

CFRP로 성능향상된 철근콘크리트 보의 Rip-off 파괴메커니즘 고찰

심종성¹⁾·문도영¹⁾·박철우¹⁾·박성재^{1)*}·최광민²⁾

¹⁾ 한양대학교 토목환경공학과 ²⁾ 용마엔지니어링

(2005년 7월 4일 원고접수, 2005년 9월 20일 심사완료)

Rip-off Failure Mechanism of Reinforced Concrete Beams Strengthened with CFRP Plate

Jong-Sung Sim¹⁾, Do-Young Moon¹⁾, Cheol-Woo Park¹⁾, Sung-Jae Park¹⁾, and Kwang-Min Choi²⁾

¹⁾ Dept. of Civil Engineering, Hanyang University, Ansan, 426-791 Korea

²⁾ Yongma Engineering, Songpa Gu, Seoul, 138-857 Korea

(Received July 4, 2005, Accepted September 20, 2005)

ABSTRACT

Various types of FRP materials have been applied for structural strengthening of RC beams in various forms. When CFRP plates are used, a premature failure used to occur before enough strengthening effect appears. This is primarily due to the rip-off of CFRP plate attached on RC beams. Despite of numerous studies on the rip-off failure of externally strengthened RC beams, its failure mechanism is not definitely clarified yet. Investigations from literatures have shown that the rip-off failure is dependant on the vertical and shear stresses at the level of main reinforcements in RC beams. This study suggests an analytical model to investigate the rip-off failure load based on the stress states at the level of main reinforcements. The proposed model is relatively simple and produces very comparable results to the test data. It is believed that the proposed model can be successfully used to provide more information on the rip-off failure mechanisms and its prevention.

Keywords : RC beam, CFRP, initial cracking load, rip-off failure load, main reinforcement

1. 서 론

콘크리트 구조물은 사용연한이 경과함에 따라 외부하중에 따른 구조적 손상과 환경적인 요인으로 인하여 내하력 저하현상이 발생하게 된다. 이러한 경우 콘크리트 구조물의 성능향상을 위하여 FRP 복합체(Fiber Reinforced Plastic Composites)가 최근 많이 사용되어지고 있으며, 보강된 구조물의 내하력 증진효과는 지난 수년간의 연구를 통하여 입증되고 있다¹⁻³⁾.

현재 주로 사용되고 있는 섬유보강재료로는 고탄성재료인 탄소섬유보강재(Carbon Fiber Reinforced Plastics : 이하 CFRP) 등이 있으며, 저탄성 재료로는 유리섬유보강재(Glass Fiber Reinforced Plastics : 이하 GFRP) 등이 있다. 이러한 FRP 보강재는 대부분 접착제를 사용하여 구조물의 인장성능이 취약한부분에 접착하여 보강하게 되는데, 이렇게 보강된 구조물은 세 가지 이상의 재료 즉, 콘

크리트, 철근, FRP로 이루어지는 복합체가 되어진다. 따라서, FRP로 보강된 구조물의 구조적 성능 및 거동은 보강재의 종류, 보강폭, 부착길이, 보강비, 보강재의 강성과 접착제의 물성 등의 다양한 변수들의 영향을 받게되며, 그 거동 역시 복잡하다. 더욱이 이러한 거동을 해석적으로 정확히 예측하기는 어렵다. 현재 이에 관련된 많은 실험적, 해석적 연구가 수행중에 있다⁴⁻⁶⁾.

일반적으로 FRP로 보강된 철근콘크리트 보의 파괴모드는 4가지 형태로 요약할 수 있다. 첫째, 최대모멘트 발생 구간에서 FRP 변형률이 극한 변형률을 초과하여 FRP가 인장파괴되는 모드이며, 보강재의 성능을 최대로 발휘한다는 측면에서 가장 이상적인 파괴 형태이다. 두 번째는 최대모멘트 발생구간에서 콘크리트 압축변형률이 극한치($\epsilon_c = 0.003$)를 초과하여 콘크리트가 압괴파괴되는 모드이다. 세 번째는 보강단부에 집중되는 접착계면의 전단응력이 접착제의 전단강도를 초과하여 보강재의 박리가 단부로부터 시작되고, 유효한 보강재의 부착길이가 감소함에 따라 최대전단응력이 전단파괴를 유발하는 임계치에 도달하게 되면 갑작스런 부착파괴가 일어나는 모드이며, 네 번째는

* Corresponding author

E-mail : sjye002@ihanyang.ac.kr

©2005 by Korea Concrete Institute

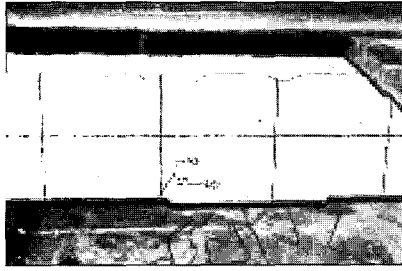


Fig. 1 Initial crack

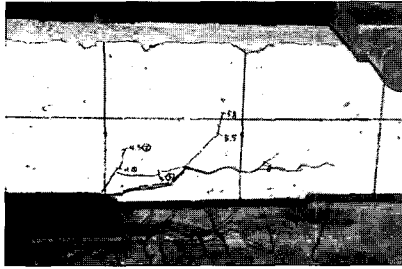


Fig. 2 Rip-off failure

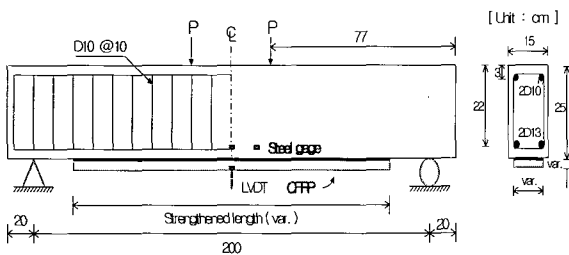


Fig. 3 Detail of beam specimens

휨강성이 큰 보강재로 보강되거나, 접착제의 부착력이 보강단 단부의 계면응력을 견디기 충분하게 우수한 경우에 보강재의 성능을 충분히 발휘하지 못하고 급작스럽게 취성적으로 파괴되는 rip-off 파괴 모드이다. 이러한 rip-off 파괴는 경제적인 측면이나 역학적인 측면에서 바람직하지 않으며, 정확한 분석 및 해석을 위한 모델이 필요하다.

다음의 Fig. 1은 비교적 휨강성이 큰 탄소섬유보강판(CFRP)으로 보강된 보의 단부 응력집중에 의한 균열을 나타내고 있으며, Fig. 2는 초기균열이 하중증가에 따라 주철근 위치에 도달한 후, 주철근 배근 방향을 따라 수평으로 진전되는 양상을 나타내고 있다.

일반적으로 이러한 파괴형상은 강판 등과 같이 휨강성이 큰 경우 발생하는 파괴형태이다. 따라서 비교적 강성이 큰 보강재를 인장부에 보강하는 경우 이러한 rip-off 파괴메커니즘의 정확한 분석 및 해석을 위하여 초기균열을 발생시키는 초기균열하중과 최종파괴하중(rip-off 파괴하중)의 정확한 예측이 필요하다. 그러나 대부분의 연구는 단부응력집중에 의한 초기균열하중 및 파괴메커니즘에 국한되고 있으며, 최종파괴하중에 대한 해석 및 예측 모델에 관한 연구는 미비하다³⁾.

Table 1 Physical properties of steel and CFRP

Material	Tensile strength (MPa)	Elastic modulus (MPa)	Ultimate strain
Steel	670	1.92×10 ⁵	-
CFRP	3,090	1.55×10 ⁵	0.019

Table 2 Physical properties of epoxy used

Material	Elastic modulus (MPa)	Shear modulus (MPa)	Poisson's ratio
Epoxy for CFRP	7,000	2,300	0.30

본 연구에서는 심중성⁷⁾에 의해 기 수행되어진 각종 FRP로 보강된 보의 휨실험 중에서 탄소섬유보강판(CFRP)으로 보강된 철근콘크리트보의 rip-off 파괴메커니즘에 대하여 고찰하였다. 먼저, Malek 등⁸⁾의 모델을 사용하여 보강재의 단부 계면에서의 응력을 고려하여 초기균열하중을 예측하였다. 또한 실제파괴가 발생하는 주철근위치에서의 응력을 고려하여 모델을 제안하였으며, 이 제안된 모델을 바탕으로 rip-off 파괴시의 최종파괴하중을 예측하였다. 이때 사용된 재료모델은 Saddatmanesh^{9,10)}의 비선형 휨해석 모델이 적용되었다. 이들 해석 결과는 실험 결과와 비교·분석하여, 정확성과 신뢰성을 검증하였다.

본 연구에서 제안된 단부 초기균열 및 최종파괴하중 예측 모델 및 알고리즘은 비교적 강성이 큰 보강재로 보강된 철근콘크리트 보의 파괴메커니즘을 규명, 고찰하는데 효과적으로 사용 될 수 있다.

2. 실험

2.1 시험체 제작 및 실험 변수

본 실험에서는 탄소섬유보강판(이하 CFRP)으로 성능향상된 철근콘크리트 보의 휨실험을 수행하였으며, 모든 시험체가 보강재의 휨파괴 이전 rip-off 또는 부착파괴 되었다. 이중 rip-off 파괴된 시험체에 대하여 고찰되었으며, 또한 이 결과를 제안된 모델의 검증자료로 활용하였다. 실험에 사용된 철근콘크리트 보의 단면 치수 및 배근상세는 Fig. 3에, 보강재료인 CFRP의 물성 및 철근의 물성과 보강판의 접착에 사용된 에폭시의 물성은 각각 Tables 1과 2에 나타내었다.

2.2 실험 결과

Table 3에는 적용된 보강재의 보강길이 비와 보강폭의 변수 그리고 각 시험체의 파괴하중 및 파괴모드를 정리하여 나타내었으며, 각 시험체들의 초기균열하중과 최종파괴하중을 나타내었다. 실험 결과에 따른 각 시험체에서 발생한 파괴양상을 정리하면 크게 2가지로 나눌 수 있다.

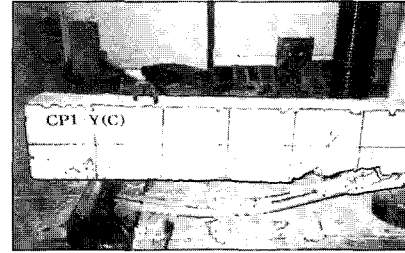
Table 3 Test results

Test specimens	Strengthened length	Widths of CFRP (cm)	Yield load*(kN)	Initial crack load**(kN)	Failure load (kN)	Failure mode
N-CON	-	-	49.1	-	61.8	Flexural
C10-N5	1.0L	5	79.6	-	99.6	Debonding
C10-N10		10	101.0	-	130.5	Debonding
C8-N10	0.8L	10	98.2	77.5	107.9	Rip-off
C8-N5		5	83.5	81.4	104.7	Rip-off
C6-N10	0.6L	10	80.6	54.0	80.6	Rip-off
C6-N5		5	74.2	44.1	86.9	Rip-off

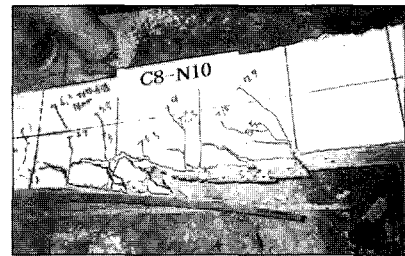
* : Yield load is the load when the main reinforcement is yielded

** : Initial crack load is the load when a crack first occurs at the end of strengthening

첫번째로 보의 중앙부 접착계면에서 발생하는 계면균열이 진전되는 계면박리파괴되는 형태이다. 두 번째로는 본 연구에서 다루고자 하는 rip-off 파괴이다. C10-N10 시험체의 경우 보의 중앙부위에서 휨균열이 발생하면서 접착제의 접착력에 의해 보강재가 내력을 발휘하다가 보의 길이방향으로 찢어지면서 계면박리파괴 되었으며(Fig. 4 (a)), C8-N10 시험체의 경우는 단부에서 초기균열이 발생하여 주철근위치까지 진행된 후 주철근 아래의 콘크리트 피복을 물고 떨어지는 rip-off 파괴양상을 보였다(Fig. 4 (b)). rip-off 파괴된 시험체들의 파괴하중을 살펴보면 단부에서 주철근위치까지 균열을 발생시키는 초기균열하중과 최종적으로 시험체가 파괴되는 극한하중과는 큰 차이가 있음을 실험을 통하여 확인 할 수 있었다. 따라서 본 연구에서는 CFRP로 성능향상된 철근콘크리트 보의 초기 균열하중과 파괴하중을 구분하여 예측함으로써 신뢰성 있는 rip-off 파괴메커니즘을 고찰하고자 하였다.



(a) C10-N10



(b) C8-N10

Fig. 4 Failure mode of specimens

3. CFRP로 성능향상된 보의 rip-off 파괴 메커니즘 해석

3.1 초기균열하중

Malek 등은 콘크리트와 FRP의 접착면에 발생하는 전단응력과 수직응력을 모델링하기 위하여 FRP와 접착제, 콘크리트를 선형탄성의 등방성 재료로 가정하였으며, 보강판과 콘크리트의 접착이 완벽하여 어떠한 미끄러짐(slip)도 발생하지 않는다고 가정하여 계면응력모델을 제안하였다. FRP와 접착면사이에 발생하는 전단응력은 Fig. 5에서처럼 FRP의 미소요소를 고려한 인장응력에 대한 지배미분방정식으로부터 식 (1)과 같이 표현할 수 있으며, 이때 최대전단응력은 근사적으로 단부에서 발생하므로 식 (2)와 같이 표현 할 수 있다. 수직응력은 보강판으로 보강된 보를 각각 보강판과 철근콘크리트 보로 독립적으로 고려하여 에폭시층에 발생하는 수직응력을 Fig. 6과 같은 자유물체도로 부터 수직응력에 대한 지배미분방정식을 유도하였으며, 해는 유도된 식 (3)에 경계조건을 도입하여 단부에서 발생하는 최대응력을 식 (4)로부터 산정할 수 있다.

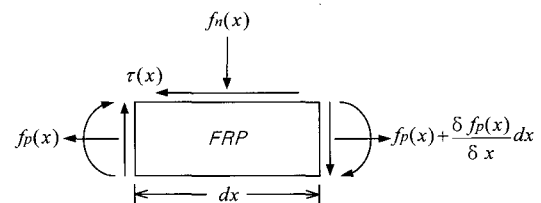


Fig. 5 Stresses acting on FRP Plate⁹⁾

$$\tau(x) = t_p [b_3 \sqrt{A} \cosh(\sqrt{A}x) - b_3 \sqrt{A} \sinh(\sqrt{A}x) + 2b_1x + b_2] \quad (1)$$

$$\tau_{max} = t_p (b_3 \sqrt{A} + b_2) \quad (2)$$

여기서, G_a = 접착제의 전단탄성계수

I_b = 전체 단면에 대한 단면 2차모멘트

E_c = 콘크리트의 탄성계수, E_b = 보강판의 탄성계수

t_b = 보강판의 두께, t_a = 접착제의 두께

$$A = \frac{G_a}{t_a t_b E_b}, \quad b_1 = \frac{y a_1 E_b}{I_b E_c}, \quad b_2 = \frac{y E_b}{I_b E_c} (2a_1 L_0 + a_2)$$

$$b_3 = E_b \left[\frac{y}{I_b E_c} (a_1 L_0^2 + a_2 L_0 + a_3) + 2b_1 \frac{t_a t_b}{G_a} \right]$$

L_0 = 지점에서 단부까지 거리

a_1, a_2, a_3 = 외부모멘트를 표현하는 다항식의 상수

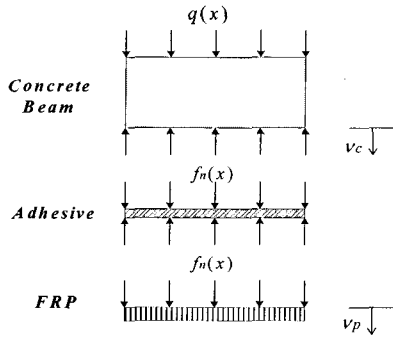


Fig. 6 Normal stresses acting on isolated concrete and plate beams⁸⁾

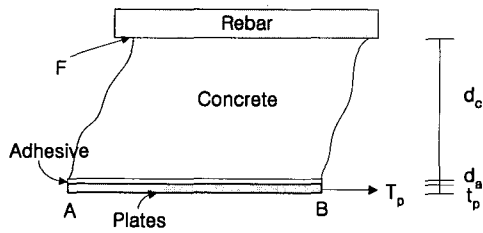


Fig. 7 Concrete tooth between two adjacent flexural cracks

$$f_n(x) = e^{-\beta x} [D_1 \cos(\beta x) + D_2 \sin(\beta x)] + \frac{qE_p I_p}{b_p E_c I_c} \quad (3)$$

$$f_{n_{max}} = \frac{K_n}{2\beta^3} \left(\frac{V_p}{E_p I_p} - \frac{V_c + \beta M_0}{E_c I_c} \right) + \frac{qE_p I_p}{b_p E_c I_c} \quad (4)$$

여기서, v_p, v_c = 보강판과 철근콘크리트 보의 처짐
 I_p, I_c = 보강판과 철근콘크리트 보의 단면 2차모멘트

b_p = 보강판의 폭

q = 철근콘크리트보의 상재분포하중

$K_n = E_d / t_a$

$$D_1 = \frac{K_n}{E_p I_p} \cdot \frac{V_p}{2\beta^3} - \frac{K_n}{E_c I_c} \cdot \frac{V_c + \beta M_0}{2\beta^3}$$

$$D_2 = \frac{K_n}{E_c I_c} \cdot \frac{M_0}{2\beta^3}, \quad \beta = \left(\frac{K_n b_p}{4E_p I_p} \right)^{\frac{1}{4}}$$

M_0, V_0 = 단부에 작용하는 외부모멘트와 전단력

$$V_c = V_0 - b_p \bar{y}_c t_p (b_3 \sqrt{A} + b_2), \quad V_p = -\frac{1}{2} b_p \bar{y}_p (b_3 \sqrt{A} + b_2)$$

일반적으로 단부위치에서 균열의 발생은 그 위치에서의 발생하는 전단응력과 수직응력의 주응력이 콘크리트의 파괴계수를 초과할 경우에 발생하게 되는 것으로 정의된다. 그러나, 실제적으로 접착재와 CFRP Plate 계면에서 발생하는 전단응력과 수직응력은 아주 얇은층에 존재하게되어 주응력식을 사용할 수 없게된다. 따라서 등가의 전단응력과 수직응력이 단부 콘크리트 하면에 작용한다고 가정하여, 이러한 전단응력과 수직응력의 주응력이 콘크리트의 파괴강도(f_{ru})를 초과할 경우 초기균열이 발생하는 것으로

가정하여 초기균열하중을 산정하였다. Malek 등의 계면응력모델을 사용하여 단부에서 발생하는 최대전단응력과 최대수직응력을 하중 P의 함수로 표현한 후 식 (5)를 만족하는 파괴하중 P를 산정하였다. 콘크리트의 파괴강도는 ACI-318¹¹⁾에서 제안한 값을 사용하였으며, 이를 실험값과 비교하였다.

$$f_1 = \frac{\sigma_{n, \max}(P)}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_{n, \max}(P)}{2} \right)^2 + \tau_{\max}^2(P)} \leq f_{ru} \quad (5)$$

$$f_{ru} = 0.63\sqrt{f_{ck}} \text{ (MPa)} \quad (6)$$

여기서, f_1 = 단부에서 발생하는 수직응력과 전단응력으로 인한 주응력(MPa)

$\sigma_{n, \max}(P)$ = P의 함수로 이루어진 초기균열발생시 최대 수직응력(MPa)

$\tau_{\max}(P)$ = P의 함수로 이루어진 초기균열발생시 최대 전단응력(MPa)

f_{ru} = 콘크리트 파괴강도

f_{ck} = 콘크리트의 설계기준강도(MPa)

3.2 주철근 위치에서의 응력 모델을 고려한 rip-off 파괴하중 해석

3.2.1 주철근 위치에서의 응력 모델

Fig. 7은 실제파괴가 발생하는 주철근위치에서의 응력을 구하기 위한 콘크리트 피복모델을 보여주고 있다. 본 모델은 단부에서 최대전단응력 및 수직응력이 발생하는 것으로 가정하여 균열이 발생한 후 단부의 주철근 위치에서의 F점에 대해 고려하였다. 이때 콘크리트 피복두께는 무시되었으며, 보강재에 작용되는 힘을 이용하여 주철근 위치의 전단응력을 식 (7)과 같이 구할 수 있다. 또한 주철근 위치에서의 수직응력은 식 (8)과 같이 F점에서의 모멘트로부터 구할 수 있다.

$$\tau = \frac{T_p}{b Lcr} \quad (7)$$

$$\sigma = \frac{M_y y}{I} = \frac{6 \tau}{Lcr} (d_c + d_a + d_p/2) \quad (8)$$

여기서, τ = 주철근위치의 전단응력, b = 보강재의 폭

T_p = 보강재의 단면력

Lcr = 최대 균열간격 = $2(Lcr)_{\min}^{12)}$

M_y = F점에서의 모멘트

d_c = 콘크리트 피복의 두께, d_a = 접착제의 두께,

d_p = 보강재의 두께

3.2.2 파괴하중 산정

파괴하중의 산정을 위한 보의 평형상태를 Fig. 8과 같이 나타내었다. 파괴하중은 지점부의 주철근에서의 모멘트로

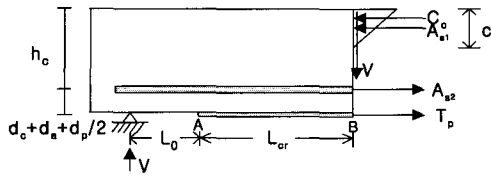


Fig. 8 Equilibrium condition of RC beam Strengthened with CFRP

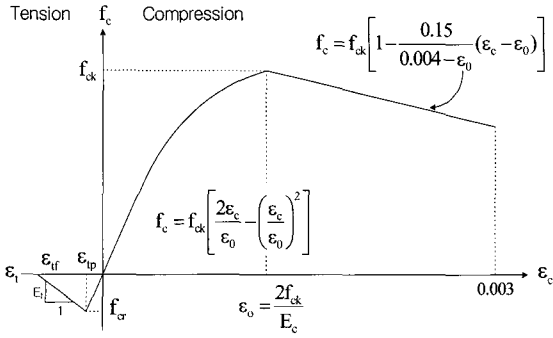


Fig. 9 Tensile and compressive stress-strain curve of concrete¹³⁾

부터 균열이 발생한 단면의 전단력으로 식 (9)를 사용하여 산정 할 수 있다. 이때의 전단응력과 수직응력은 제안된 모델로부터 구하고 이들로 인한 주응력이 파괴강도를 초과하면 파괴가 발생한다고 가정하였다.

$$V = \frac{T_p(d_c + d_s + d_p/2) + C_c(h_c - C/3)}{L_0 + L_{cr}} \quad (9)$$

- 여기서, V = 파괴하중
- L_0 = 지점에서 보강재 단부까지의 거리
- C_c = 콘크리트의 압축력
- c = 단면의 중립축
- h_c = 콘크리트 상부에서 주철근 까지의 거리

3.2.3 적용된 재료 모델

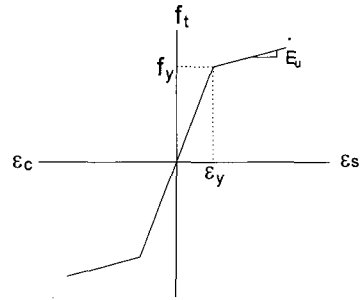
본 연구에서는 콘크리트의 인장응력-변형률관계는 Fig. 9 과 같이 Scordelis¹³⁾이 제안한 Bilinear 형태의 응력-변형률 선도를 사용하였다.

철근의 응력-변형도 관계는 변형률 경화현상을 고려한 모델을 사용하였다. 평균응력과 평균변형률의 관계는 Fig. 10 (a)와 같으며, 항복 후의 평균응력과 평균변형률의 관계는 식 (10)과 같다.

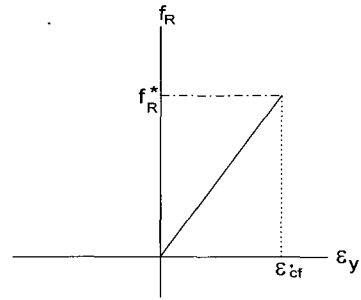
$$f_s = f_y + E_u(\epsilon_s - \epsilon_y) \quad (10)$$

- 여기서, E_u = 콘크리트 속에 있는 철근의 변형률
- f_s = 평균응력, f_y = 평균항복응력
- ϵ_s = 평균변형률, ϵ_y = 평균항복변형률

E_u 는 연구자들마다 다른 값을 제시하고 있으나, 본 연구에서는 Hu 등¹⁴⁾이 철근콘크리트 판 및 쉘 해석시 가정



(a) Steel rebar



(b) CFRP

Fig. 10 Stress-strain model of steel rebar and CFRP

한 $E_u = 0.01E_s$ 를 사용하였다. 또한 탄소섬유보강판의 응력-변형률 관계는 Fig. 10 (b)와 같이 완전탄성체로서 보강재 파괴시 선형증가하는 것으로 가정하였다.

3.2.4 해석 절차

해석은 변형률 적합법(strain compatibility method)과 힘의 평형방정식(force equilibrium)을 토대로 수행하였다. Saddatmanesh가 제안한 비선형 휨 해석모델은 FRP를 부착한 철근콘크리트 보에 발생하는 변형률분포와 응력상태로부터 콘크리트 상단면의 압축변형률에 따른 철근과 FRP 및 콘크리트 인장면의 변형률을 변형률 선도로부터 구하고, 여기서 단면에 작용하는 철근과 FRP의 힘 그리고 콘크리트의 압축력 및 인장력을 산정하였다. 제안된 비선형 휨 해석모델로부터 단면에 작용하는 힘과 모멘트의 평형방정식을 이용하여 중립축 위치를 반복해석기법을 이용하여 산정하고, 내부저항모멘트를 반복산정하여 rip-off 된 철근콘크리트 보의 최종파괴하중을 산정하였다. 본 연구에서의 최종파괴하중을 산정하기 위한 해석의 흐름도는 Fig. 11과 같다.

3.3 Rip-off 파괴메커니즘 해석 결과 및 고찰

본 연구에서는 CFRP로 보강된 철근콘크리트 보의 rip-off에 대한 초기균열하중과 최종파괴하중을 예측함으로써 rip-off 파괴메커니즘을 고찰하였다. 먼저 초기균열 하중은 실험 결과와 Malek 등의 계면응력모델을 적용한

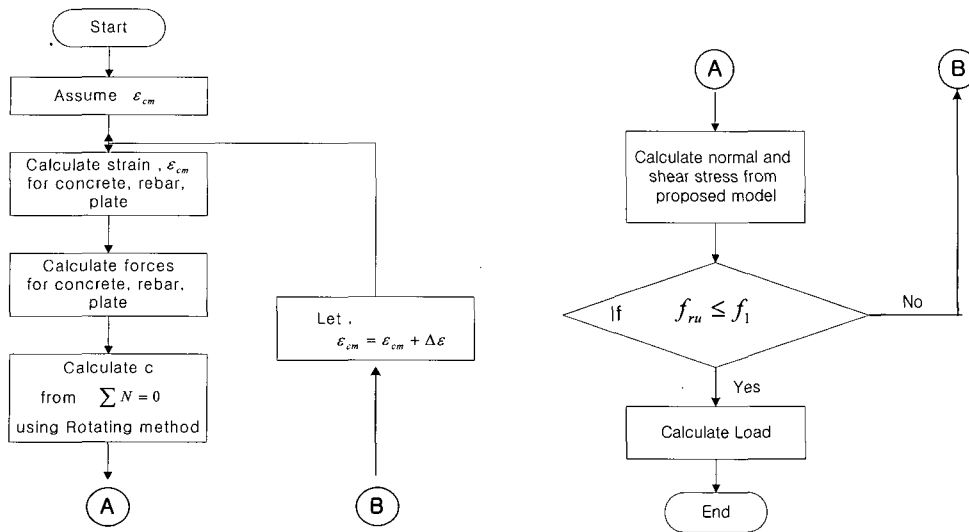


Fig. 11 Flow chart for calculating failure load

예측하중과 비교하였으며, 그 결과는 Table 4에 나타내었다. C8-N10시험체와 C8-N5시험체의 경우는 각각 초기균열하중이 77.5 kN과 81.4 kN이었으며, Malek 등의 계면응력모델을 적용한 예측하중은 71.2 kN과 70.6 kN 이었다. C8-N10시험체와 C8-N5시험체의 경우는 실험 결과에 대하여 92%와 87%의 근사한 초기균열하중이 예측됨을 알 수 있었다. 그러나 C6-N10시험체와 C6-N5시험체의 경우는 초기균열하중과 초기균열예측하중이 각각 54.0 kN과 36.3 kN 그리고 44.1 kN과 36.1 kN으로 67%와 82%로 낮게 나타났다. 이러한 결과로부터 Malek 등의 계면응력모델을 적용한 초기균열예측하중은 보강길이가 0.8L인 경우 실제의 값과 상대적으로 잘 부합되는 것을 알 수 있다. 한편 보강길이가 0.6L인 경우에 낮은 예측값을 나타내는 것은 Malek의 계면응력모델식은 보강재의 길이변수에 크게 의존하고 있기 때문인 것으로 판단되어진다.

일반적으로 CFRP로 성능향상된 철근콘크리트 보의 성능향상효과는 보강재의 두께, 길이와 폭에 의해 많은 영향을 받게된다. 그러나 해석 결과 C8-N10시험체(71.2 kN)와 C8-N5시험체(70.6 kN)의 경우와 C6-N10시험체(36.3 kN)와 C6-N5시험체(36.1 kN)의 경우와 같이 보강길이가 같은 경우 보강폭에 대한 영향은 각각 0.6 kN(0.06 tonf)과 0.2 kN(0.02 tonf)으로 미비한 차이를 나타냈다. 이러한 예측 결과는 Malek 등이 제안한 계면응력모델식은 식(4)에서와

같이 보강폭에 대한 변수가 고려되고 있으나, 결과적으로 보강폭의 영향이 고려되지 못하고 있는 것으로 나타났다. 따라서 CFRP로 성능향상된 철근콘크리트 보의 rip-off에 대한 초기균열하중예측은 Malek 등이 제안한 계면응력모델식을 사용할 경우 보강길이가 충분한(0.8L) 경우에는 매우 효과적으로 사용될 수 있을 것으로 판단된다. 한편 보강길이가 충분하지 못한(0.6L) 경우에는 실험치보다 보수적인 값을 나타내어 안전측으로 해석됨을 알 수 있으나, 정확한 초기균열하중을 예측하기에는 적절치 못한 것으로 판단된다. 따라서 보강길이가 충분하지 못한 경우 초기균열하중을 정확히 예측하기 위하여서는 보강재 폭의 영향을 고려할 수 있는 새로운 모델의 개발에 대한 연구가 필요하다.

Rip-off 파괴하중을 예측하기 위하여 실제파괴가 이루어지는 주철근 위치의 응력을 고려한 모델을 제안하였다. 또한 비선형 힘해석을 통하여 rip-off 파괴하중을 예측하였으며, 실험 결과와 비교하여 Table 4에 나타내었다. 보강 길이가 충분한 C8-N10, C8-N5시험체와 C6-N10시험체의 rip-off 파괴하중은 10%이내의 오차로 비교적 정확한 해석 결과를 나타내었다. 그러나 C6-N5시험체의 경우는 실제 rip-off 파괴하중과 파괴예측하중이 86.9 kN과 76.7 kN로 88%의 비교적 근사한 예측결과를 나타내었다. 이는 보강폭의 영향으로 식(7)과 식(8)과 같은 전단응력과 수직응력을 발생시키기 때문에 식(9)로 부터 낮은 파괴하

Table 4 Comparing experimental and estimated load

Test specimens	Experimental initial cracking load (kN)	Estimated initial cracking load (kN)	Experimental rip-off load (kN)	Estimated rip-off load (kN)	Estimated / experimental rip-off load
C8-N10	77.5	71.2	107.9	117.9	1.09
C8-N5	81.4	70.6	104.7	105.9	1.01
C6-N10	54.0	36.3	80.6	81.6	1.01
C6-N5	44.1	36.1	86.9	76.7	0.88

중이 도출되었다. 따라서 보강재의 길이와 폭이 충분하지 못한 경우 신뢰성 있는 rip-off 파괴하중을 예측하기 위하여서는 추가적인 실험과 검증이 필요한 것으로 판단된다. 또한 보강폭이 같은 경우(100 mm, 50 mm) 보강재의 길이가 0.8L과 0.6L로 감소 할 때 파괴하중은 평균 23 kN (2.3 tonf) 감소하였으며, 파괴예측하중은 평균 33 kN(3.4 tonf)이 감소되어 그 차이가 근사하게 나타났다. 따라서 제안된 주철근 위치의 응력을 고려한 모델은 보강길이가 감소함에 따른 rip-off 파괴하중의 감소 현상을 적절히 반영할 수 있는 것으로 판단된다.

이처럼 rip-off 파괴하중을 예측하기 위한 주철근위치에서의 응력 모델을 고려한 제안된 모델은 보강길이와 보강폭의 영향을 고려한 모델이며, 따라서 제안된 CFRP로 보강된 철근콘크리트 보의 rip-off에 대한 파괴하중을 예측하는데 효과적으로 사용될 수 있을 것으로 판단된다.

4. 결 론

본 연구에서는 CFRP로 성능향상된 철근콘크리트 보의 rip-off 파괴메커니즘을 기존의 실험 결과 및 해석을 통하여 고찰함으로써, 계면응력모델을 사용한 초기균열하중과 실제파괴가 이루어지는 주철근 위치에서의 제안된 응력모델을 통하여 최종파괴하중을 예측하였다. 예측된 결과는 실험결과를 통하여 검증되었으며, 이로부터 도출된 결론은 다음과 같다.

- 1) CFRP와 같이 타종의 FRP 섬유보강재보다 휨강성이 비교적 큰 보강재로 성능향상된 철근콘크리트 보는 단부의 적착계면에서 큰 응력의 집중으로 초기균열이 발생하고 하중이 증가하면서, 균열은 수직으로 성장하여 주철근 위치에 도달한 후 급격한 내하력 상실과 함께 최종파괴된다. 이와 같은 파괴메커니즘은 기존의 실험 결과에서 살펴볼 수 있었으며, 계면응력모델 및 주철근 위치에서의 콘크리트 응력모델을 이용한 해석 결과에서도 같은 결과를 얻을 수 있었다. 이와 같이 rip-off 파괴메커니즘은 크게 초기균열발생과 rip-off 파괴로 구분될 수 있으며, rip-off 파괴하중은 초기균열이 발생한 하중보다 평균 50%(30 kN(3.05 tonf)) 높은 하중에서 발생하는 것으로 나타났다.
- 2) 계면응력모델을 적용하여 초기균열하중을 예측하고 이를 실험결과와 비교한 결과, 단부에서 발생하는 초기균열하중은 Malek 등이 제안한 계면응력모델식을 적용하였을 때, 보강길이가 충분한 경우(0.8L)에는 매우 효과적으로 사용될 수 있을 것으로 판단된다. 그러나 보강재의 길이가 짧은 경우(0.6L)는 실험치보다 과도하게 안전측으로 해석되는 문제가 있으며, 이는 Malek 등의

모델이 보강폭의 영향을 적절하게 고려하지 못하기 때문이며, 이에 대한 보완이 필요하다.

- 3) 실제파괴가 이루어지는 주철근위치에서의 제안된 응력 모델을 통하여 CFRP로 보강된 철근콘크리트 보의 최종파괴하중을 예측하였다. 그 결과 실험값과 비교하였을 때 약 10% 이내의 오차로 신뢰성 있는 최대 파괴하중을 산정 할 수 있었다. 따라서 주철근 위치에서의 응력을 고려한 제안된 모델은 보강길이 및 보강폭 감소함에 따른 rip-off 파괴하중의 감소 현상을 적절히 반영할 수 있는 모델이며 이를 활용할 경우 rip-off에 대한 최종파괴하중을 예측하는데 있어 효과적인 모델인 것으로 판단되어진다.

이상의 결과는 휨강성이 비교적 큰 FRP로 성능향상된 철근콘크리트 보의 rip-off 파괴메커니즘을 규명하고 또한 이를 제어할 수 있는 보강기법의 기초자료로 충분히 활용될 수 있을 것으로 판단되어진다.

참고문헌

1. 심종성, 김규선, "FRP로 보강된 RC보의 전단보강 효과 연구", 콘크리트학회 논문집, 10권, 4호, 1998, pp.101~111.
2. 심종성, 배인환, "탄소섬유쉬트로 보강된 철근콘크리트 보의 계면박리에 대한 해석적 연구", 콘크리트학회 논문집, 11권, 2호, 1999, pp.177~186.
3. 심종성, 김규선, "보강판으로 성능개선된 RC보의 조기 파괴거동", 대한토목학회 논문집, 19권, 1-4호, 1999, pp.561~570.
4. Roberts, T. M. and Haji, K. H., "A Theoretical Study of the Behavior of Reinforced Concrete Beams Strengthened by Externally Bonded Steel Plates", *Proc. Inst. Civil Engineers*, Vol.87, No.2, 1989, pp.39~55.
5. Roberts T. M., "Approximate Analysis of Shear and Normal Stress Concentration in The Adhesive Layer of Plated RC Beams", *Structure Engineers*, Vol.67, No.12, 1989, pp.39~55.
6. Oehlers, D. J., "Reinforced Concrete Beams with Plates Glued to their Soffits", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.118, No.8, 1992, pp.2033~2038.
7. 심종성, "강판 및 CFRP로 보강된 R/C보의 구조적 거동연구", 경기도 중소기업청, 1998.
8. Malek, A. M., Saadatmanesh, H., and Ehsani, M. R., "Prediction of Failure Load of R/C Beams Strengthened with FRP Plate due to Stress Concentration at the Plate End", *ACI structural Journal*, Vol.95, No.1, 1998, pp.142~152.

9. Saadatmanesh, H. and Ebsani, M. R., "RC Beams Strengthened with GFRP Plates I: Experimental Study", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.117, No.11, Nov. 1991, pp.3417~3433.
10. Saadatmanesh, H., and Ebsami, H. R., "RC Beams Strengthened with FRP Plates II: Analysis and parametric Study", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.117, No.11, Nov. 1991, pp.3434~3455.
11. ACI-318-05, "Building Code Requirements for Structural Concrete", *ACI Manual of Concrete Practice*, 2004, 112pp.
12. Park, R. and Paulay, T., *Reinforced Concrete Structures*, John Wiley & Sons. Inc., 1975, 481pp.
13. Scordelies, A. C. and Lin, C. S., "Nonlinear Analysis of RC Shells of General Form", *Proceeding, ASCE*, Vol.101, ST3, 1975, pp.523~538.
14. Hu, M. T. and Schmobrich. W. C., "Nonlinear Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Plates and Shells under Monotonic Loading", *Computer & Strucutre*, Vol.38, No.516, 1991, pp.637~651.

요 약

최근 다양한 FRP를 사용한 철근콘크리트 보의 성능향상은 많이 수행되고 있으며, 특히 CFRP plate 형태로 철근콘크리트 보를 성능향상할 경우 보강재의 성능을 충분히 발휘하지 못하고 조기파괴(rip-off)가 발생하는 경우가 발생하게 된다. 이러한 파괴메커니즘을 규명하기 위하여 많은 실험적·이론적 연구가 진행되고 있으나 명확하게 규명되어 있지는 않다. 문헌이나 실험적으로 rip-off 파괴는 주철근위치에서의 수직응력과 전단응력에 기인하여 발생하게 된다. 본 연구에서는 주철근위치에서의 응력모델을 제안하였으며, 제안된 해석모델은 비교적 간단하고, 주철근 위치에서의 수직응력과 전단응력을 기초로 하고 있다. 제안된 모델을 실험결과와 비교한 결과, 제안된 해석모델을 통한 CFRP로 성능향상된 철근콘크리트 파괴하중은 실험 결과와 거의 유사하였다. 따라서 이러한 결과는 CFRP로 보강된 철근콘크리트보의 rip-off 파괴를 제어할 수 있는 보강기법의 기초자료로 활용될 수 있을 것으로 판단한다.

핵심용어 : 철근콘크리트 보, CFRP, 초기균열하중, rip-off 파괴하중, 주철근