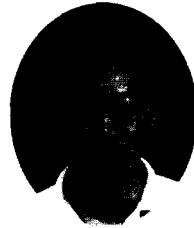

GFRP로 보강된 RC보의 계면박리파괴 해석모델

An Analytical Model on the Interface Debonding Failure
of RC Beams Strengthened by GFRP



김규선*

Kim, Gyu-Seon



심종성**

Sim, Jong-Sung

ABSTRACT

The strengthening of reinforced concrete structures by externally bonded GFRP has become increasingly common in recent years. However the analysis and design method for GFRP plate strengthening of RC beams is not well established yet. The purpose of present paper is, therefore, to define the failure mechanism and failure behavior of strengthened RC beam using GFRP and then to propose a reasonable method for the calculation of interface debonding load for those beams.

From the experimental results of beams strengthened by GFRP, the influence of length and thickness, width of plate on the interfacial debonding failure behavior of beam is studied and, on the basis of test results, the semi-empirical equation to predict debonding load is developed. The proposed theory based on nonlinear analysis and critical flexural crack width, predicts relatively well the debonding failure load of test beams and may be efficiently used in the analysis and design of strengthened RC beams using GFRP.

Keywords : GFRP, Interface debonding failure, Semi-empirical equation, Nonlinear analysis, Critical flexural crack width, debonding load, analysis, design

* 정회원, 시설안전기술공단 대리

• 본 논문에 대한 토의를 1999년 10월 30일까지 학회로 보

** 정회원, 한양대학교 토목·환경공학과 교수

내주시면 1999년 12월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

1. 서 론

유연한 보강재료인 탄소섬유쉬트(Carbon Fiber Sheet : 이하 CFS)나 유리섬유보강판(Glass Fiber Reinforced Plastics : 이하 GFRP) 등으로 RC보 하면에 부착 보강할 경우에는 강성을 가지는 보강재 즉 강판이나 CFRP 등으로 보강한 경우에 발생하는 단부박리파괴(rip-off failure)와는 달리 RC보의 하면에서 발생한 휨균열로 인하여 보강재와 콘크리트 계면에서 발생한 계면균열이 단부로 진행되면서 파괴되는 계면박리파괴가 지배적 파괴모드임이 여러 문헌에서 보고된 바가 있다^[1,2]. 이러한 계면박리파괴는 접착제내부의 파괴 또는 콘크리트와 접착제 계면의 파괴, 접착제와 보강재 계면의 파괴로 분류할 수 있는데 일반적으로 콘크리트와 접착제 계면에서 발생하는 파괴가 일반적이다. 이러한 파괴는 설계시 기대성능보다 낮은 하중 하에서 파괴되는 조기파괴임으로 일반적인 강도설계법 내지는 한계상태설계법으로 설계할 경우 보강된 보가 가지는 실 저항능력을 과대평가하는 오류를 범하게 될 가능성이 크게 된다. 현재 이러한 계면박리파괴의 해석적 접근방법은 선형탄성파괴역학(Linear Elastic Fracture Mechanics : 이하 LEFM)을 토대로 한 FEM 해석기법으로써 파괴역학의 변수인 에너지해방율(strain energy release rate, G)을 FEM해석으로 산정하고 컴플라이언스 방법(compliance method)을 이용하여 파괴하중을 산정하는 방법이다^[2,4,6]. 그러나 이러한 LEFM을 토대로 한 해석기법은 가력하중의 위치와 조건, 휨균열의 개수, 계면균열의 길이 등과 같은 주어진 일정한 조건하에서만 해석이 가능하다. 그러나 실제 보강된 구조물에서 휨균열의 위치, 개수, 계면균열의 크기 등을 예측한다는 것은 불가능하므로 이러한 해석기법은 특정한 변수 하에서 계면박리파괴시 각 변수의 영향을 고찰하는 기법으로는 제안될 수 있지만 실 구조물의 보강설계에 적용하는 것은 많은 어려움이 있다.

따라서 본 연구에서는 콘크리트와 접착제 면에서 계면파괴가 발생한 GFRP 보강시험체의 실험결과를 토대로 보 하면에서 발생하는 휨균열과 계면박리파

괴시 보강재의 응력과의 상관관계를 이용하여 일반적인 조건하에서 GFRP로 보강된 RC보의 계면박리파괴시 박리하중을 예측할 수 있는 반실험식을 제안하였으며 해석치와 실험치와의 비교를 토대로 제안된 모델의 신뢰성을 검토하였다.

2. 실험

2.1 실험개요

GFRP로 보강된 RC보의 계면박리파괴거동을 고찰하고 박리하중을 산정하기 위하여 수행된 실험을 위해서 11개의 시험체가 제작되었다. 시험체 제작에 사용된 콘크리트의 재령 28일 강도는 346kgf/cm^2 이며 슬럼프의 값은 18cm로 측정되었다. 보강재료로는 GFRP가 사용되었으며 사용된 철근 및 보강재의 물성은 Table 1에 나타내었다.

시험체의 단면치수 및 배근상세는 Fig. 1과 같으며 보의 폭 및 높이는 $15\text{cm} \times 25\text{cm}$ 이고 인장철근 2-D13, 압축철근 2-D10인 복철근보를 제작하였다. 철근량은 평형철근비의 33%를 배근하였고 시험체는 보강을 할 경우 휨내력의 증가로 인하여 전단파괴 되는 것을 방지하기 위하여 D10 스티럽을 10cm간격으로 충분히 배근하였다.

Table 1 Physical property of used materials

Variable Material	Yield strength (kgf/cm^2)	Ultimate strength (kgf/cm^2)	Elastic Modulus (kgf/cm^2)	Ultimate strain
Rebar	4650	6700	1.96×10^6	-
GFRP	4500	4500	2.27×10^5	0.02

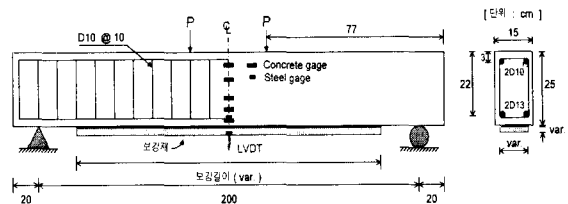


Fig. 1 Details of test beam

Table 2 Variable and test results

L''/L	Anchoring	Plate width (cm)	Plate thickness (cm)	Yield load (tf)	Failure load (tf)		Failure Mode	Test beam
					Experimental	Theoretical		
-	-	-	-	5	6.3	6.2	Flexural failure	CON
1.0	-	15	0.14	8	10.4	13.07	Debonding (rebar yielding)	G10-N15
0.8	-	15	0.14	8.02	9.57	13.07	Debonding (rebar yielding)	G8-N15
	-	10	0.14	7.01	9	11.63	Debonding (rebar yielding)	G8-N10
	-	10	0.07	5.01	7.9	9.83	Flexural failure(GFRP failure)	1G8-N10
	-	10	0.21	8.71	9.4	13.07	Debonding (rebar yielding)	3G8-N10
	-	5	0.14	6.51	7.3	9.83	Debonding (rebar yielding)	G8-N5
	U type	15	0.14	7.48	9.33	13.07	Shear failure	G8-U15
	0.6	-	15	0.14	7.26	8.5	13.07	Rip-off failure(rebar yielding)
U type	15	0.14	8.01	9.5	13.07	Shear failure	G6-U15	
	Fiber anchor	15	0.14	7.61	8.83	13.07	Rip-off failure(rebar yielding)	G6-A15

2.2 실험변수

본 실험에서 GFRP 보강시 고려한 변수는 보강 길이, 보강두께, 보강폭, U형단부보강 및 앵커보강 등이다. 각 실험변수에 따른 시험체 명은 Table 2에 제시하였다.

2.3 실험결과

GFRP보강시험체의 휨실험의 결과분석에 있어 다양한 측정장치로부터 얻은 데이터를 이용하여 여러 측면에서 분석을 수행하였다. 그러나 본 논문의 목적은 GFRP보강시험체의 계면박리파괴 메카니즘 분석 및 파괴해석을 수행하는 것이므로 실험결과로 파괴양상 및 파괴하중, 파괴시 시험체의 변형특성 등에 대해서만 간략하게 정리하였다.

2.3.1 파괴양상

시험결과 대부분의 GFRP 보강시험체는 Fig. 2에 제시된 것처럼 휨균열에 의해 보 중앙부에서 발생한 콘크리트와 GFRP계면에서의 균열이 단부로 진행되어 파괴되는 계면박리파괴를 나타내었으며 박리파괴된 시험체는 모두 콘크리트면과 접착제 층의 계면이 부착파괴되어 파괴가 발생한 것으로 고찰되었다.

보강길이가 0.6L인 시험체(G6-N15)와 앵커 처리를 한 시험체(G6-A15)는 보강단부에 발생한 응력집중현상으로 보강재가 단부에서 콘크리트를 물고 떨어지는 단부파괴박리(rip-off failure)를 나타내었다. 그러나 GFRP를 한겹으로 보강한 보강길이가 0.8L인 시험체(1G8-N10)는 시험체 중앙에서 보강재가 항복한 후 파단되는 전형적인 휨파괴양상을 보였다. 그리고 단부를 보강하기 위하여 U형으로 보강재 단부를 감싼 보강길이가 0.8L인 U형 보강시험체(G8-U15)는 좌측하면의 보강재가 중앙부에서 박리되기 시작하면서 U형 보강재 모서리부분을 찢어버린 후 파괴되었고, 보강길이가 0.6L인

U형 보강시험체(G6-U15)는 보강재가 박리되지 않고 단부보강부위에서 단부파괴박리균열이 진전되면서 사인장파괴의 양상을 보였다.

Table 3 deformation characteristics of test beams

test beam	deflection (mm)		strain at yielding ($\times 10^{-6}$)		strain at failure ($\times 10^{-6}$)		ductility index*
	yielding	failure	rebar	GFRP	rebar	GFRP	
Control A	8.4	30.00	2.699	-	7.023	-	3.57
G10-N15	9.49	20.12	2.659	2.821	18.412	9.250	2.12
G8-N15	9.50	17.00	2.839	4.728	17.282	8.400	1.79
1G8-N10	5.79	17.96	2.552	2.040	17.132	8.800	3.10
G8-N10	7.85	16.33	3.361	4.624	6.146	10.433	2.08
3G8-N10	8.08	15.60	2.580	2.440	7.660	7.250	1.93
G8-N5	6.45	15.86	2.342	2.520	21.881	5.750	2.46
G8-U15	6.97	15.73	3.125	-	7.541	-	2.25
G6-N15	8.28	13.74	2.441	-	7.512	-	1.66
G6-U15	9.39	18.69	2.456	4.410	-	6.324	1.99
G6-A15	7.30	11.75	2.857	4.032	4.077	6.784	1.61

주) * : 연성지수는 항복시 처짐에 대한 파괴시 처짐의 비로 표현한다.



Fig. 2 Typical debonding failure of test beam

2.3.2 파괴하중

Table 2에는 GFRP보강시험체의 파괴하중 및 항복하중을 제시하였다. 파괴하중은 보강폭과 보강두께가 증가함에 따라 선형적인 관계는 아니지만 증

가하는 경향을 나타내었으며 U형으로 단부를 보강하는 방법은 보강길이가 0.6L일 경우에는 효과가 있었지만 0.8L일 경우는 하중보강효과가 크지 않았다. 섬유앵커를 단부에만 보강한 시험체의 경우 단부파괴박리 됨으로써 보강효과는 그다지 없는 것으로 나타났다. Table 2에 제시되어 있는 해석치는 3.2절에 제안되어 있는 비선형 휨해석을 토대로 산정되었으며, 이는 조기파괴가 발생하지 않을 경우 보가 저항할 수 있는 최대하중을 의미한다. 해석결과를 살펴보면 전체적으로 이론적으로 예상한 파괴하중보다 훨씬 낮은 하중에서 파괴됨을 알 수 있으며 이는 GFRP의 파단 또는 콘크리트의 압축파괴 이외의 다른 원인에 의해 시험체에 조기파괴가 발생한다는 것을 의미한다. 계면박리파괴된 시험체는 박리하중 이전에 파괴의 징후를 나타내는 계면균열 전파소리를 내며 급작스럽게 파괴하는데 이는 계면균열이 발생한 직후 계면균열이 급격하게 단부로 진전되며 박리파괴 한다는 것을 의미한다. 일반적으로 계면박리파괴는 시공상의 문제 즉 콘크리트 면의 평면도나 면처리 등의 영향을 받을 수 있지만 본 논문에서 수행된 시험체에서는 Fig. 2에서 알 수 있듯이 하중 가력점 부위의 콘크리트 하면에서 발생한 균열들의 영향으로 이 부위에서 시작된 계면균열의 전파로 박리파괴 되는 것을 고찰할 수 있었다. 따라서 본 연구에서는 계면박리파괴를 휨균열이 진전되어 계면박리를 유발하는 일정한 임계 휨균열폭에 이르면 접착면에서 계면균열이 발생하여 궁극적으로 계면박리를 유발하는 것으로 가정하였다. Table 3에는 보의 항복 및 파괴시 처짐 및 철근과 GFRP의 변형률을 나타내었다.

2.3.3 하중-처짐선도

보의 중앙부에 설치한 처짐계로 측정된 시험체의 하중-처짐선도를 실험변수별로 비교해 보았다.

1) 보강길이의 영향

Fig. 3에는 보강길이별 하중 처짐선도를 나타내었다. 보강길이가 감소할수록 파괴하중이 점진적으로 감소하는 것을 볼 수 있다. 그러나 보강길이가 0.6L인 G6-N15시험체의 경우에는 계면박리파괴가

발생하기 이전에 단부에서 발생한 단부박리파괴 균열로 조기파괴가 발생함으로써 파괴하중이 감소폭이 크게 발생하였다.

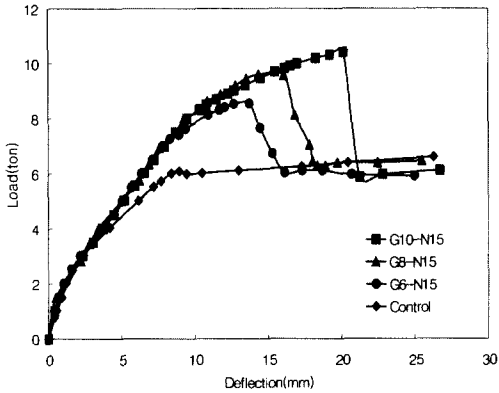


Fig. 3 Load-deflection curve for varying strengthening length

2) 보강폭의 영향

보강폭의 영향을 살펴보기 위하여 보강길이를 0.8L로 일정하게 하고 보강폭을 5cm, 10cm, 15cm로 증가시키에 따라 영향을 고찰해 보았다. Fig. 4의 결과를 살펴보면 파괴시의 처짐은 비슷하지만 보강폭이 크질수록 파괴하중은 증가하는 것을 고찰할 수 있다.

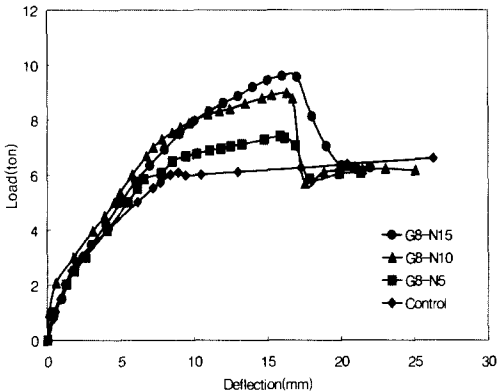


Fig. 4 Load-deflection curve for varying plate width

3) 보강두께의 영향

보강두께의 영향을 살펴보기 위하여 보강폭을

10cm로, 보강길이는 0.8L로 고정시킨 경우 보강판을 1겹에서 3겹까지, 즉 두께를 0.10cm, 0.20cm, 0.30cm로 증가시켰을 때 시험체의 거동을 살펴보았다. Fig. 5의 결과를 살펴보면 보강두께가 증가할수록 파괴시 처짐은 조금씩 감소하였으며 파괴하중은 점진적으로 증가하였지만 선형적인 관계를 가지는 않음을 보여주고 있다

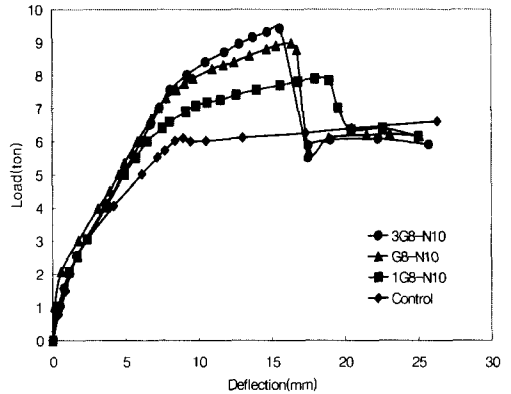


Fig. 5 Load-deflection curve for varying plate thickness

4) 단부보강방법의 영향

GFRP보강시험체의 경우 U형 보강과 단부앵커보강 방법에 따른 보강효과를 살펴보면 U형으로 단부를 보강하는 방법은 단부파괴박리가 발생하는 보강 길이가 0.6L인 시험체(G6-U15)에서는 극한하중 증가 및 연성확보 측면에서 효과적이었다. 그러나 파괴모드가 계면파괴박리로 전환되는 보강길이가 0.8L인 시험체(G8-U15)에서 U형 단부보강은 하중측면에서는 큰 보강효과가 없었으며 단지 연성은 크게 증가함으로써 정착효과는 확실하게 나타났다 [Table 3, Fig. 6]. 보강길이가 0.6L인 시험체 [G6-A15]에 앵커로 단부를 보강한 경우에는 단부에서 발생하는 피복콘크리트의 박리를 제어하지는 못하였으며 극한하중도 향상되지 않았지만 보강재와 콘크리트와 미끄러짐을 방지하여 시험체의 강성이 향상됨을 고찰할 수 있었다.

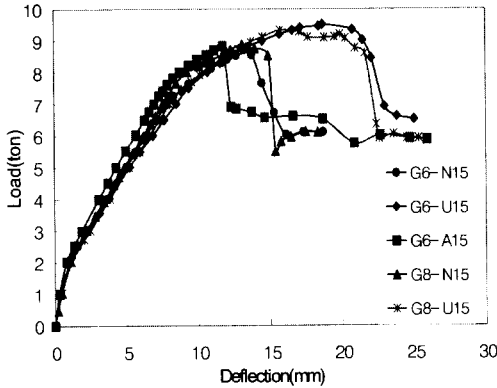


Fig. 6 Load-deflection curve of test beams for varying anchoring method

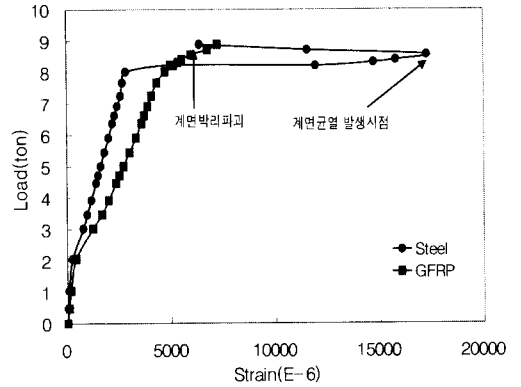


Fig. 7 Load-strain relationships of test beam with interfacial debonding failure mode

3. 계면박리파괴 해석모델

3.1 보강된 RC보의 계면박리메카니즘

GFRP로 보강된 RC보에서 계면박리파괴는 휩균열이 임계치에 도달하였을 때 발생한 계면균열이 급속도로 진전되면서 파괴되는 양상이 고찰되었다. Fig. 7에는 계면박리파괴가 발생한 G8-N10시험체의 하중-변형률 선도를 나타내었다. 하중-변형률 선도를 살펴보면 휩균열로 인하여 계면에서 균열이 발생한 이후 주철근의 변형률은 급격하게 감소하게 되고 부착력이 임계치에 도달하면 계면박리파괴가 발생하게 되어 실제 계면균열을 발생시키는 임계 휩균열 발생시 작용하중과 계면박리파괴시 하중은 약간의 차이가 존재하는 것을 고찰할 수 있다. 그러나 계면박리파괴시 임계 휩균열폭과 파괴시 하중간의 상관관계를 유도하기 위해서 계면박리파괴시까지 변형률의 감소는 없는 것으로 가정하였다. 또한 보강된 RC보에서 발생하는 휩균열의 폭과 간격에 철근과 콘크리트, 콘크리트와 GFRP의 부착관계가 미소하나마 영향을 미치지만 본 연구에서는 철근과 콘크리트사이 및 콘크리트 하면과 GFRP사이의 부착-미끄러짐은 무시하는 것으로 가정하여 해석을 수행하였다.

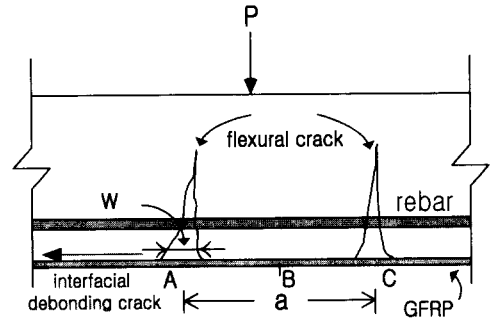


Fig. 8 Interfacial debonding failure mechanism

Fig. 8에는 GFRP로 보강된 RC보에 하중이 작용할 때 균열발생 메카니즘과 계면박리파괴 메카니즘을 나타내었다. 휩균열 간격은 Fig 8에서처럼 임의의 두 균열 A와 C사이에서 더 이상 추가로 균열이 발생할 수 없는 최소 간격 a_{min} 이 존재한다. 이러한 한계는 두 균열사이에 추가로 균열을 형성할 만큼 충분한 인장력이 주철근과 GFRP에 의한 부착력에 의해 콘크리트로 더 이상 전달될 수 없을 때 발생한다. 따라서 이러한 경우 콘크리트에 전달되는 인장력과 콘크리트에 균열이 발생하기 위해 요구되는 힘과의 평형방정식을 만족해야 한다.

$$a_{min}(u_s \sum O_{bars} + u_p \cdot b_p) = A_e \cdot f_{ru} \quad (1)$$

여기서, a_{min} = 최소균열간격

u_s = 철근과 콘크리트의 평균부착력
 $\sum O_{bars}$ = 주철근의 주변길이
 u_p = GFRP와 콘크리트의 평균부착력
 b_p = GFRP의 폭
 A_e = 콘크리트의 유효 인장단면적
 f_{ru} = 휨인장강도

따라서 a_{min} 은 식 (2)로 표현될 수 있다.

$$a_{min} = \frac{A_e \cdot f_{ru}}{(u_s \sum O_{bars} + u_p \cdot b_p)} \quad (2)$$

실제 균열발생시 간격 a 는 $a_{min} \leq a \leq 2a_{min}$ 사이에 존재하게 되는 것으로 보고되고 있다⁽⁷⁾. 따라서 평균균열간격은 근사적으로 $1.5 a_{min}$ 으로 볼 수 있는데 이것은 결국 실제 보에서 발생하는 균열간격의 분산도가 크게 된다는 사실을 의미한다. 실제 일반 콘크리트 보의 균열간격은 보통 평균균열간격의 0.67배에서 1.33 배정도 되는 것으로 알려져 있다⁽⁷⁾. 균열폭은 근사적으로 두 개의 균열 사이에 위치하는 GFRP의 변위에서 콘크리트 하면의 인장변위를 뺀 값으로 정의할 수 있다. 이때 콘크리트 하면에서 저항할 수 있는 콘크리트의 인장변위는 GFRP의 변위량에 비해 아주 미소하므로 무시하면 주어진 가력하중 하에서 발생할 수 있는 최대 균열폭은 최대균열간격 a_{max} 를 이용하여 식 (3)으로 표현할 수 있다.

$$W_{max} = a_{max} \frac{f_p}{E_p} \quad (3)$$

여기서 $a_{max} = 2 \cdot a_{min}$

f_p = GFRP의 응력

E_p = 보강재의 탄성계수

계면박리파괴가 발생할 경우는 일반적으로 인장철근이 항복한 이후에 보가 비선형으로 거동할 때 발생하지만 GFRP의 경우 탄성거동을 함으로 식 (3)과 같이 훅크의 법칙을 적용할 수 있다. 여기서 계면박리파괴가 일어날 때의 균열폭은 식 (3)을 토대로 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$W_{max, peeling} = \frac{2A_e \cdot f_{ru} f_{p, peeling}}{(u_s \sum O_{bars} + u_p b_p) E_p} \quad (4)$$

여기서, $W_{max, peeling}$ = 계면박리파괴시 휨균열

$f_{p, peeling}$ = 계면박리파괴시 GFRP의 응력

식 (4)에서 GFRP의 박리파괴시 응력을 결정한다면 계면박리파괴시 임계균열폭을 산정할 수 있다. 따라서 계면박리파괴의 메카니즘은 휨균열폭과 직접적인 상관관계를 가지므로 여러 변수를 토대로 한 실험결과에 의해 산정된 GFRP의 박리응력을 이용하여 계면박리파괴시 최대 균열폭을 계산할 수 있으며 이들 값을 통계 처리함으로써 박리시 균열폭과 GFRP의 인장응력간의 반실험식 모델이 제안될 수 있다.

계면박리파괴시 임계휨균열은 제시되었던 실험자료를 토대로 식(4)에 의해 산정하였다. $f_{p, peeling}/E_p$ 항은 계면박리파괴시 보중상부에서 발생하는 GFRP의 변형률이므로 실험에서 산정된 Table 3에서 파괴시 GFRP의 변형률을 대입하였고 콘크리트의 평균부착응력은 Mosely⁽⁶⁾가 제안한 $u_s = 0.28\sqrt{\sigma_{ck}}$ 을, 콘크리트와 GFRP의 평균부착응력, $u_p = 51 \text{ kgf/cm}^2$ 을 사용하였다. Table 4에는 식 (4)에 의해 산정된 계면박리파괴되었던 5개의 시험체의 임계휨균열폭을 나타내었으며 평균치는 0.092cm였다. 따라서 결론적으로 계면에서 휨균열이 약 0.092cm정도 발생하면 계면박리파괴가 발생한다는 것을 의미한다. 물론 이러한 이론적인 균열값은 실측치와 변동성이 크다는 것은 앞에서 언급하였으며 실제 파괴시 휨균열폭의 계측은 불가능하므로 직접

적인 비교는 수행하지 못하였지만 제안된 식은 궁극적으로 계면박리파괴된 시험체의 박리하중을 예측하는 식에 도입되므로 최종적인 이론의 합리성은 실험치인 박리하중과의 비교를 토대로 검토하였다.

Table 4 Critical flexural crack width

Test beam	G10-N15	G8-N15	G8-N10	3G8-N10	G8-N5	평균
Variable						
critical						
crack width (cm)	0.0769	0.074	0.0972	0.0875	0.124	0.092

따라서 임계 균열폭의 평균치를 토대로 식 (4)을 계면박리파괴시 GFRP에 발생하는 응력으로 정리하면 식(5)로 표현할 수 있다.

$$f_{p, \text{feeling}} = \frac{0.046 E_p (u_s \sum O_{\text{bars}} + u_p b_p)}{A_e f_{ru}} \quad (5)$$

3.2 계면박리하중 산정

GFRP의 계면박리파괴는 일반적으로 주철근이 항복한 이후 발생하므로 탄성구간을 지나 발생하게 된다. 따라서 박리파괴시 GFRP의 응력을 토대로 계면박리하중을 산정하기 위해서는 비선형해석을 토대로 한 휨해석모델이 필요하게 된다. 따라서 본 연구에서는 Saadatmanesh et al.⁽⁹⁾이 제안한 비선형 휨해석모델을 수정하여 계면박리파괴시 파괴하중을 산정하였다. 사용된 해석모델을 간단하게 정리하면 다음과 같다.

1) 적용된 재료모델

본 연구에서 적용된 콘크리트의 압축응력-변형률 선도는 Park와 Paulay⁽⁹⁾가 제안한 모델을 사용하였으며 강도전 영역은 포물선으로 모델링하였고 강도후 영역은 선형으로 감소하도록 모델링되었다. Fig. 9에는 사용된 콘크리트의 압축응력-변형률모델을 나타내었다.

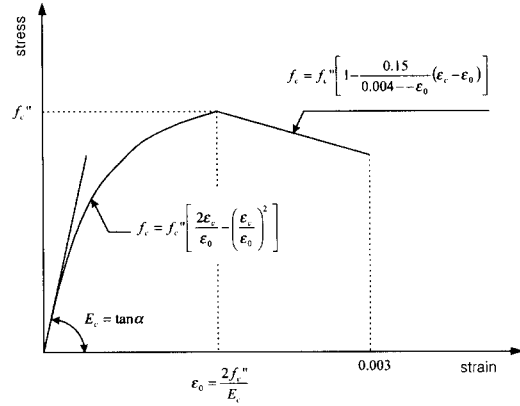


Fig. 9 Compressive stress-strain relationships of concrete

콘크리트 속의 철근의 평균응력과 평균변형률의 관계는 철근만의 응력과 변형률과의 관계와 다르며, 변형률의 증가에 따라서 항복응력이후에 응력이 증가하는 변형률 경화영역이 바로 나타난다. 따라서 철근의 응력-변형률관계는 변형률 경화현상을 고려한 모델을 사용하였다. 철근의 평균응력과 평균변형률의 관계는 Fig. 11과 같으며, 항복후의 평균응력은 다음식과 같다.

$$f_s = f_y + E_u (\epsilon_s - \epsilon_y) \quad (6)$$

여기서, E_u 는 콘크리트 속에 있는 철근의 항복 후 탄성계수, f_s 와 f_y 는 철근의 응력 및 항복응력, 그리고 ϵ_s 와 ϵ_y 는 변형률 및 항복변형률이다. E_u 는 연구자들마다 다르나 본 모델에서는 E_u 를 $0.01E_s$ 수준으로 하였다.

또한 GFRP의 이상적인 응력-변형률관계는 Fig. 11(b)와 같이 완전탄성체로서 보강재 파괴시까지 선형 증가하는 성질을 가지고 있다.

2) 비선형 휨해석 모델

철근콘크리트보의 단면거동을 해석하기 위하여 힘의 평형조건과 Bernoulli 적합조건 및 철근과 콘크리트의 일축 비선형 구성방정식이 적용되었다. 해석시

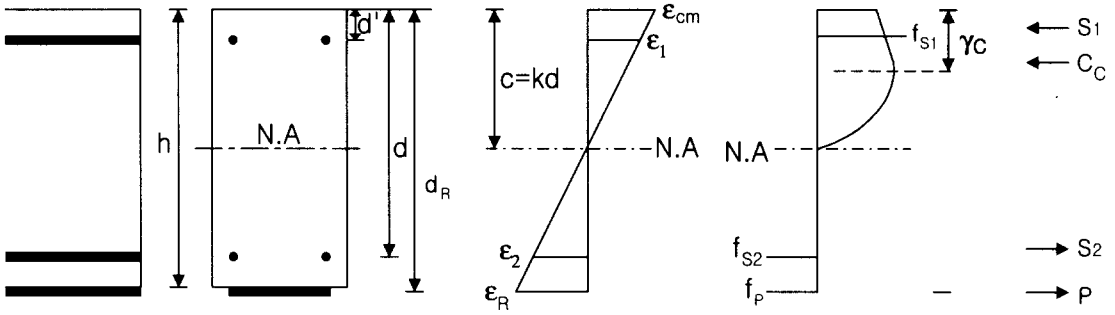


Fig. 10 Stress and strain distribution of cross section of test beam

보의 단면은 휨변형 후에도 평면을 유지하며, 전단 변형은 무시하는 Bernoulli-Navier의 가정이 사용되었으며 균열사이의 국부적인 부착슬립과 GFRP와 콘크리트사이의 슬립도 무시하였다. 철근 및 보강재에 작용하는 힘은 $S_j = f_{sj}A_{sj}$ ($j=1,2$) 및 $P = f_R A_R$ 이며, 철근 및 GFRP의 변형률은 변형률선도로부터 다음과 같다.

$$\epsilon_{sj} = \epsilon_{cm} \frac{c - d_j}{c} \quad (j = 1,2),$$

$$\epsilon_R = \epsilon_{cm} \frac{c - d_R}{c} \quad (7)$$

여기서, ϵ_{cm} 은 콘크리트압축단에서의 변형률, d_R 은 압축단에서 보강재 도심까지의 거리

따라서 콘크리트의 압축력은 다음과 같다.

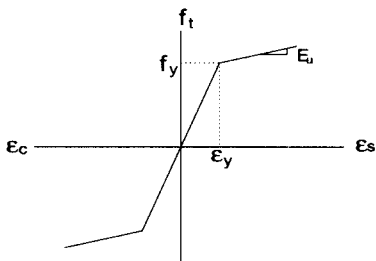
$$C_c = a f_c b c \quad (8)$$

$$a = \frac{\int_0^{\epsilon_{cm}} f_c d\epsilon_c}{f_c \epsilon_{cm}} \quad (9)$$

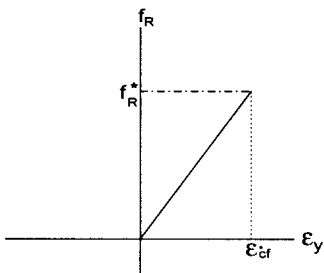
여기서, c 는 중립축, a 는 등가사각형단면으로 환산된 평균압축응력을 위한 계수이다. 또한 이 압축력은 콘크리트압축연단에서 γc 만큼 떨어져 있다. 도심계수(centroid factor)인 γ 은 주어진 응력-변형률선도로부터 다음과 같이 계산된다.

$$\gamma = 1 - \frac{\int_0^{\epsilon_{cm}} \epsilon f_c d\epsilon_c}{\epsilon_{cm} \int_0^{\epsilon_{cm}} f_c d\epsilon_c} \quad (10)$$

따라서, 단면내의 힘 및 모멘트평형으로부터 단면력 및 모멘트는 다음 식과 같다.



(a) rebar



(b) GFRP

Fig.11 Stress-strain relationships of rebar and GFRP

$$N = \alpha f_c b c + \sum_{j=1}^2 f_{sj} A_{sj} + f_R A_R = 0 \quad (11)$$

$$M = \alpha f_c b c \left(\frac{h}{2} - \gamma c \right) + \sum_{j=1}^2 f_{sj} A_{sj} \left(\frac{h}{2} - d_j \right) + f_R A_R \left(\frac{h}{2} - d_R \right) \quad (12)$$

중립축 위치 c 는 반복해석기법을 이용하여 식 (11)을 만족시키는 c 를 만족할 때 구해진다. c 를 구하면 식 (12)를 토대로 내부저항모멘트를 산정하며 ϵ_{cm} 을 증가시키면서 이러한 과정을 반복 수행하게 된다.

계면박리하중의 산정은 단계별 상단의 콘크리트의 변형률을 증가시키면서 변형률 적합방정식과 평형방정식을 만족시키는 GFRP의 응력, f_R 을 산정하고 GFRP의 응력이 식 (5)에 의해 산정된 계면박리과괴시 GFRP의 응력, $f_{p,peeling}$ 과 허용오차범위 내에 존재하게 될 때 이 단계에서 식 (12)에 의해 산정된 내부저항모멘트를 이용하여 외부가력하중의 모멘트 팔길이를 나누어 줌으로써 계면박리하중을 산정할 수 있다. 이러한 과정을 도식화 하면 Fig. 12 와 같다.

6.3 결과비교

제안된 모델에 의하여 산정된 해석결과는 Table 5 및 Fig. 13에 나타내었으며 해석결과는 비교적 실험치와 유사하게 나타났다.

그러나 제안된 해석모델이 비교적 실험치를 잘 표현하고 있지만 이는 제한된 실험자료를 토대로 한 결과이므로 정확한 해석모델을 산정하기 위해서는 충분한 실험자료를 확보하여 통계처리가 필요하다. 그러므로 이와 관련된 지속적인 연구를 토대로 휨균열폭과 계면박리하중의 상관관계에 관한 규명이 요구된다.

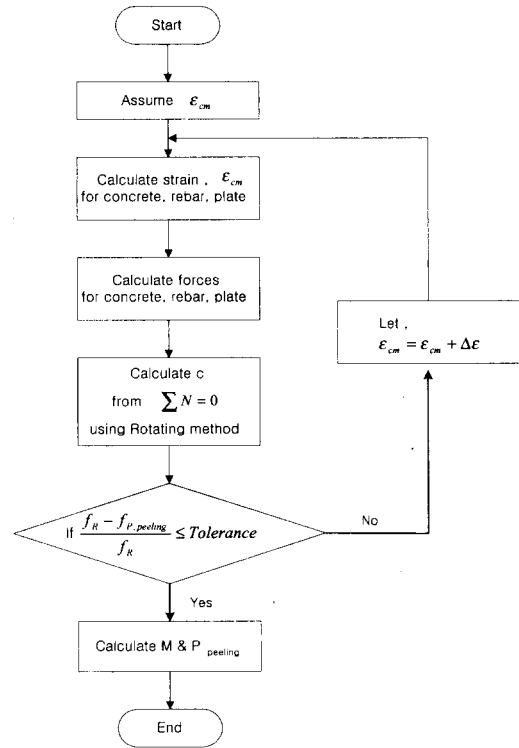


Fig. 12 Flow chart for predicting interfacial debonding failure load

Table 5 Comparison of the proposed theory with test data

Variable Test beam	Experimental load (ton)	Theoretical load (ton)	Ptheo./Pexp.
G10-N15	10.4	11.2	1.08
G8-N10	9.0	8.82	0.98
3G8-N10	9.4	9.81	1.04
G8-N15	9.6	11.2	1.17
G8-N5	7.3	7.12	0.98

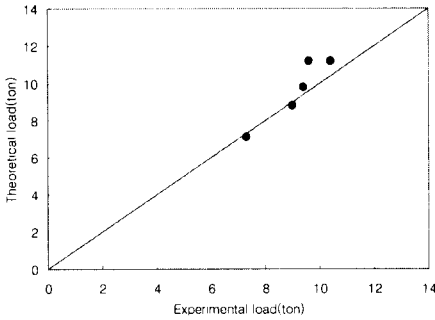


Fig. 13 Comparison of the proposed theory with test results

4. 결론

지금까지의 연구결과를 정리하면 다음과 같다.

1. GFRP보강시험체의 휨실험을 토대로 GFRP 보강시험체의 계면박리파괴 메카니즘을 고찰하였으며 GFRP의 보강길이, 보강폭, 보강두께가 증가할 수록 계면박리하중이 비선형적으로 증가함이 고찰되었다.

2. 휨균열과 계면박리하중의 상관관계를 토대로 하여 계면박리하중을 예측할 수 있는 모델이 제안되었다. 제안된 모델은 철근과 콘크리트의 부착강도, GFRP와 콘크리트의 부착강도 등을 고려하여 계면박리파괴시 GFRP의 응력을 반실험식으로 표현하였으며 보강된 RC보의 비선형 휨해석모델을 이용하여 계면박리하중을 산정하였다.

3. 제안된 계면박리해석모델은 비교적 실험결과를 잘 예측하였지만 이 결과는 제한된 실험결과만을 토대로 한 것이므로 정확한 해석모델을 구성하기 위해서는 보다 많은 실험결과를 토대로 한 통계자료가 요망된다.

감사의 글

본 연구는 "97 경기도 산학연 컨소시엄" 및 풍림건설의 지원을 받아 수행되었으며, 저자들은 이에 감사의 뜻을 전합니다.

참고문헌

1. 심종성, 김규선, 문도영, 김경민 "GFRP로 보강된 RC보의 휨특성에 관한 실험적 연구", 한국콘크리트학회 춘계학술발표회 논문집, 제 10권 1호(통권 제 18집), 1998.5, pp 559-565
2. 배인환, "강관 및 탄소섬유로 보강된 철근콘크리트보의 휨해석 및 설계기법연구, 한양대학교 박사학위논문, 1998
3. Anandarajah, A. and Vardy, A.E. "A Theoretical Investigation of Failure of Opensandwich Beams due to Interfacial Shear Failure", The Structural Engineer, Vol 63B, No. 4, Dec. 1985, pp. 85-92
4. Hutchinson, A.R. and Rahimi, H., "Behaviour of reinforced concrete beams with externally bonded fibre reinforced plastics", Proc. 5th Int. Conf. on Structural Faults and Repair, University of Edinburgh, Vol.3, 1993, pp221-228.
5. Hamoush, S.A, Ahmad, S.H, "Debonding of Steel Plate-Strengthened Concrete Beams", Journal of Structural Engineering, Vol.116, No2, Feb, 1990, pp356-371.
6. Mosely W. H. and Bungey J. H., "Reinforced Concrete Design", MacMillan Education, 1990, 4th edn,
7. Park, R. and Paulay, T., "Reinforced Concrete Structures", John Wiley & Sons, Inc., 1975
8. Owen, D. R. J. and Hinton, E. "Finite Element in Plasticity", Prineridge Press, Swansea, 1980, pp. 157~373
9. Saadatmanesh, H., Ebsami, Hobammad R., "RC Beams Strengthened with FRP Plates II: Analysis and parametric Study", ASCE, J. Struct. Engrg., Vol. 117, No. 11, Nov. 1991, pp 3434-3455

요 약

GFRP보강시험체의 휨실험을 토대로 시험체의 조기파괴형태는 계면박리파괴가 지배적인 파괴모드이며 계면 박리파괴시 박리하중에는 보강길이, 보강두께, 보강폭 등이 지배적인 영향을 미치는 것으로 고찰되었다. 이러한 GFRP보강시험체의 조기파괴모드의 해석은 LEFM을 토대로 한 FEM해석기법이 적용되어 왔으나 휨균열 개수, 가력위치 등 변수에 따라 해석값이 달라지므로 실용적인 해석기법으로 제안되기에는 많은 문제가 있다. 따라서 본 연구에서는 계면파괴시의 임계휨균열폭과 박리시 GFRP의 응력과의 상관관계를 토대로 한 반실험식을 제안하였으며 파괴시 박리하중을 산정하기 위하여 기존의 비선형 휨해석 모델을 수정하여 적용하였다. 제안된 모델은 비교적 실험결과를 잘 예측하였지만 보다 정확한 모델을 산정하기 위해서는 보다 폭 넓은 실험자료를 토대로 지속적인 연구가 요구된다.

(접수일자 : 1999.1.7)