

## 論文

복합재료-탄소강 접착제 결합 조인트의 하중지지 능력 예측을 위한 이종 재료 접합  
계면의 파괴 역학적 분석

김원석\*, 신금철\*\*, 이정주\*\*+

Fracture Mechanical Characterization of Bi-material Interface for the Prediction of  
Load Bearing Capacity of Composite-Steel Bonded Joints

Won-Seok Kim\*, Kum-Chel Shin\*\*, Jung-Ju Lee\*\*+

## ABSTRACT

One of the primary factors limiting the application of composite-metal adhesively bonded joints in structural design is the lack of a good evaluation tool for the interfacial strength to predict the load bearing capacity of bonded joints. In this paper composite-steel adhesion strength is evaluated in terms of stress intensity factor and fracture toughness of the interface corner. The load bearing capacity of double lap joints, fabricated by co-cured bonding of composite-steel adherends has been determined using fracture mechanical analysis. Bi-material interface corner stress singularity and its order are presented. Finally stress intensities and fracture toughness of the wedge shape bi-material interface corner are determined. Double lap joint failure locus and its mixed mode crack propagation criterion on  $K_I$ - $K_{II}$  plane have been developed by tension tests with different bond lengths.

## 초 록

구조물 설계에 복합재료-금속 접착제 결합 조인트의 개발 및 사용을 제한하는 가장 큰 요인은 접착 조인트의 하중지지 능력 예측을 위한 접착 계면의 강도 평가 방법의 부재이다. 본 연구에서는 복합재료-탄소강의 접착 강도를 계면 모서리에서의 응력강도계수와 파괴 인성 값으로 평가하였다. 구체적으로 동시 경화 성형법으로 제작된 복합재료-탄소강 양면 겹치기 접착 조인트의 하중지지 능력을 파괴 역학적 분석 방법을 통하여 결정하였다. 이종재료 계면 모서리 첨단에서의 응력 특이성과 그 지수를 제시하고 최종적으로 응력강도계수와 실험을 통한 계면의 파괴인성 값을 획득하였다. 서로 다른 접합 길이를 갖는 조인트의 하중지지 능력 비교를 통하여 양면 겹치기 접착 조인트의 파괴 인성치와 혼합 모드에서의 균열 진전 기준을  $K_I$ - $K_{II}$  평면 내에 도식하였다.

**Key Words** : 접착제 결합 조인트(adhesively bonded joint), 이종재료 계면(bi-material interface), 응력강도계수(stress intensity factor), 양면 겹치기 동시 경화 조인트(co-cured double lap joint)

## 1. 서 론

최근 구조물 설계에 기존의 기계적인 결합(볼트, 리벳 등)이

나 용접을 대체하여 접착제를 이용한 결합(adhesive bonding)의 사용 및 연구가 활발하게 이루어지고 있다. 그 이유는 구조물 용 접착제 성능의 향상과 접착제 결합이 본질적으로 가지는

\* 한국과학기술원 기계공학과

\*\* 현대자동차 고분자 재료 연구팀

\*+ 한국과학기술원 기계공학과 교신저자(E-mail:leejungju@kaist.ac.kr)

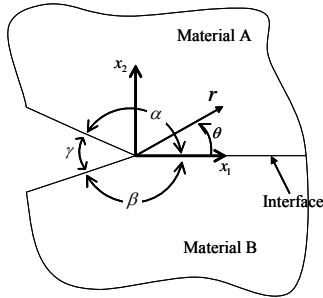


Fig. 1 이중재료 계면 모서리 첨단 의 형상.

장점들로 인하여 접착제를 사용하여 기존의 기계적인 결합이나 용접보다 더 우수한 결합이 가능하게 되었기 때문이다[1]. 접착제 결합 조인트를 이용한 구조물 설계에서 가장 중요한 사항은 결합 조인트의 신뢰성 있는 하중 지지 능력 평가와 함께 접착 강도에 영향을 미치는 다양한 접착 변수들의 최적화이다. 그러나 이상의 방법들은 아직 확립되어있지 않은 실정이다. 이것은 접착제를 이용한 결합이 구조물 설계에서 하중을 지지하는 주구조물(primary structure)의 핵심 부분에는 사용되지 않고 있는 이유이기도 하며 다른 여러 산업 분야에 퍼지는데 걸림이 되는 이유이기도하다.

본 연구에서는 파괴역학적인 분석을 통하여 최근 항공기, 자동차, 선박 등 여러 구조물들에 널리 쓰이기 시작하고 있는 복합재료와 금속재료의 접착제 결합 조인트의 신뢰성 있는 하중 지지 능력 평가 방법을 제시하고자 한다.

## 2. 이중재료 계면 모서리의 응력 특이성

서로 다른 기계적 물성을 갖는 두 재료의 일반적인 결합 계면의 모서리 첨단은 Fig. 1과 같은 기하학적 형상을 갖는다. 계면 모서리 첨단 부근에서의 응력 장은 (식) 1과 같이 특이성을 나타내어 탄성론적으로는 무한 응력 상태가 나타나게 된다. 이때 응력 특이성 지수  $\lambda - 1$ 과 모서리 응력 강도 계수  $K_I^n, K_{II}^n$ 의 정확한 결정은 결합 계면의 응력 상태와 조인트의 파괴 하중을 예측할 수 있게 해주므로 그 방법은 가장 중요한 설계과정이다.

$$\begin{aligned} \sigma_{ij}^M &= K_I^n r^{\lambda_i - 1} f_{ij}^{I M}(\theta) + K_{II}^n r^{\lambda_{II} - 1} f_{ij}^{II M}(\theta) \\ u_i^M &= K_I^n r^{\lambda_i} g_i^{I M}(\theta) + K_{II}^n r^{\lambda_{II}} g_i^{II M}(\theta) \end{aligned} \quad (1)$$

많은 연구들이 다양한 재료와 형상을 갖는 이중 재료 결합 첨단의 응력 특이성 지수 및 응력강도계수 결정을 위해 수행되어왔다. 대표적으로 Reedy[2]는 맞대기 접착 조인트(butt joint)형상의 금속재료와 접착제 사이에서의 파괴 역학적 분석을

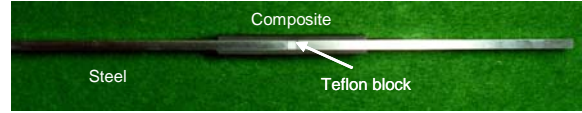


Fig. 2 양면 접착제 접합 조인트 시편.

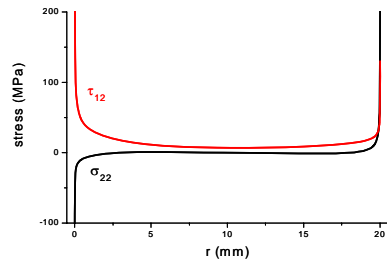
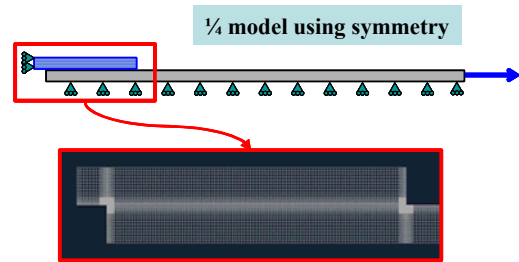


Fig. 3 조인트 계면 모서리 첨단에서 나타나는 응력 특이성.

수행하였고 Akisanya[3]는 초기 균열이 있는 경우와 없는 경우를 비교하며 보존 적분법을 사용하여 이중재료 접착 계면 첨단의 응력강도계수를 결정하였다. Ting[4]은 이방성-이방성 재료 결합 조인트의 일반적인 형상에서의 파괴 역학적 분석 결과를 정리하기도 하였다. 본 연구에서는 최근 개발된 Choi[5]의 이방성-등방성 재료 결합 계면의 응력 및 변위장 분석을 위한 expanded Stroh formalism을 도입하여 특정 형상의 복합재료-금속 결합 모서리 문제의 탄성해를 구하고 H-보존적분법을 사용하여 응력강도계수를 얻는 방식을 취하였다.

Fig. 2는 본 연구에서 사용한 양면 접착제 접합 조인트 시편의 형상이며 Fig. 3은 조인트의 유한요소 해석 결과 계면에서의 응력 분포로서 이중 재료 계면 첨단에서 응력 특이성이 나타남을 보여준다. 유한요소 모델은 대칭성을 이용하여 전체 조인트 형상의 1/4만 모델링하였으며 복합재료와 탄소강 사이는 완전한 결합으로 가정하고 노드(node)들을 동일 노드로 구속하여 변위 및 응력의 연속 조건을 부여하였다. 계면에서의 응력 분포를 보면 모서리 첨단에서 두 응력 성분( $\sigma_{22}, \tau_{12}$ )이 급격하게 증가하는 것을 확인할 수 있으며 왼쪽 모서리 첨단의 미끄러짐 모드(mode II)의 응력 상태가 가장 위험함을 알 수 있다. 재료에 균열이 있는 경우 균열 선단 부근에서 응력 특이성이 나타나듯이 이중재료 접착 계면 모서리 첨단에서도 유한 요소 그물망(mesh)을 더 작게 하면 할수록 무한대로 수

럼하는 응력 상태를 관찰할 수 있다. 이는 단순히 하중을 단면적으로 나누어주어 평균 전단응력을 이용한 전단 강도로는 조인트의 하중지지 능력이 예측될 수 없음을 의미한다.

### 3. 이종재료 계면 응력 특이성 해석 과정

파괴 역학적으로 이종 재료 접합 모서리 첨단에서 나타나는 응력 및 변위장의 특성을 대표하는 응력 강도 계수(notch stress intensity,  $K^n$ )와 파괴 인성 값을 이용한 파손 기준, (식) 2를 사용하기 위해서는 모서리 첨단 부근의 형상과 조인트 전체의 하중 및 경계 조건들의 함수인 파괴역학 변수, 응력강도계수 ( $K_I^n, K_{II}^n$ )의 엄밀한 계산과 접착 계면의 재료 상수인 특성 응력강도계수 ( $K_{IC}^n, K_{IIC}^n$ )의 정확한 측정이 요구된다. 여기서  $K^n$ 의 위 첨자 n은 파괴역학에서 일반적으로 대상으로 하는 균열 선단에서의 응력강도계수가 아닌 이종재료 접합 모서리의 쐐기(notch) 형상 첨단에서의 응력 특이성의 강도를 나타내는 상수이기 때문에 붙여졌다.

$$K_I^n \geq K_{IC}^n, K_{II}^n \geq K_{IIC}^n \quad (2)$$

본 연구에서 해석한 이종재료 접합 조인트는 Fig. 4와 같은 복합재료와 금속의 양면 겹치기 접합 조인트로서 ASTM D3528 규격을 기반으로 치수를 결정하였다. 해석 및 실험의 대상이 된 재료는 탄소강(SM45C)과 일방향으로 적층된 탄소 섬유/에폭시 복합재료로서 0.15mm 정도 두께의 프리프레그 (SK SkyFlex, USN150BX)를 16장 적층하여 구성된 2.4mm 두께의 적층판 ([0<sub>16</sub>]<sub>T</sub>)을 사용하였다.

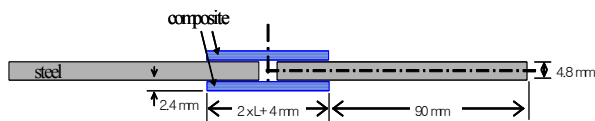


Fig. 4 양면 겹치기 접합 조인트 시편.

파괴 역학적 분석은 응력 특이성이 나타나는 이종재료 모서리 첨단에서 주어진 경계조건을 만족시키는 평형 방정식의 탄성해를 구함으로써 응력 및 변위 장을 얻는 방식을 취한다. Fig. 5는 본 연구에서 대상으로 한 양면 겹치기 접합 조인트의 안쪽 모서리 첨단에서 나타나는 경계 조건을 보여준다. 본 연구에서는 계면에 초기 균열이 없다고 보고 경계 조건을 세웠다. 계면에서는 복합재료와 금속이 완전히 결합되었다고 가정하여 변위와 계면에서 수직인 면에 작용하는 응력의 연속조건을 주었으며 90°의 쐐기 형상의 자유면은 무응력 상태

(traction free)로 가정하였다.

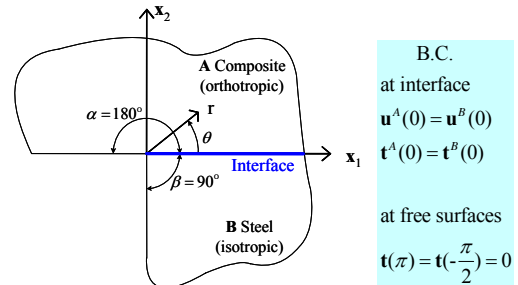


Fig. 5 복합재료-탄소강 접합 조인트 모서리 첨단.

고체 내의 응력의 평형 방정식은 체력(body force)이 없는 경우 (식) 3과 같이 변위에 대한 2계 제차 편미분 방정식의 형태를 갖는다.

$$\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} = C_{ijkl} \frac{\partial^2 u_k}{\partial x_i \partial x_j} = 0 \quad (3)$$

이방성재료의 탄성해를 구하는 강력한 도구인 Stroh formalism을 사용하면 (식) 3의 평형 방정식을 만족시키는 변위와 응력 장을 (식) 4와 같이 표현할 수 있다[4, 6].

$$\begin{aligned} \mathbf{u} &= \mathbf{A}\mathbf{f}(z) + \overline{\mathbf{A}}\overline{\mathbf{f}}(\overline{z}) = 2 \operatorname{Re}[\mathbf{A}\langle f(z_\alpha) \rangle \mathbf{q}] \\ \mathbf{t}_2 = \boldsymbol{\sigma}_{2i} &= \mathbf{B}\mathbf{f}(z) + \overline{\mathbf{B}}\overline{\mathbf{f}}(\overline{z}) = 2 \operatorname{Re}[\mathbf{B}\langle f(z_\alpha) \rangle \mathbf{q}] \\ \mathbf{t}_1 = \boldsymbol{\sigma}_{1i} &= \mathbf{D}\mathbf{f}(z) + \overline{\mathbf{D}}\overline{\mathbf{f}}(\overline{z}) = 2 \operatorname{Re}[\mathbf{D}\langle f(z_\alpha) \rangle \mathbf{q}] \end{aligned} \quad (4)$$

이종 재료 계면 모서리 첨단에서의 응력 분포를 결정짓는 함수  $f(z)$ 는 일반적으로 응력 특이성이 나타나는 문제에서 자주 쓰이는 (식) 5와 같은 형태의 지수 함수 꼴의 해를 가정하였다.

$$f_\alpha(z_\alpha) = \frac{1}{\lambda} z_\alpha^\lambda q_\alpha \quad (5)$$

where  $z_\alpha = x_1 + p_\alpha x_2 = r(\cos \theta + p_\alpha \sin \theta)$

Fig. 5의 경계조건을 (식) 4에 대입하면 다음 (식) 6과 같은 4개의 텐서 방정식을 얻게 된다.

$$\begin{aligned}
 \frac{1}{\lambda} r^{\lambda} \mathbf{A}^A \mathbf{q}^A + \frac{1}{\bar{\lambda}} r^{\bar{\lambda}} \overline{\mathbf{A}^A \mathbf{q}^A} &= \frac{1}{\lambda} r^{\lambda} \mathbf{A}^B \mathbf{q}^B + \frac{1}{\bar{\lambda}} r^{\bar{\lambda}} \overline{\mathbf{A}^B \mathbf{q}^B} \\
 r^{\lambda-1} \mathbf{B}^A \mathbf{q}^A + r^{\bar{\lambda}-1} \overline{\mathbf{B}^A \mathbf{q}^A} &= r^{\lambda-1} \mathbf{B}^B \mathbf{q}^B + r^{\bar{\lambda}-1} \overline{\mathbf{B}^B \mathbf{q}^B} \\
 r^{\lambda-1} e^{i\pi(\lambda-1)} \mathbf{B}^A \mathbf{q}^A + r^{\bar{\lambda}-1} e^{-i\pi(\bar{\lambda}-1)} \overline{\mathbf{B}^A \mathbf{q}^A} &= 0 \\
 r^{\lambda-1} e^{\frac{\pi}{2}i(\lambda-1)} \mathbf{D}^B \mathbf{V}^B \mathbf{q}^B + r^{\bar{\lambda}-1} e^{\frac{\pi}{2}i(\bar{\lambda}-1)} \overline{\mathbf{D}^B \mathbf{V}^B \mathbf{q}^B} &= 0
 \end{aligned} \tag{6}$$

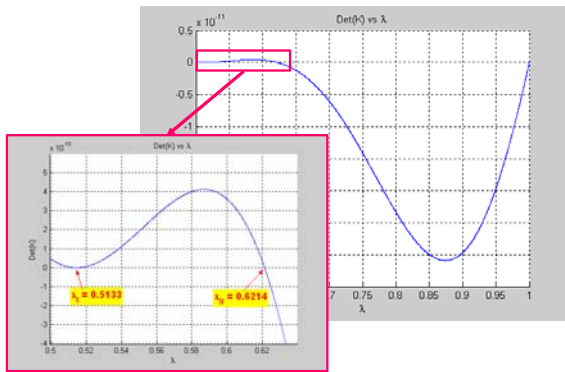


Fig. 6 응력 특이성 계수의 수치 결정.

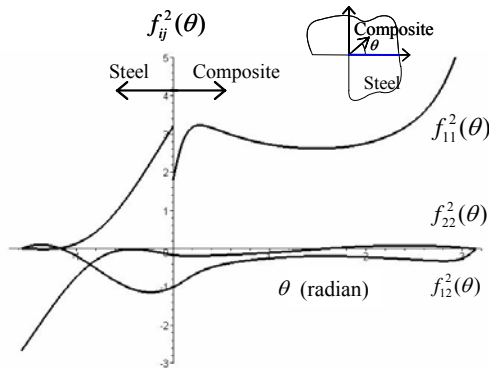


Fig. 7 해석해로 구한 모서리 첨단 둘레의 응력 분포 함수.

위의 방정식은 3개의 복소수 성분을 갖는 미지의 벡터  $\mathbf{q}_A, \mathbf{q}_B$ 를 구하기 위한 과정이므로 총 12개의 실수 미지수를 갖고 총 12개의 실수 방정식을 표현하고 있다. 따라서 위의 (식) 6을  $\mathbf{K}(\lambda)\mathbf{q}(\lambda)=0$  꼴의 행렬식으로 표현할 때  $\mathbf{q}$ 가 영해(trivial solution)를 갖지 않기 위한 조건 즉  $\det[\mathbf{K}(\lambda)]=0$ 으로 응력 특이성 지수,  $\lambda-1$ 를 구하고 이에 대응하는  $\mathbf{K}$ 의 영공간(null space)으로  $\mathbf{q}$  벡터를 구할 수 있다.

응력 특이성 지수는 실수라는 가정 하에 구하였으며 수치 해석적으로 구한 결과 Fig. 6와 같이 0.5에서 1 사이에 두 개

의 값을 얻어  $\lambda_I=0.513, \lambda_{II}=0.621$ 로 결정하였다. 균열 선단의 경우 항상 응력 특이성 지수는 -0.5 값을 갖는다. 그러나 여기서는 초기 균열이 없다고 가정한 90도의 쉼기 형상 문제이기 때문에 더 약한 응력 특이성이 나타났다.

$\mathbf{q}$ 가 결정되면 응력 및 변위 분포도 결정되어 앞서 제시했던 (식) 1의 일반적인 형태의 응력과 변위의 분포함수  $f_{ij}(\theta), g_i(\theta)$ 도 얻어지게 된다. Fig. 7은 해석적으로 구한 미끄러짐 모드(mode II)에서의 모서리 첨단 둘레의 응력 분포함수  $f_{ij}^2(\theta)$ 이다. 이 함수는 (식) 7과 같이 계면에서 수직인 면의 전단응력을 정규화하여  $f_{12}^2(\theta)=1$ 이 되도록 하였다.

$$\sigma_{12}^n = K_{II}^n r^{\lambda_{II}-1} \text{ along } \theta=0 \tag{7}$$

Fig. 8은 유한요소법으로 구한 모서리 둘레의 응력 분포이다 ( $r=287\mu\text{m}$ ). 두 결과를 비교하면 해석결과가 유한요소 해석 결과와 일치함을 알 수 있다. 특히 계면에서의 연속 조건과 자유면에서의 무응력(traction free) 상태의 경계 조건들이 두 결과에서 모두 잘 맞고 있다.

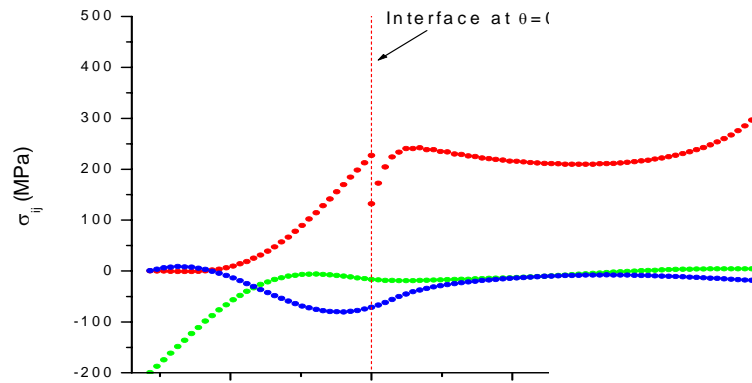


Fig. 8 유한 요소 해석으로 구한 모서리 첨단 둘레의 응력 분포.

이상의 해석해(asymptotic solution)를 구하는 과정은 계면 첨단에서의 경계 조건과 재료 물성만을 사용하여 구하게 된다. 그러나 모서리 응력 상태의 특이성의 강도를 나타내는 모서리 응력강도계수  $K^n$ 은 해석해로 얻어지지 않는 유일한 상수이다.  $K^n$ 을 구하는 데에는 시편 전체의 경계 조건과 하중 조건을 고려해서 얻어지게 되는데 일반적으로 유한요소법과 같은 수치 해석 방법을 도입하여 보존적분법을 사용하게 된다. 본 연구에서는 (식) 8의 H-경로 적분법을 사용하였다.

$$H = \int_{\Gamma} (\sigma_{ij}^* u_i^* - \sigma_{ij}^* u_i) n_j ds = \int_{-\beta}^{\alpha} (\sigma_{ij}^* u_i^* - \sigma_{ij}^* u_i) n_j r d\theta = K \tag{8}$$

where  $\sigma_{ij}, u_i$ : real fields  
 $\sigma_{ij}^*, u_i^*$ : complementary fields

Fig. 9는 H-경로적분의 적분 경로를 나타내는데 그림과 같이 일반적인 열림 각을 갖는 썸기 형상의 한쪽 면에서 다른 쪽 면으로 경로적분을 취하면 경로에 관계없이 항상 동일한 적분 값을 갖게 된다[7,8].

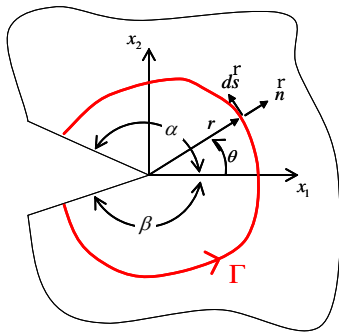


Fig. 9 H 경로 적분 제작.

H-경로적분을 이용하기 위해서는 변위 및 응력의 실장(real field)과 보조장(complementary field)이 필요한데 실장은 유한요소해석으로 얻은 장을 사용하였고 보조장은 해석해를 사용하였다. 이때 유한요소 해석으로 얻은 장은 시편 전체의 경계조건과 하중조건을 고려하고 있음은 물론이다. (식) 9는 H-경로적분이 미끄러짐 모드의 응력강도계수,  $K_{II}$ 와 일치되는 과정을 나타낸다.

$$\begin{aligned} H_{II} &= \int_{\Gamma} (\sigma_{ij}^* u_i^* - \sigma_{ij}^* u_i) n_j ds = \int_{-\beta}^{\alpha} (\sigma_{ij}^* u_i^* - \sigma_{ij}^* u_i) n_j r d\theta \\ &= \int_{-\beta}^{\alpha} n_j \{ K_I^n r^{\lambda_I - 1} f_{ij}^{IM}(\theta) + K_{II}^n r^{\lambda_{II} - 1} f_{ij}^{II M}(\theta) \} \{ K_{II}^* r^{-\lambda_{II}} g_i^{II M*}(\theta) \} \\ &\quad - n_j \{ K_{II}^* r^{-\lambda_{II} - 1} f_{ij}^{II M*}(\theta) \} \{ K_I^n r^{\lambda_I} g_i^{IM}(\theta) + K_{II}^n r^{\lambda_{II}} g_i^{II M}(\theta) \} r d\theta \\ &= K_{II}^n K_{II}^* \int_{-\beta}^{\alpha} n_j f_{ij}^{II M}(\theta) g_i^{II M*}(\theta) - n_j f_{ij}^{II M*}(\theta) g_i^{II M}(\theta) d\theta \\ &\quad + \left( K_I^n K_{II}^* \int_{-\beta}^{\alpha} n_j r^{\lambda_I - \lambda_{II}} f_{ij}^{IM}(\theta) g_i^{II M*}(\theta) - n_j r^{\lambda_I - \lambda_{II}} f_{ij}^{II M*}(\theta) g_i^{IM}(\theta) d\theta \right) \tag{9} \\ &= K_{II} \end{aligned}$$

이중재료 접합 모서리 첨단부의 응력강도계수를 구하는데 H-경로적분을 사용한 이유는 초기 균열이 없다고 가정하고 90°의 썸기 형상 모서리로 가정하였기 때문이다. 상용 유한요소

해석 프로그램에서도 지원하는 J-경로적분은 균열이 있는 경우 균열면 위에  $x_1$ 축을 놓을 때, 균열 선단 둘레에서 취한 경로 적분 값의 보존 성질이 유지되고 열린 균열 형태인 썸기 형상에서는 적분 값이 보존되지 않는다.

#### 4. 계면 모서리 응력 강도 계수 결정

양면 겹치기 접합 조인트의 하중 지지 능력의 신뢰성 있는 예측을 위한 응력강도계수,  $K^n$ 의 결정법은 다음과 같다. 먼저 앞서 제시한 해석과정을 통하여 복합재료와 탄소강의 계면 모서리 첨단부의 응력 및 변위 분포를 결정한다. 단 이때 응력 분포의 특이성 강도인  $K^n$ 만은 결정되지 않는다. 파괴 역학적 해석을 통하여 모서리 첨단 부근의 형상과 경계조건은 응력 분포의 모양을 결정할 수 있게 하지만 응력 크기의 비례상수  $K^n$ 는 조인트 전체의 형상과 하중 상태에 영향을 받게 된다. 따라서 해석해를 구함과 동시에 유한요소해석을 통하여 조인트 전체의 형상 및 하중 조건이 고려된 모서리 첨단 부근의 응력 및 변위 분포를 얻는다. 이 두 응력과 변위 장을 (식) 8의 H-보존적분에 대입하여 경로적분을 수행하면 응력 강도계수 값이 얻어지게 된다. 이때 실험을 통하여 얻은 파괴 하중을 유한요소 해석 모델에 넣어주어 파괴될 때의 응력강도계수  $K^n$ 을 특성 응력강도계수  $K_c^n$ 로 결정하였다.

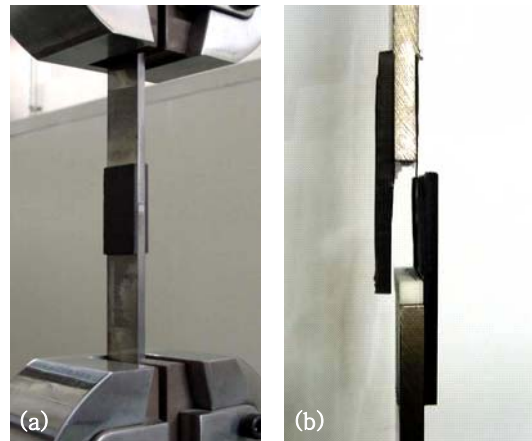


Fig. 10 (a) 양면 겹치기 접착 조인트의 인장 시험과 (b) 그 파괴 모습.

실험은 동시 경화 성형 방법을 사용하여 제작한 복합재료-탄소강 양면 겹치기 접합 조인트에 인장하중을 파괴될 때까지

가함으로 수행하였으며 서로 다른 접합 길이를 갖도록 3개의 시편을 사용하여 진행하였다. 모든 시편은 탄소강(SM45C)과 일방향 탄소섬유/에폭시 복합재료([0<sub>16</sub>]T)로 제작되었으며 Fig. 10은 인장 시험과 그로인한 시편의 파괴 모습이다.

Fig. 11은 동시 경화 성형 방법으로 인해 복합재료와 탄소강의 열팽창 계수의 차이로 생긴 잔류 응력의 분포를, Fig. 12는 파괴 하중 값으로 인장력을 가해주었을 때의 계면에서의 응력 분포를 유한요소해석을 통하여 얻은 결과를 각각 나타낸다.

Fig. 11에서 알 수 있듯이 잔류 응력은 계면에 수직 방향의 응력 성분을 압축응력으로 만들어준다. 따라서 균열 단합 모드로 잔류 열응력으로 인한 계면 모서리 첨단에서의 응력 상태는 양면 겹치기 접합 조인트의 하중 지지 능력을 향상시켜 주리라 예상할 수 있다. 하중을 가해준 후의 응력 분포인 Fig. 12는 여전히 양쪽 계면 모서리의 계면 수직방향 응력은 압축응력 상태임을 보여준다. 따라서 파괴를 결정짓는 주된 응력은 미끄

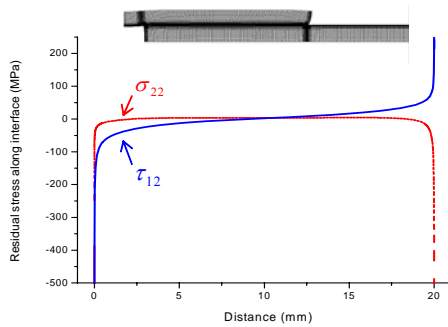


Fig. 11 계면에서의 잔류 열응력 분포.

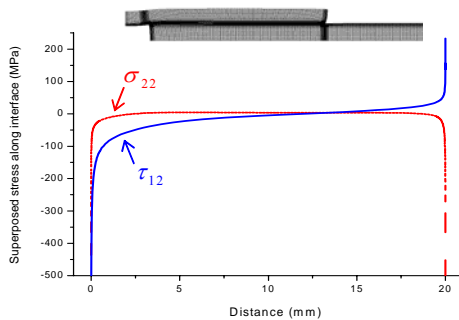


Fig. 12 파괴 하중에서의 계면의 응력 분포.

러짐 응력으로 조인트 안쪽 모서리에서 가장 큰 특이성을 나타내었다. 해석 결과 양면 겹치기 접합 조인트에서는 계면 첨단에서 전단 응력에 의한 파괴 즉 미끄러짐 모드(Mode II)의 파괴 모드가 지배적일 것임을 예상할 수 있다. 그러나 잔류 응력에 의한 단합 모드(Mode I) 또한 계면에 수직방향 압축 응력

의 특이성 형태로 나타났다. 이는 양면 겹치기 접합 조인트의 파괴를 예측하기 위해 혼합모드를 고려하여  $K_{II}^n$  뿐 아니라  $K_I^n$ 도 고려해야 함을 의미한다.

Fig. 13은 H-경로적분을 수치 적분으로 수행한 결과이다. 특이성이 나타나는 모서리 첨단을 둘러싸는 곡선으로 적분을 수행했을 때 반경이 커지면서 적분 결과가 수렴해 가는 것을 알 수 있다. 적분 반경이 작을 때 H-경로적분 값이 부정확해지는 이유는 유한요소해석 결과가 모서리 첨단 부근에서의 응력의 특이성을 정확히 묘사할 수 없기 때문이다.

Table 1은 실험을 통해 얻은 서로 다른 접합 길이에 따른 동시 경화 양면 겹치기 접합 조인트의 하중 지지 능력과 그에 해당하는 특성 응력강도계수 값의 결과를 나타낸다. 응력강도계수의 단위가 일반적인 균열 선단에서의 그것인  $MPa\sqrt{mm}$ 이 되지 않는 이유는 앞서 언급하였듯이 균열 문제에서처럼 응력 특이성 지수가  $-0.5$ 가 아닌  $\lambda_I - 1 = -0.487$ ,  $\lambda_{II} - 1 = -0.379$ 로 균열 문제보다 약한 응력 특이성이 나타나기 때문이다.

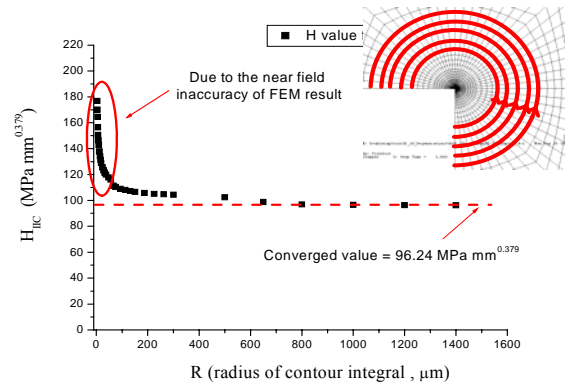


Fig. 13 적분 반경에 따른 H적분 값 변화.

Table 1 접합 길이에 따른 하중지지 능력과 특성 응력강도계수 변화

Bond Length	Load bearing capacity	$K_{IC}^n$	$K_{IIc}^n$
10 mm	9 kN	-47.3 MPa mm <sup>0.487</sup>	72.18 MPa mm <sup>0.379</sup>
20 mm	14 kN	-55.16 MPa mm <sup>0.487</sup>	96.24 MPa mm <sup>0.379</sup>
30 mm	17.8 kN	-58.54 MPa mm <sup>0.487</sup>	109.47 MPa mm <sup>0.379</sup>

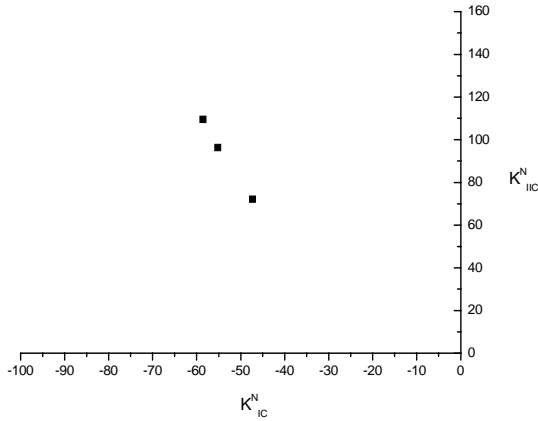


Fig. 14  $K_I$ - $K_{II}$  평면에 도시한 계면의 파괴 인성치.

3개의 서로 다른 접착 길이에서  $K_{Ic}^N$ 는 모두 다른 값이 나왔는데 이 값은 모두 음수로서 그 절대값이 커질수록 파괴되는 데는 더 큰  $K_{IIc}^N$  값이 요구되었다. Fig. 14는 3개의 실험 결과로 얻어진 파괴 인성 값을  $K_I$ - $K_{II}$  평면 내에 도시한 결과이다.

Fig. 15는 주어진 자료를 사용하여 파괴궤적을 내삽 및 외삽한 결과이다. 이때 오차가 있었지만 일반적인 에폭시 레진의 파괴인성  $K_{Ic} \cong 19MPa\sqrt{mm}$ 를 사용하여 3개의 실험값의

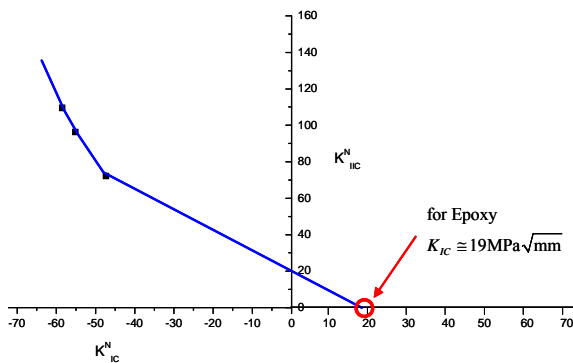


Fig. 15  $K_I$ - $K_{II}$  평면에 도시한 계면의 파손 궤적.

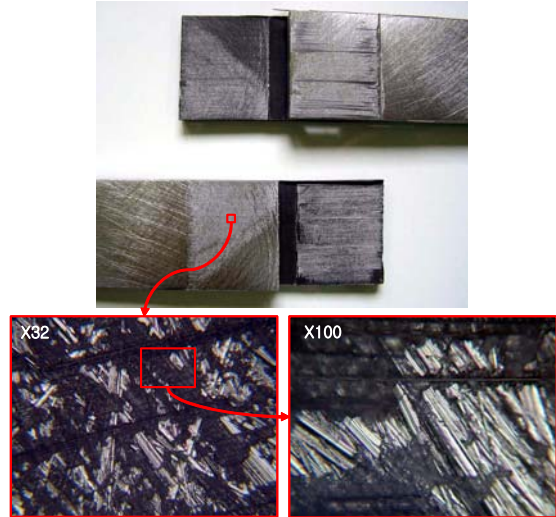


Fig. 16 광학현미경으로 관찰한 파괴면

외삽을 시도하였다. 인장 시험 결과 동시 경화 성형법으로 제작된 양면 겹치기 접합 조인트의 파괴는 급작스런 취성파괴를 보여주어 파괴 역학적 접근 방법을 유효하게 사용할 수 있으며, 복합재료-탄소강의 계면이 Fig. 15의 궤적을 벗어나면 ( $K_I \geq K_{Ic}^N$ ,  $K_{II} \geq K_{IIc}^N$ ) 파괴가 일어난다는 파괴 역학적 가정을 사용할 수 있으리라 예상된다.

### 5. 파단면 및 계면 관찰

Fig. 16은 광학현미경으로 관찰한 파단면의 모습이다. 파단면의 일부에는 복합재료가 여전히 붙어있고 일부에는 탄소강의 표면이 드러나 있다. 온전한 접합파괴(cohesive fracture)가 아닌

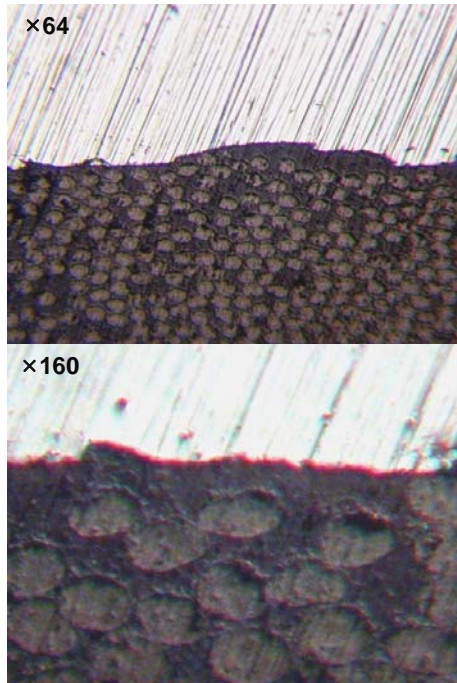


Fig. 17 광학현미경으로 관찰한 계면.

부분적인 접합파괴(partial cohesive fracture) 모드로서 일부분에서는 계면파괴(interfacial failure)가 일어나고 일부분에서는 에폭시 레진 및 복합재료의 층간에서 파괴가 일어났다. 향후 표면 처리 기법의 향상으로 복합재료 모재보다 접착계면의 강도를 크게 하여 온전한 접합파괴(cohesive fracture)나 복합재료의 층간 파괴(interlaminar fracture)가 일어나게 한다면 더 큰 파괴 인성과 하중 지지 능력을 갖도록 할 수 있을 것이다.

Fig. 17은 광학현미경으로 관찰한 탄소강과 복합재료 사이 계면의 모습으로 복합재료와 탄소강 사이에 마이크로 스케일 이상의 균열이 없이 온전히 접합되었음을 보여준다. 접착 전 금속 표면의 거칠기가 전단 접착강도에 큰 영향을 미치는데 이는 표면의 거친 산과 골 사이로 에폭시 레진이 스며들면서 기계적인 잠금(mechanical interlock)이 일어나기 때문이다[1]. 계면에서의 화학반응으로 인한 새로운 사이상의 존재 여부와 그 성분 분석 및 물성향상 또한 접착 강도 향상을 위해 필요한 연구라 예상된다.

## 6. 결론

탄소섬유/에폭시 복합재료와 탄소강의 접착으로 이루어진 결합 조인트의 하중 지지 능력 예측을 위한 계면 모서리 첨단에서의 응력강도계수와 특성 응력강도계수를 구하는 과정을

제시하였다. 동시 경화 성형법으로 제작된 양면 겹치기 접착 조인트의 계면 모서리 첨단에서는 미끄러짐 모드(Mode II)뿐 아니라 단힘 모드(Mode I)도 작용하여 음수의  $K_I''$ 와 양수의  $K_{II}''$ 를 모두 고려해야하는 파손 기준을 갖는다. 동시 경화 성형법을 사용하여 접착하였기 때문에 접합 계면의 두 모서리에서는 계면에 수직 방향으로 압축 잔류 응력이 분포되어 균열 단힘 모드의 응력상태가 유지되면서 조인트의 하중 지지 능력을 향상시키는 효과를 가져왔다.

Table 1의 파괴 인성치 및 Fig. 15의 균열 진전 계측은 본 연구에서 사용한 복합재료와 탄소강 사이 계면의 물성으로 모재와 표면 처리 기법이 달라지면 바뀌게 되는 자료이다. 그러나 본 연구에서 제시한 등방성-이방성 재료 접합 계면 모서리의 응력강도계수 및 파괴 인성치를 획득하는 방법은 동일하게 사용할 수 있는 기법이다.

## 참고문헌

- 1) A.J. Kinloch, "Review - The science of adhesion part 1, surface and interfacial aspects," *J. Mater. Sci.*, Vol. 15, No. 9, 1980, pp. 2141-2166.
- 2) E.R. Reedy, "Intensity of the stress singularity at the interface corner between a bonded elastic and rigid layer," *Eng. Fract. Mech.*, Vol. 36, No. 4, 1990, pp. 575-583.
- 3) A.R. Akisanya, and N.A. Fleck, "Interfacial cracking from the free-edge of a long bi-material strip," *Int. J. Solids Structures*, Vol. 34, No. 13, 1997, pp. 1645-1665.
- 4) T.C.T. Ting, *Anisotropic Elasticity: Theory and applications*. Oxford University Press, New York, 1996.
- 5) S.T. Choi, H. Shin and Y.Y. Earmme, "On correspondence between anisotropic and isotropic elasticity for singularity, interface, and crack in dissimilar media," *Int. J. Solids Structures*, Vol. 40, No. 13, 2003, pp. 1411-1431.
- 6) A.N. Stroh, "Dislocations and cracks in anisotropic elasticity," *Phil. Mag.*, Vol. 3, pp. 625-646.
- 7) W.C. Carpenter, and C. Byers, "A path independent integral for computing stress intensities for V-notched cracks in a bi-material," *Int. J. Fract.*, Vol. 35, 1987, pp. 2459-268.
- 8) G.B. Sinclair, M. Okajima, and J.H. Griffin, "Path independent integral for computing stress intensity factors at sharp notches in elastic strips," *Int. J. Num. Methods Engin.*, Vol. 20, 1984, pp. 999-1008.