형률에 기초한 파괴매개변수인  $\delta_b, \delta_h$ , BZL은 파괴기구에 관계없이 사용될 수 있으며 실험적인 응용이 비교적 용이하나 아랫 계면 또는 선단 전방 먼 곳에서의 균열 발생에는 사용될 수 없다.

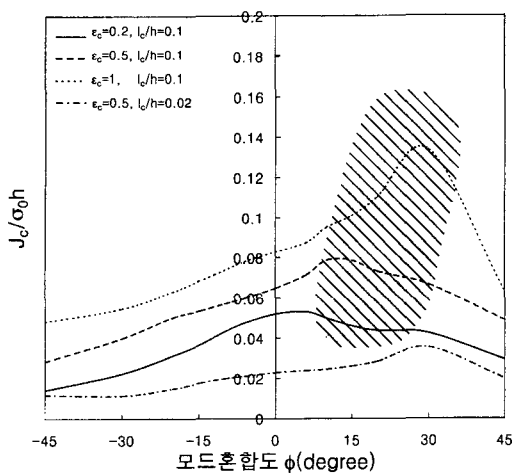


Fig. 11 Predictions of the fracture toughness  $J_c/\sigma_0 h$  using the fracture criterion based on the damage variable  $\epsilon_D$  parallel to the interface.  $\text{▨}$  indicates fracture at the lower interface.



(2)  $\sigma_{22}$ 와  $\sigma_m$ 은 각각 단순분리와 기공성장 에 의한 파괴 시 적용할 수 있으며 슬립라인해나 해석해가 존재하여 쉽게 적용이 가능하다. 취성계면파괴와 유사한 형태의 대칭  $J_c - \phi$  관계를 나타낸다.

(3)  $\gamma_{12}$ 는 모드II성분이 지배적인 파괴현상에 유효하며 실험에 의한 측정이 가능하다.<sup>(17)</sup> 균열선단 전방 먼 곳의 균열발생을 설명할 수 없다.

(4)  $\epsilon_D$ 는  $\sigma_m$ 와  $\gamma_{12}$ 의 영향을 동시에 받는 전단-기공 성장 파괴에 적용할 수 있다.  $\epsilon_D$ 에 의한 파괴거동 예측을 위해서는 정밀한 FEA가 반드시 필요하다.

## 후 기

본 연구는 한국과학재단 특정기초 연구비(과제 번호 94-0200-02-02-3)의 지원에 의하여 수행되었으며 이에 감사를 표합니다.

## 참고문헌

- (1) Anderson, T.L., 1995, *Fracture Mechanics*, 2nd Ed, CRC Press, p. 333.
- (2) Varias, A.G., Suo, Z. and Shih, C.F., 1991, "Ductile Failure of a Constrained Metal Foil," *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 39, p. 963~986.
- (3) 강기주, 김동학, "Analysis on the Stress Distribution in Front of an Interface Crack in a Ductile Intermediary Layer Sandwiched by Rigid Substrates," in preparation.
- (4) 강기주, 1999, 대한 기계학회 재료 및 파괴 부문 학술 대회 논문집, KSME 99MF16, p. 111 ~ 120.
- (5) Evans, A.G. and Dalgleish, B.J., 1993, "The Fracture Resistance of Metal-Ceramic Interface," *Mat. Sci. Engng*, Vol. A162, p. 1~13.
- (6) 강기주, 송부근, 박영찬, 1998, *대한기계학회 논문집 A 권*, 제 22 권, p. 2221~2230.
- (7) Varias, A.G., Suo, Z. and Shih, C.F., 1992, "Mode Mixity Effect on the Damage of a Constrained Ductile Layer," *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 40, p. 485~509.
- (8) Liechti, K.M. and Chai, Y.S., 1992, "Asymmetric Shielding in Interfacial Fracture Under In-Plane Shear," *J. Appl. Mech.*, Vol. 59, p. 295~304.
- (9) Thurston, M.E. and Zehnder, A.T., 1993, "Experimental Determination of Silica/Copper Interfacial Toughness," *Acta Metall. Mater.*, Vol. 41, p. 2985~2992.
- (10) 강기주, 최선희, 김동학, "Fractographies and Finite Element Analysis of an Interface Fracture in a Ductile Intermediary Layer Sandwiched by Rigid Substrates," in preparation.
- (11) JSME S 001-1981, 1981, "탄소성 파괴인성 J 시험 방법," *일본 기계학회*, 탄소성 파괴 인성시험 기준 작성 분과회.
- (12) Aoki, S., Kisimoto, K., Yoshida, T., Sakata, M. and Richard, H.A., 1990, "Elastic-Plastic Fracture Behavior of an Aluminum Alloy Under Mixed Mode Loading," *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 38, p. 195~213.
- (13) Tvergaard, V., 1990, "Failure by Ductile Cavity Growth at a Metal/Ceramic Interface," DCAMM Report No. 406.
- (14) Wang, T.J., 1991, "A Continuum Damage Model for Ductile fracture of Weld Heat Affected Zone," *Engng Fract. Mech.*, Vol. 40, p. 1075~1082.
- (15) 김동학, 1998, "탄성체에 의해 샌드위치된 연성층에서의 균열진전 거동에 대한 파괴역학적 해석," 전남대학교 석사학위 논문.
- (16) Ghosal, A.K. and Narasimhan, R., 1994, "A Finite Element Analysis of Mixed-Mode fracture Initiation by Ductile Failure Mechanisms," *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 42, p. 953~978.
- (17) 강기주, 최선희, 송부근, 1999, "강성모재에 의해 구속된 연성 중간층의 파괴, 제2보: 역학적 분석," *대한기계학회 논문집*, 게재승인.
- (18) Chai, H. and Chiang, M.Y.M., 1996, "A Crack Propagation Criterion Based on Local Shear Strain in Adhesive Bonds Subjected to Shear," *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 44, p. 1669~1689.