

# 탄소섬유쉬트로 보강된 철근콘크리트보의 계면박리해석

## An Analysis of Interface Debonding Failure on Reinforced Concrete Beams Strengthened with Carbon Fiber Sheet

심종성\*  
Sim, Jongsung

배인환\*\*  
Bae, Inhwan

### ABSTRACT

The purpose of this study is to analyze the interface debonding failure on RC beams strengthened with carbon fiber sheet(CFS). The behavior of damaged RC beams strengthened with CFS is analytically investigated using both linear elastic fracture mechanics(LEFM) approach and the finite element method. This study includes the investigation of the separation mode by interface fracture of the strengthening materials due to the interfacial shear and normal stresses.

### 1. 서론

구조내력을 회복시키는 에폭시 접착 강판 보강공법은 70년도 이후부터 선진 외국에서 교량 및 건축물 등에 널리 적용되었는데 이는 신뢰성 있는 보강효과를 기대할 수 있을 뿐 만 아니라, 보수시공이 기존의 타 공법에 비해 수월하고 시공 후에도 부재치수의 변화가 적기 때문에 널리 적용되고 있다. 그러나 장기간 사용환경에 노출된 강판은 부식이 발생되어 다시 시공해야 하는 단점이 있으므로 최근에는 강판대신 내부식성, 내화학적 및 내피로성이 우수한 탄소섬유쉬트를 적용하기 위한 연구가 활발하게 이루어지고 있다.

보강된 구조물은 강판 또는 탄소섬유쉬트 등의 보강재에 따라 다른 파괴양상을 나타내고 있다. 강판 보강 보는 단부의 응력 집중으로 인해 단부에서 박리가 발생하여 부재가 파괴되는 단부파괴박리(rip-off) 형태를 주로 보이나<sup>(1)</sup>, 탄소섬유쉬트 보강의 경우에는 내부 휨균열 끝에서부터 계면 전단 균열이 접착제와 콘크리트 계면사이에서 발생하고 하중의 증가와 함께 단부까지 전파되어 보강재가 박리되는 계면박리(interface debonding or seperation)를 보인다<sup>(2)</sup>. 접착제/콘크리트 또는 접착제/CFS사이의 계면 전단 균열이 존재하여 성장하는 파괴 메커니즘을 해석하기 위해서는 단부파괴박리에 대한 해석방법과 다른 접근방법이 요구되며, 본 연구에서는 선형탄성파괴역학과 엄밀한 유한요소법을 적용하여 손상된 보강시험체의 최대 에너지해방율( $G_{max}$ )을 주는 계면 전단 균열의 양상을 컴플라이언스 방법을 사용하여 해석하고자 한다.

\* 정회원, 한양대학교 토목·환경공학과 교수

\*\* 정회원, 한양대학교 산업과학연구소 연구원

## 2. 해석적 모델

### 2.1 균열단면 유한요소 모델

본 연구에서는 선형과파괴역학이론과 유한요소법에 기초한 2차원 해석모델이 그림 1과 같이 3점 하중을 받는 단순 지지된 손상된 철근콘크리트 보에 적용되었다. 채택된 무보강 철근콘크리트 보의 총길이 2.2m, 순지간 2.0m, 단면 15x25 cm 이며 주철근은 2D13 으로서 저보강 보이다. 손상된 보강구조물의 계면박리를 해석하기 위하여 2차원 평면응력 모델이 사용되었으며, 콘크리트와 접착제에 대하여 4절점과 3절점 솔리드 요소를 사용하였고, 주철근과 탄소섬유쉬트에 대해서는 2절점 트러스 요소를 사용하였다. 본 연구에서는 범용해석 프로그램인 ADINA를 사용하여 해석을 수행하였다.

계면 전단 균열( $a_s$ )은 접착제/보강재 사이에 존재하며, 그림 2와 같이 계면 전단 균열이 최외단의 휨 균열 끝단에서부터 지점으로 수평하게 전파하여 보강재가 박리되는 것으로 가정하였다. 유한요소의 형상비(폭에 대한 길이비)는 5이하로 정해져야 정확한 해를 얻을 수 있으므로, 접착층의 두께가 1mm~3mm로써 보강구조물의 유한요소 적용시 엄밀한 형상비가 적용되었다<sup>(3)</sup>. 본 연구에서 적용된 유한

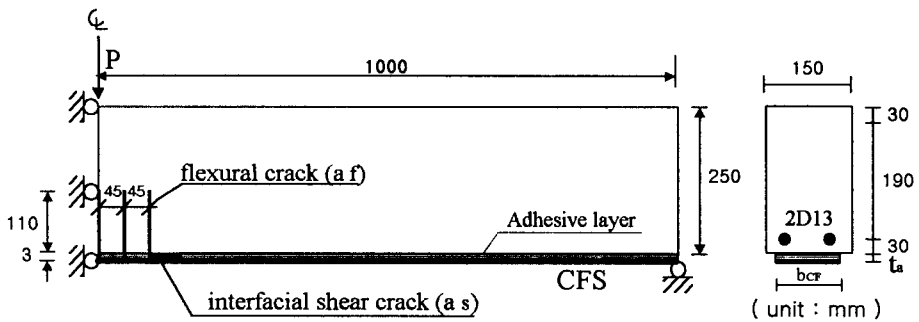


그림 1. CFS로 보강된 RC보의 해석모델

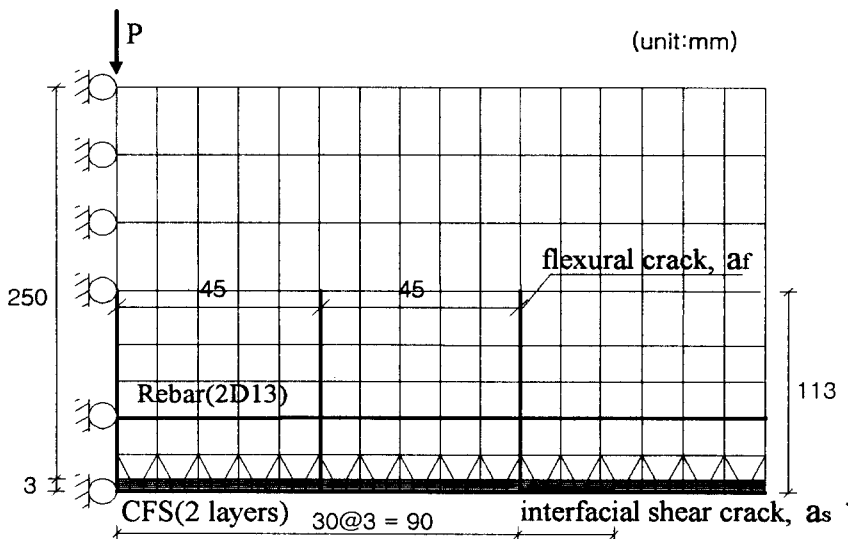


그림 2. 휨 및 계면전단균열이 있는 중앙단면에서의 유한요소상세

요소의 형상비는 접착층에서는 최소 1에서 3 이하로, 나머지 콘크리트 부분에서는 5이하로 모델링하였다. 손상 단면부위에 대하여 모델링한 유한요소 형상의 상세는 그림 2와 같으며, 그 나머지 단면은 지점까지 그림과 같이 동일하게 모델링하였다.

## 2.2 적용변수

파괴해석시 적용된 주요 변수는 크게 2가지로서 계면 전단 균열의 길이( $a_s$ )와 에폭시의 두께( $t_a$ )이다. 가상균열 증가방법을 적용할때 계면 전단 균열의 증가길이( $\Delta a_s$ )는 3mm이며 150mm까지 증가시켜 해석하였다. 에폭시 접착두께( $t_a$ )는 강판부착시 일반적으로 적용되는 접착두께인 3mm와 그 이하인 1mm, 2mm 이다. 사용된 콘크리트, CFS 및 에폭시의 탄성계수는 각각  $21.3 \times 10^3 \text{ N/mm}^2$ ,  $230 \times 10^3 \text{ N/mm}^2$  및  $2.95 \times 10^3 \text{ N/mm}^2$  이며, 보강재 단면은  $286 \text{ mm}^2$ 로서 두께 0.11mm 2층보강이다. 또한 사용된 철근은 항복강도가  $392 \text{ N/mm}^2$ 인 D13, D16이며, 탄소섬유슈트는 공칭강도가  $3483 \text{ N/mm}^2$ 인 중탄성 섬유가 사용되었다. 적용하중(2P)는 보강보의 정적 휨 파괴실험으로부터 획득된 최대하중의 60% 수준인 사용하중으로서 부재가 항복하기 전의 하중인 53KN이 적용되었다<sup>(1,2)</sup>. CFS 보강길이는 전지간(L=2000 mm)으로 일정하게 적용하였다.

## 3. 해석결과

### 3.1 계면의 수직 및 전단응력

에폭시 접착두께가 3mm인 CFS 보강시험체 해석결과, 에폭시/CFS의 계면 전단응력 분포와 수직응력분포를 살펴보면 각각 그림 3 및 4와 같다. 그림내에서 사용된 범례는 휨 균열길이( $l=113\text{mm}$ )에 대한 계면 전단 균열 길이( $a_s$ )의 비로 나타낸 것이며, Y축은 해석된 계면 전단응력(또는 수직응력)을 균열이 없는 강판 보강시험체 내부의 균일 전단응력( $\tau_0$ )으로 나눈 응력비로서 무차원화 한 값이다. 여기서 내부 균일 전단응력인  $\tau_0$ 는 에폭시 접착두께 3mm, 강판두께 2.3 mm 강판으로 보강된 무손상 보를 공칭강도의 60% (60.6KN) 하중으로 재하하여 얻은 값이다.

계면 전단응력 분포로부터 전단력은 지간중앙에서 지점까지  $P/2$ 로 일정하므로 하중재하 지점에서 단부 근처까지는 거의 일정한 전단응력을 보이나, 그림 3과 같이 전단균열 선단부근에서 큰 전단응력

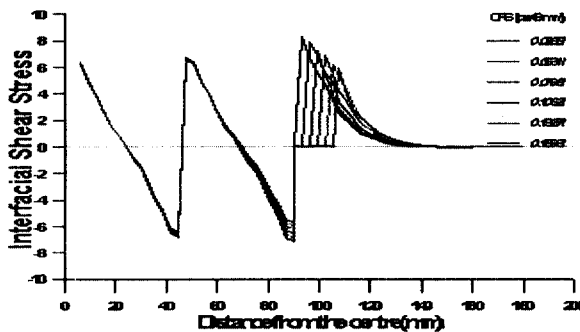


그림 3. 접착계면에서의 전단응력분포

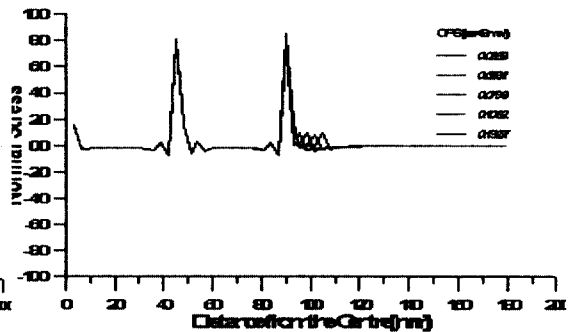


그림 4. 접착계면에서의 수직응력분포

이 발생하며 그 이후에 급격히 줄어들어 일정한 전단응력이 된다. 또한 휨 균열사이에서 계면 전단응력은 거의 선형으로 변화하며 휨 균열 중간에서 부호가 바뀐다. 계면 전단 균열 선단에서의 전단 응력비는 6~8로서 크게 나타났으나, 그림 4와 같이 임의 전단균열 선단부근에서의 수직 응력의 비는 0.7~0.9로 매우 작게 나타나 전단이 지배적인 mode II의 경우라고 할 수 있으나 순수한 mode II는 아니다. 에폭시 접착두께 1mm, 2mm 및 3mm에 따라서 계면 전단응력의 크기는 각각 8.3, 11.0 및 17.5로 크게 나타났다

### 3.2 에너지해방을 해석

균질한 재료내의 균열에 대한 에너지해방율(G)은 여러 가지 방법으로 결정할 수 있으나, 얇은 접착층을 포함한 보강구조물을 해석하기 위하여 본 연구에서는 컴플라이언스방법을 적용하였다. Irwin<sup>(4)</sup>은 Griffith 모델과 본질적으로 같은 파괴에 대한 에너지 접근방법을 제안하였으며, 균열길이 2a를 갖는 재료의 평면응력상태에서 새로운 균열 표면의 발생에 따른 포텐셜에너지의 변화로 정의된 에너지해방율은 식 1과 같다.

$$G = \frac{P^2}{2B} \frac{\partial C}{\partial a} \quad (1)$$

여기서,  $\partial C / \partial a$ 는 컴플라이언스변화량이며, 에너지해방율을 계산하기 위하여 계면 전단 균열성장에 따른 컴플라이언스 변화량( $dC/da$ )을 먼저 해석해야 하는데, 본 연구에서는 가상균열 증가방법을 사용하여 균열길이에 따른 컴플라이언스(C)~계면 전단 균열( $a_s$ ) 관계부터 임의 균열길이에서의 컴플라이언스 변화량을 수치적으로 얻었다.

설계 및 해석을 위하여 에너지해방율을 무차원화시키는 것이 도움이 된다. 따라서 지간 중앙에 집중하중 2P를 받는 경우, 식 1을 무차원으로 만들면 식 2와 같이 된다.

$$\text{normalized } G = \frac{Bl}{Pu_0} G \quad (2)$$

$$\text{여기서, } u_0 = \frac{(2P)L^3}{48(E_c I_c)} \text{로서 하중 (2P)에 대한 처짐}$$

본 연구에서는 식 2에 따라 해석된 에너지해방율을 임계 계면 전단 균열 길이(L)를 유효높이(d)로 가정하였으며, 보강시험체의 계면 전단 균열에 따라 해석된 무차원화된 에너지해방율의 변화는 그림 5와 같다. 그림 5로부터 에너지해방율은 초기에 급격히 증가하다가 최대점에서 다시 급격하게 줄어들면서 임의 전단 균열길이에서부터 일정한 경향을 보였다. 최대값 이후 줄어드는 것은 계면 전단균열이 길어짐에 따라 균열선단에서의 전단응력이 작아지는 것을 의미한다. 보의 중앙에 존재하는 휨 균열에서 매우 짧은 계면 전단 균열이 발생하였을 경우에 최대 에너지해방율( $G_{max}$ )이 발생하게 된다. 또한 접착제 두께가 증가함에 따라 G은 상당히 미소하게 변화함으로써 접착두께는 계면박리에 중요한 변수가 아닌 것으로 나타났다.

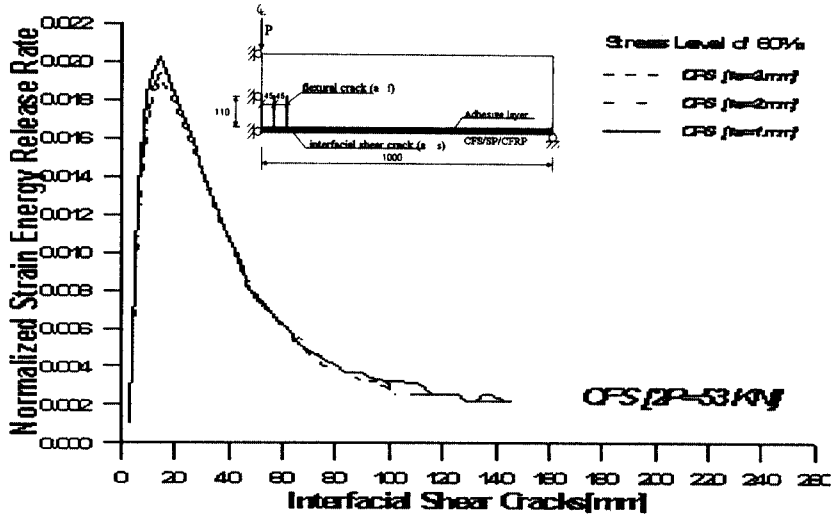


그림 5. 접착두께에 따른 무차원화된 에너지해방율의 변화

### 3.3 계면박리 강도

최대하중의 60%인 사용하중을 적용하여 해석한 결과, 식 2 및 그림 5로부터 탄소섬유шит 보강에 따른 무차원화된 최대 에너지해방율(normalized  $G$ )는 0.0203으로 해석되었다. 식 2로부터 탄소섬유шит 보강시험체의 계면박리 강도를 계산하면 다음과 같다.

$$Normalized\ G = 0.0203 = \frac{Bl}{Pu_0} G = \frac{(0.13m)(0.22m)}{\frac{P(2P)(2m)^3}{48 \times 1.76MN \cdot m^2}} G \quad (3)$$

$$\text{따라서 } G = 33.6 \times 10^{-9} (2P)^2 \quad (4)$$

계면박리 모드의 조건은  $G \geq G_C$ 로서, 본 연구에서는 문헌고찰로부터 두 종류의 에폭시 접착제의 접착계면에 대한 임계 에너지해방율( $G_{IC}$ )값인  $200\ J/m^2$ 와  $500\ J/m^2$ 을 참고하였다<sup>(3)</sup>. Mode II는 계면 균열 선단에서 순수 전단조건으로부터 실험적으로 얻어야 하므로 본 연구에서는  $G_{IC}$ 만을 고려하였다. 탄소섬유шит의 파괴모드를 규명하기 위하여 적용된 에폭시 접착제 계면의 임계 에너지해방율

표 1. CFS 보강시험체의 강도해석결과

(단위 : KN)

강도 보강 재료	$P_{sep.}$				$*P_{rip-off}$	$P_n$
	$G_{IC} (J/m^2)$					
	500	400	300	200	수정된 Roberts식	USD
CFS	122.0 (1.39)	109.1 (1.25)	94.5 (1.08)	77.2 (0.88)	231.5 (2.65)	87.3 (1.0)

여기서, ( )는 강도비로서 ( $P_{sep}$  또는  $P_{rip-off}$ )/ $P_n$  ; \*는 수정된 Roberts식에 의한 값<sup>(1)</sup>

범위에서 계면박리 강도( $P_{sep.}$ )는 식 4로부터 계산되었으며, 극한강도설계법에 의한 보강시험체의 휨 강도( $P_n$ ) 및 수정된 Roberts식으로 계산된 단부파괴박리 강도( $P_{rib-off}$ )를 각각 구하여 정리하면 표 1과 같다. 표 1에서 괄호안의 수자는 강도비로서 계면박리 강도( $P_{sep.}$ ) 및 단부파괴박리 강도( $P_{rib-off}$ )를 휨 강도( $P_n$ )로 무차원화한 값이다. 탄소섬유쉬트 보강시험체의 단부파괴박리의 강도비는 2.65배로서 계면박리의 강도비인 0.88~1.39보다 상당히 크기 때문에 단부에서 보강재가 박리되지 않고 부재 내부로부터 계면박리가 발생되어 파괴될 것으로 해석이 되었으며, 이는 실제 실험결과와 같은 양상이다. 따라서 탄소섬유쉬트로 구조물을 보강할 경우 계면박리 강도를 휨 강도보다 크게 함으로써 갑작스런 파괴를 방지해야 한다.

#### 4. 결 론

탄소섬유쉬트로 보강된 철근콘크리트보의 계면박리 모드 해석결과를 요약하면 다음과 같다.

- 1) 손상된 보강보에 대한 파괴 해석결과, 최대 에너지해방율은 변수에 관계없이 최외단 휨 균열 근처에서 초기에 발생하였고, 본 연구에서 적용된 접착두께 1mm~3mm는 에너지해방율에 거의 영향을 미치지 않아 계면박리의 주요 인자가 아닌 것으로 나타났다.
- 2) 적용된 에폭시 접착제에 대한 강도 해석결과, 전지간으로 보강된 탄소섬유쉬트 보강시험체는 단부 박리나 휨 파괴보다 계면박리에 대한 안전여유가 부족한 것으로 나타났다.
- 3) 본 연구에서 적용된 컴플라이언스 방법과 엄밀한 유한요소법은 탄소섬유쉬트로 보강된 보시험체의 계면파괴 거동을 해석하는데 적합한 방법인 것으로 사료되며, 부분적으로 계면균열이 발생된 보의 계면파괴 거동은 접착제의 파괴인성, 휨 균열의 개수, 계면 전단균열의 위치, 하중의 종류 및 위치 그리고 보강재료 등 상당히 많은 인자에 영향을 받으므로, 현재까지 이들 인자들 모두에 대한 정량적인 평가는 어려운 실정이며 이에 대한 연구가 요망된다.

#### 참고문헌

1. 심종성, 배인환, "강판 및 탄소섬유로 보강된 철근콘크리트보에 대한 해석적연구", 콘크리트학회지, 제9권6호, 1997.12, pp.129~137
2. 심종성, 배인환, 장상훈, "강판 및 탄소섬유 Sheet로 보강된 철근콘크리트보의 피로 해석", 한국콘크리트학회 가을 학술발표회 논문집, 제9권2호(통권 제17집), 1997. 11, pp. 703~708
3. Hamoush, S.A., and Ahmad, S.H., "Debonding of Steel Plate-Strengthened Concrete Beams," J. of Structural Engineering, Vol.116, No.2, Feb., 1990, pp. 356~371
4. Irwin, C.A.K., "The strengthening of concrete beams by bonded steel plates", TRRL Report, 160 UC, 1975
5. Roberts T.M., "Aproximate Analysis of Shear and Normal Stress Concentrations in the Adhesive Layer of Plated RC Beams", The Stuctural Engineer, Vol. 67, No. 12, 20 June 1989, pp. 229~233