

GFRP로 보강된 다양한 초기 조건의 콘크리트보의 파괴 거동 평가

Evaluation of Failure Mode in Concrete Beam Restrengthened with GFRP with Various Initial Conditions

남진원¹ · 권성준^{2*}

Jin-Won Nam¹ · Seung-Jun Kwon^{2*}

(Received June 13, 2023 / Revised July 26, 2023 / Accepted August 1, 2023)

Various failure modes occur in the concrete beams reinforced with GFRP(Glass Fiber Reinforced Plastic) under initial condition and repairing patterns. In this study, the failure behaviors of concrete beams restrengthened with GFRP sheet with slightly higher elastic modulus than concrete were investigated. For the tests, concrete beams with 24 MPa were manufactured, and the effects of initial notch, overlapping, end-strip reinforcement, and fiber anchors were analyzed on failure load. The cases of GFRP overlap around notch and the initial notch showed increasing failure loads similar to those of normal restrengthened case since the epoxy of the saturated GFRP sufficiently repaired the notch area. Compared to the control case without restrengthening of GFRP, the concrete with initial notch showed 0.78 of loading ratio and normal restrengthening showed 4.43~5.61 times of increasing ratio of failure loading, where interface-debonding from flexural crack were mainly observed. The most ideal failure behavior, break of GFRP, was observed when end-strip over 1/3 height from bottom and fiber anchor were installed, which showed increasing failure load over 150 % to normal restrengthening.

키워드 : 유리섬유보강재, 콘크리트보, 보강, 노치, 파괴형상, 계면파괴

Keywords : GFRP, Concrete beam, Restrengthening, Notch, Failure mode, Interface-debonding

1. 서론

콘크리트 구조물은 압축에는 강하지만 인장강도가 낮으므로 보강재를 사용한 인장부의 보강이 필수적이다. 내부에 매립되는 철근 또는 텐던 이외에 외부에 판접착 방식의 보강방법은 지점의 변동이 없으므로 단면증가와 같은 효과가 있다. 또한 처짐의 제어 및 내하력의 개선에 매우 유리하다. 강판접착을 제외한 GFRP(Glass Fiber Reinforced Plastic) 접착 방식은 경량 부재이며 시공시 하부구조에 차량 및 보행자의 이동이 비교적 자유로우므로 다양하게 시공되고 있다. 또한 추가적인 지점이 필요없으므로 내부 전단거동의 변화가 발생하지 않는 장점도 있다(Jung et al. 2008; Rahimi and Hutchinson 2001; Khalifa 2016). 그러나 유기계 화합물인 에폭시의 경우, 몇 가지 공학적 요구사항이 있는

데, 보강 섬유재를 함침시킬 수 있는 시공성, 외부 열화환경에 대한 내구성, 그리고 콘크리트 모재와의 체적 안정성(dimensional stability)가 필수적이다. 그러나 이러한 에폭시 수지의 경우 하중의 전달 및 열화에 따라 peeling-off 현상이 보고되고 있다(Moon et al. 2007; Emmons 1994). 판접착 방식에 사용되는 보강재는 일반적으로 유리섬유 복합재(glass fiber), 강판접착공법(steel plate), 탄소섬유 복합재(carbon fiber sheet) 등이 사용되고 있으며, 경제성, 내구성, 하중조건 등을 고려하여 많은 적용하게 된다. 또한 최근들어 유리섬유와 강재를 같이 활용한 Hybrid-bar에 대한 개발 및 응용도 진행되고 있다(Seo et al. 2013; Oh et al. 2016). 판접착 방식으로 부착된 콘크리트 구조의 보강효과에 대하여 많은 연구가 진행되었는데, 파괴면은 에폭시와 콘크리트 계면 또는 보강재와 에폭시 계면의 전단파괴가 주된 원인이다(Malek et al. 1998; Hassan and Rizjalla 2003). 일반적으로 에폭시와 콘크리트

* Corresponding author E-mail: jjuni98@hannam.ac.kr

¹인하공업전문대학 건설환경공학과 조교수 (Department of Civil and Environmental Engineering, Inha Technical College, Incheon, 22212, Korea)

²한남대학교 토목환경공학과 교수 (Department of Civil and Environmental Engineering, Hannam University, Daejeon, 34430, Korea)

계면의 전단저항이 약하므로 보강판과 콘크리트 계면의 파괴가 지배적으로 알려져 있다. 기본적으로 에폭시의 인발시험을 통하여 콘크리트 모재와의 부착력을 평가하여 기준값 이상으로 유도하고 있으며, 보강판을 설치하기 전, 콘크리트 부착면에 프라이밍 작업을 하여 부착력을 개선시킨다. 또한 계면에서의 파괴를 방지하기 위해 단부에 기계적, 화학적 앵커링을 하고 있으며, 구조물의 재원을 변형하여 직접적인 마찰을 유도하는 기법도 제안되었다 (Hassan and Rizjalla 2002; 2003). 기존의 문헌(Rahimi and Hutchinson 2001)에서는 판접착으로 보강된 파괴양상을 몇 가지로 분류하였는데, 철근의 항복 유무에 따른 콘크리트 압축파괴, 보강재의 파단, 콘크리트와 보강판 계면에서의 파괴, 피복면에서의 부착파괴로 구분하였다. 이러한 파괴 양상은 보강재의 강성, 전단경간비, 시공환경 등의 복잡한 기구를 통해 진전되므로 박리 시점을 정확하게 예측하는 것은 어려운 일이다(Ali et al. 2021; Ayash et al. 2020).

본 연구에서는 다양한 초기조건을 통하여 단일 보강 및 이음보강을 수행하였으며, 파괴거동과 하중을 비교하였다. 또한 휨파괴가 이미 발생한 무근 콘크리트 시편에 대해서도 유리섬유 보강을 수행하여 보강 이후의 파괴거동을 분석하였다.

2. 실험계획 및 사용재료

2.1 사용재료

섬유재의 함침 및 기본 콘크리트의 프라이밍 작업에 쓰이는 에폭시계 접착재료의 주요물성 범위는 Table 1과 같이 정리할 수 있다. 또한 본 연구에서 사용한 유리섬유, 에폭시, 유리섬유 복합재의 기본 물성은 Table 2에 정리하였다.

Table 1. Conventional properties of epoxy-resin materials

Item	Required properties	Item	Required properties
Viscosity (CPS)	Under 10000 CPS	Compressive strength (MPa)	over 65
Gel Time	15 minutes ~ 3 hours	Tensile strength (MPa)	over 50
Ultimate tensile strain (%)	over 2.0	Flexural strength (MPa)	over 80
Thermal coefficient (1/°C)	(1.0~2.0)×10 ⁻⁵	Shear strength (MPa)	over 20
Heat deflection degree (°C)	50~80	Slant shear strength (MPa)	over 15

Table 2. Physical properties of used materials

Fiber	Yard/pound (ypp)	250
	Density (g/cm ³)	2.54
	Tensile strength (MPa)	31000
	Elongation break (%)	4.2
Epoxy resin	Compressive strength (MPa)	88
	Flexural strength (MPa)	80
	Elasticity (MPa)	2800
	Density (g/cm ³)	1.16
Composite	Design tensile strength (MPa)	500
	Elasticity (MPa)	25000
	Elongation break (%)	2.0
	Thickness (mm)	0.3~1.0

2.2 휨파괴 분석을 위한 실험개요

2.2.1 실험조건

본 절에서는 무근 콘크리트 보를 제조하여 보강형태에 따른 파괴거동을 분석하였다. 조건으로는 초기균열, 휨파괴후 보강, 저면 보강후 U strip, 보강 후 fiber anchor 조건 등이 고려되었으며, 파괴하중에 대한 비율로 휨성능을 평가하였다. 휨 시험은 KS F 2408에 의거하여 4점 휨 시험을 수행하였으며, Table 3에서는 각 실험에 대한 시편조건을 정리하였다. 또한 각 보강조건에 따른 시편의 재원은 Fig. 1과 같다.

Table 3. Test variables for repaired conditions

Variables		Marking	EA
Control		BC	6
Restrengthened		BP	5
Initial notch	Notch, non-repaired	BN	5
	Repaired, overlapping restrengthened	BRJ	3
	Non-repair, overlapping restrengthened	BNJ	3
	Repair, restrengthened	BRP	3
	Non-repair, restrengthened	BNP	3
	Flexural failure and restrengthened	BFP	3
Restrengthened with U strip (50 mm)		CA1,2	2
Restrengthened with U strip (100 mm)		CA3,4	2
Restrengthened with strip (50 mm × 50 mm)		CA5,6	2
Restrengthened with strip (50 mm × 100 mm)		CA7,8	2
Restrengthened with fiber anchor		CA9	1
CA1,2 and fiber anchor		CA10	1
CA3,4 and fiber anchor		CA11	1
Simple strengthening		CA12	1

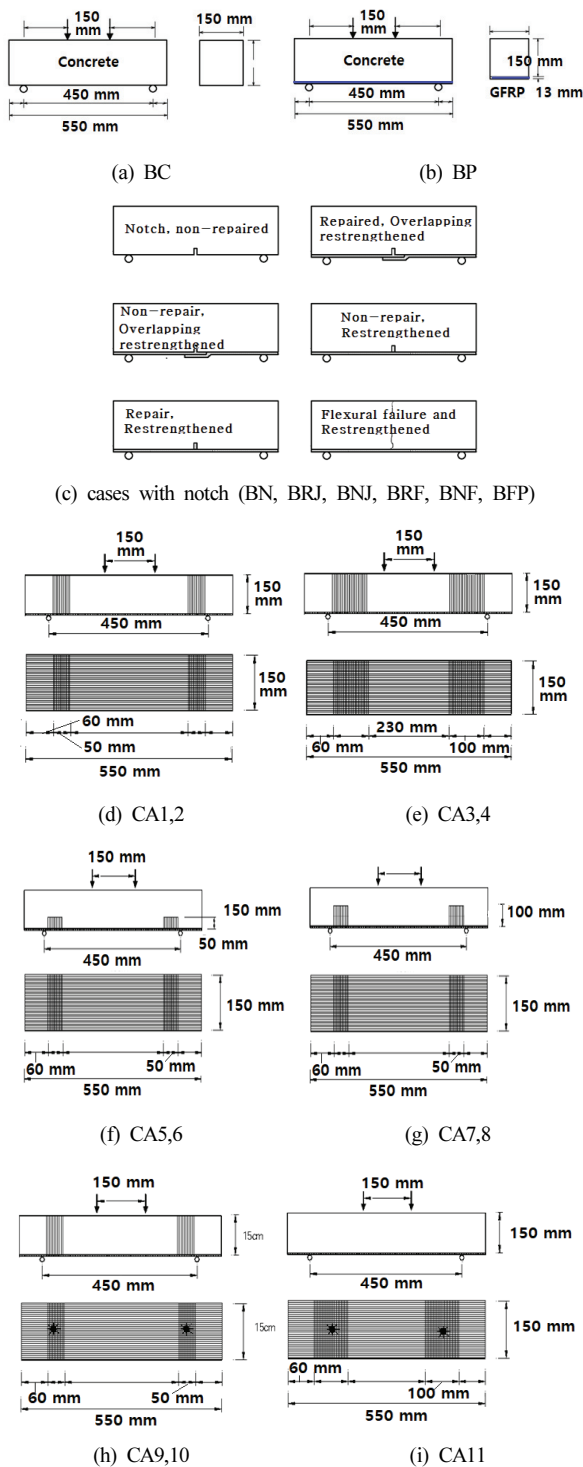


Fig. 1. Shop drawings on testing samples

2.2.2 보강된 콘크리트 힘부재 제작

24 MPa 강도를 가지는 무근 콘크리트 보(150 × 150 × 550

mm)를 제작하였으며, 배합표는 Table 4에 나타내었다. 슬럼프 150 mm, 공기량 5.0 %로 설정하였으며, 1종 포틀랜드 시멘트를 사용하였다. 굵은골재 및 잔골재의 밀도는 각각 2,64, 2,48로 평가되었다.



(a) Composite saturation (b) Priming and restrengthening

Fig. 2. Preparation of concrete samples

또한 유리섬유 복합재는 주체와 경화제의 비율을 100:42 (중량 비)로 하여 함침시킨 뒤, 롤러 부착으로 보강작업을 수행하였다. Fig. 2에서는 유리섬유 보강재의 적용과정을 나타내었다.

Table 4. Mix proportions for concrete beam

W/C (%)	Water (kg/m ³)	Cement (kg/m ³)	Coarse aggregate (kg/m ³)	Sand (kg/m ³)
48	165	344	1011	777

3. 하중조건에 따른 보의 파괴거동

3.1 보강 패턴에 따른 하중 평가

3.1.1 무보강 조건

무보강 보모형은 초기 균열을 주지 않은 무근 콘크리트 보시편과 초기에 노치(notch)를 깊이 20 mm 인가한 2가지 경우로 나누었다. 휨파괴를 유도하기 위해 노치는 중앙에 두었으며 노치가 없는 경우에 6개, 노치를 가진 시편 5개에 대해 4점 재하를 하여 파괴상태 및 파괴하중을 측정하였다.

5개의 시편에 대해 무근 콘크리트 보에서는 최대 평균하중은 19.4 kN으로, 1.46 kN.m로 평가되었으며 변동계수는 14.2 %로 분석되었다. 20 mm 노치가 있는 경우는 최대 평균하중은 14.7 kN으로, 휨모멘트는 1.10 kN.m로 평가되었으며, 변동계수는 6.9 %로 평가되었다. 초기 노치가 있는 경우는 단변결손을 통하여 균열이 집중되었으며, 72.9 % 수준으로 강도가 감소하였다. Fig. 3에서는 파괴형상을 사진과 같이 도시하였다.

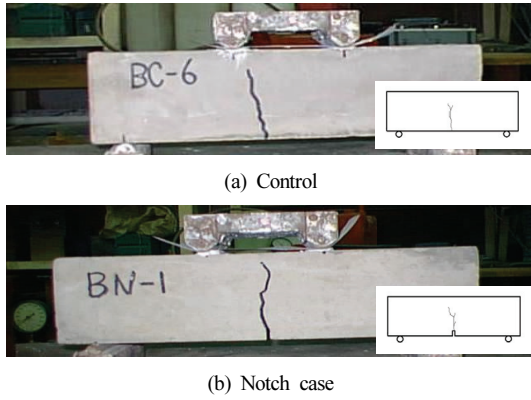


Fig. 3. Failure mode and the related photos

3.1.2 보강 보모형

(1) 초기균열이 없는 경우 이음없이 보강한 결과(BP)

단부끝까지 1점으로 보강한 경우이며 모두 파괴형태는 접촉면과 콘크리트 저면의 계면파괴로 나타났다. 보강판과 콘크리트면의 접착성능이 완벽하다면 계면파괴에 이르기전에 섬유보강재의 파단 또는 과보강인 경우 압축파괴로 이어지겠지만 보강재의 인장강도가 접착력에 비해 매우 큰 경우에는 휨균열로 인해 콘크리트 접촉면과 보강재와의 계면파괴로 이어지게 된다(Rahimi and Hutchinson 2001).

파괴기구는 가력점 근처의 콘크리트 하단과 보강판의 접촉면의 계면균열로 시작되어 단부로 진전되는 계면파괴(interface debonding failure)를 보이고 있는데 일반적인 유리섬유 보강재의 조기파괴모드를 나타낸다. 이는 가력되는 보의 중앙부위에서 발생하는 휨곡률과 휨균열로 인해 보의 중앙부위에서 발생한 보강판과 콘크리트 사이의 계면균열이 진전되면서 부착력이 한계에 이르렀을 때 보이는 파괴모드이다(Gaul 1996). 5개 시편에 대한 최대평균하중은 85.9 kN, 휨모멘트는 6.4 kN,m이며, 변동계수는 7.9 %로 평가되었다.

(2) 초기 노치후 보강한 결과

보수 및 이음보강을 한 BRJ 경우는 에폭시로 균열을 보수하고 보강한 효과를 평가한 것으로 파괴형태는 BP의 경우와 동일하게 계면파괴의 형태를 나타내고 있다. 평균파괴하중은 80.2 kN, 휨모멘트는 6.0 kN,m로 일반보강조건(BP)과 비교하면 7 %정도의 손실이 발생하였다. 큰 차이 없이 소요성능을 충족시키고 있음을 알 수 있으며 이 경우 역시 계면파괴의 형태를 나타내고 있다. 3개 시편에 대한 평균 파괴하중값은 80.2 kN, 휨모멘트는 6.0 kN,m로 평가되었으며 5.5 %의 변동성을 가지고 있었다. Fig. 4에서는 계면파괴형상 사진 및 관련 그림을 나타내었다.

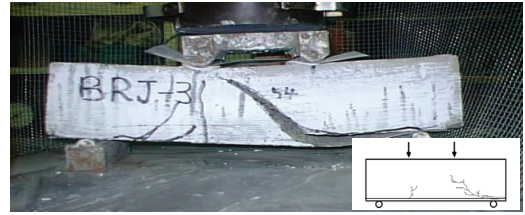


Fig. 4. Interface debonding failure from end

균열을 보수하지 않고 이음보강을 한 BNJ의 경우, 파괴형태는 계면파괴로 평가되었다. 파괴하중 평균값은 82.1 kN이었으며, 휨하중은 6.16 kN,m, 변동계수는 5.2 %로 평가되었다. 초기 노치를 보수하지 않고 보강해도 최대파괴하중이 감소되지 않은 것은 섬유재 부착시 에폭시가 프라이머 작용을 하면서 콘크리트의 노치를 자연스럽게 메꾸기 때문이다.

보수후 이음없이 보강한 경우(BRP)에도, 파괴형태는 계면파괴로 평가되었으며, 노치의 폭은 파괴모드 변화에 영향을 주지 않았다. 이는 초기 노치에 충분히 에폭시가 주입될 경우, 초기 균열 진전이 감소하고, 최종적인 내하력은 높은 보강재의 인장강도와 접착성능(bonding strength)이 주된 영향을 미치기 때문이다. 평균파괴하중은 80.8 kN, 휨모멘트는 6.06 kN,m, 변동계수는 8.2 %로 평가되었는데, BRJ, BNJ와 큰 차이는 없었다.

보수하지 않고 이음없이 보강한 경우(BNP)에서는 평균파괴하중이 71.0 kN, 변동계수는 6.9 %로 평가되었는데, 파괴형태는 동일하게 단부에서 시작된 계면파괴로 나타났다. 겹이음을 하지 않았으므로 초기 노치 (5 mm)에 대한 주입이 완벽하지 않았으며 이로 인해 파괴하중이 약간 감소함을 알 수 있다. 휨파괴후 보강한 경우(BFP)는 휨파괴후 외부에서 에폭시주입을 통해 보강한 경우이다. 파괴면 전체를 에폭시 수지로 보수한 뒤 저면 전체를 보강한 경우로 최대하중은 108.8 kN으로 평가되었다. 에폭시 보수를 전단면에서 수행하고 양생조건이 준수될 경우, 오히려 파괴하중은 증가하였으며, 파괴형상은 계면박리파괴로 나타났다. 총 3개의 중 2개는 각각 50 mm 및 100 mm U type jacket으로 단부를 보강하였는데, 이 경우 파괴하중은 125.6 kN 및 129.4 kN로 증가하였으며, 파괴형태도 계면파괴에서 보강재 파단으로 파괴형상이 변화하였다. Table 5 및 Fig. 5에서는 각 조건에 따른 평균 파괴하중과 무보강조건과 비교한 강도비를 나타내고 있다.

Table 5. Failure loads and ratios for various initial conditions (average)

Cases	BC	BN	BP	BRP	BNP	BNJ	BFP
Failure load (kN)	19.4	14.7	85.9	80.80	71.0	82.1	108.8
Ratio to control case	1.00	0.76	4.43	4.16	3.66	4.23	5.61

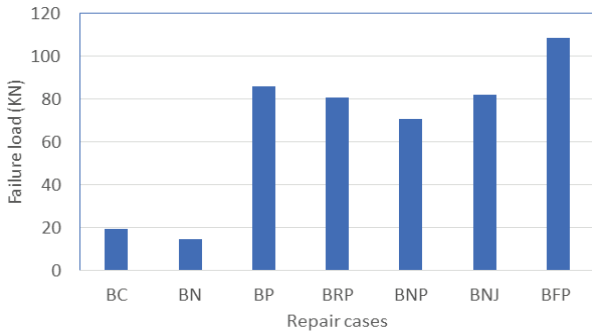


Fig. 5. Ultimate load for each repairing cases

(3) Strip 보강한 경우

급진적인 초기 계면박리를 방지하기 위해 Table 6과 같이 다양한 조건에서 U-strip을 저면 및 측면에서 보강하였는데, 저면에 1겹 보강을 수행한 뒤, 높이와 폭을 변화시키면서 단부보강을 한 경우 파괴하중을 분석하였다. Table 6에서는 보강 스트립의 조건에 따른 파괴하중 및 파괴형태를 정리하였다. (1)절 및 (2)절과 다른 점은 개선된 예폭시를 사용하여 단순보강한 경우, 96.8 kN으로 최대하중이 증가하였으므로 이에 대한 비교를 수행하였다.

휨파괴에 의한 복합재의 파단을 보이지는 못하였으나 Strip의 폭이 100 mm 인 경우에는 fiber anchoring과 관계없이 계면박리와 함께 저면 복합재의 파단을 확인할 수 있었다. 파괴하중의 증가는 strip의 폭이 클수록, 높이가 클수록 증가되었으며 계면박리파괴와 동시에 섬유보강재가 파단되어 strip과 맞물리는 곳에서 파단이 발생하였다. Strip 높이는 저면에서 1/3 수준인 50 mm만 되어도 저면 복합재의 파단을 유도할 수 있었으며, 폭보다는 높이가 더욱 지배적으로 평가되었다. Fig. 6에서는 Strip 보강만 한 경우에 대한 비교를 control 조건과 같이 도시하였다. 평가결과 strip이 없는 경우 파이버 앵커에 의한 정착성능은 크지 않았으며, 추가적으로 설치된 strip의 폭이나 높이가 파괴하중에 대해 지배적으로 평가되었다. strip없이 파이버를 정착시킨 경우는 파이버가 횡방향으로 절단되는 경우도 나타내고 있었는데, 계면박리가 진행되고 이로 야기된 섬유보강재의 전단응력이 파이버의 전단강도를 넘어서면서 발생된 것으로 평가된다.

Table 6. Test results on ultimate load with various U-type restrengthening

Types	Strip (mm)	Fiber anchor	Ultimate loads (kN)	Failure mode
CA1,2	H: 150 W: 50	Non	107.60	• Interface debonding failure due to bending • Strip interface debonding failure
CA3,4	H: 150 W: 100	Non	123.97	• Interface debonding failure due to bending • Composite break
CA5,6	H: 50 W: 50	Non	111.23	• Interface debonding failure due to bending • Composite partial break
CA7,8	H: 50 W: 100	Non	117.60	• Interface debonding failure due to bending • Composite partial break
CA9	Non	2 Ends	128.38	• Interface debonding failure due to bending • Break of fiber anchor
CA10	H: 150 W: 50	2 Ends	147.21	• Interface debonding failure due to bending and shear • Composite break
CA11	H: 150 W: 100	2 Ends	148.96	• Interface debonding failure due to bending and shear • Composite break
Control	Non	Non	96.82	• Interface debonding failure due to bending

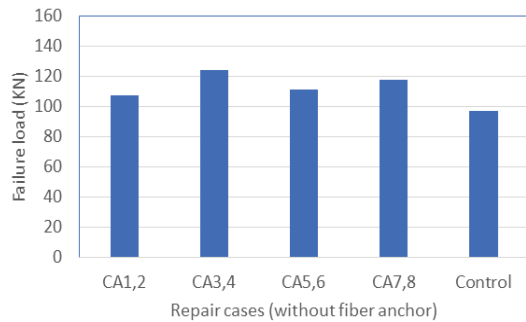


Fig. 6. Test results on ultimate load with strip

이상적인 파괴형태는 strip과 저면 fiber를 동시에 정착한 시편 (CA10,CA11)으로 나타났는데 이때의 파괴하중은 147.21 kN 및 148.96 kN으로 평가되었다. 휨 및 전단에 따른 계면박리파괴가 일부 진행되었으며, 단순한 계면박리파괴를 보이는 control에 비해 150 % 이상의 강도증가를 나타내었다. BCA10, BCA11에서 파이버를 시공한 뒤 폭과 높이를 변화시킬 때 높이가 일정하고 폭을 2배로 증가시켜도 파괴하중이 거의 같은데 이는 휨전단 파괴와

동시에 계면박리파괴가 진행된다고 할 수 있다.

Fig. 7에서는 fiber anchor를 가진 경우 최대하중의 변화를 control 조건과 비교하였다. 또한 각 조건에 따른 파괴형태를 Table 7에 도식적으로 정리하였다.

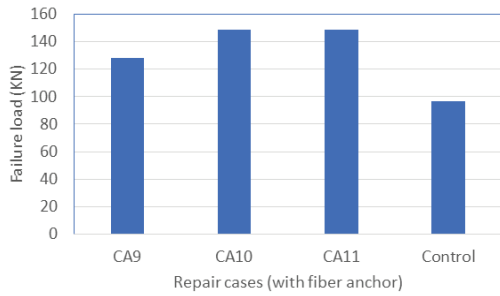


Fig. 7. Test results on ultimate load with strip and anchors

Table 7. Failure mode with various strips and anchoring system

Types	Failure progress	Types	Failure progress
CA1,2		CA9	
CA3,4		CA10	
CA5,6		CA11	
CA7,8		Simple restrengthening (Control)	

4. 결론

본 연구에서는 비교적 낮은 탄성계수를 가진 유리섬유복합재를 사용하여 보강된 무근 콘크리트보의 파괴형태를 분석하였다. 도출된 결론은 다음과 같다.

1. 보의 중앙저면에 설치된 노치의 영향은 보수 전후에 큰 영향은 없었는데, 이는 프라이밍 작업 및 복합재 설치시 노치내부로

충분히 에폭시가 주입되기 때문이다. 파괴형태는 단부 스트립이 없는 경우와 동일하게 계면파괴 형상을 나타내었다. 무근 보를 휨파괴 시킨 후 파괴면과 저면을 보강한 경우, 일반적인 보강 효과보다 크게 평가되었는데, 이는 콘크리트 부착강도보다 에폭시의 부착강도가 크기 때문이다. 무근 콘크리트 대비 보강 이후 4.48~5.61배의 하중 증가를 나타내었다.

2. 단부보강을 하지 않는 경우는 거의 계면파괴 형상이 관측되었으나, 단부 보강 strip 폭이 100 mm 인 경우에는 fiber anchoring과 관계없이 저면 복합재의 파단이 발생하였다. 파괴하중의 증가는 strip의 폭이 클수록, 높이가 클수록 증가되었으며, strip 높이는 저면에서 1/3 수준인 50 mm만 되어도 저면 복합재의 파단을 유도할 수 있었다.
3. 단부 스트립과 fiber anchor는 효과적인 박리저항 수단이 될 수 있다. 에폭시의 비교적 낮은 부착강도 및 탄성계수는 중앙의 휨균열 이후 계면박리파괴로 GFRP의 파괴형태를 나타내지만, strip과 fiber를 동시에 정착한 시편에서는 GFRP의 파단을 확인할 수 있었으며, 단순보강한 경우에 비해 150 % 이상의 강도 증가를 나타내었다.

Conflicts of interest

None.

감사의 글

본 연구는 한남대학교 교내연구비(2022)에 의해 수행되었으며로 저자는 이에 감사드립니다.

References

Ali, H., Assih, J., Li, A. (2021). Flexural capacity of continuous reinforced concrete beams strengthened or repaired by CFRP/GFRP sheets, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, **104**, 102759.

Ayash, N.M., Abd-Elrahman, A.M., Soliman, A.E. (2020). Repairing and strengthening of reinforced concrete cantilever slabs using Glass fiber-reinforced polymer (GFRP) wraps, *Structures*, **28**, 2488–2506

Emmons, P.H. (1994). *Concrete Repair and Maintenance Illustrated*, R.S. Means Company, 5–16.

- Gaul, R. (1996). Repair and Strengthening of Concrete Members with Adhesive Bonded Plates, American Concrete Institute, 41-49.
- Hassan, T., Rizkalla, S. (2003). Investigation of bond in concrete structures strengthened with near surface mounted carbon fiber reinforced polymer strips, Journal of Composite for Construction, **7(3)**, 248-257.
- Hassan, T., Rizkalla, S. (2002). Bond mechanisms of near surface mounted FRP bars and strips for flexural strengthening of concrete structures, Proceeding of the First International Conference on Structural Health Monitoring of Innovative Civil Engineering Structures, Winnipeg, Manitoba, Canada, Sept, CD-ROM
- Jung, W.T., Park, J.S., Park, Y.H. (2008). Prediction of failure modes for reinforced concrete beams strengthened with NSM CFRP reinforcement, KSCE Journal of Civil and Environmental Engineering Research, **28(3A)**, 349-356 [in Korean].
- Khalifa, A.M. (2016). Flexural performance of RC beams strengthened with near surface mounted CFRP strips, Alexandria Engineering Journal, **55(2)**, 1497-1505.
- Malek, A., Saadatmanesh, H., Ehsani, M. (1998). Prediction of failure load of RC beams strengthened with FRP plate due to stress concentration at the plate end, ACI Structural Journal, **95(2)**, 142-152.
- Moon, H.Y., Shin, D.G., Choi, D.S. (2007). Evaluation of the durability of mortar and concrete applied with inorganic coating material and surface treatment system, Construction and Building Materials, **21(2)**, 362-369.
- Oh, K.S., Mun, J.M., Park, K.T., Kwon, S.J. (2016). Evaluation of load capacity reduction in RC beam with corroded FRP hybrid bar and steel, Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection, **20(2)**, 10-17 [in Korean].
- Rahimi, H., Hutchinson, A. (2001). Concrete beams strengthened with externally bonded FRP plates, Journal of Composites for Construction, **5(1)**, 44-56.
- Seo, D.W., Park, K.T., You, Y.J., Kim, H.Y. (2013). Enhancement in elastic modulus of GFRP bars by material hybridization, Engineering, **5(11)**, 865-869.

GFRP로 보강된 다양한 초기 조건의 콘크리트보의 파괴 거동 평가

유리섬유로 보강된 보강된 보의 경우 초기조건 및 보강형태에 따라 다양한 파괴모드가 발생한다. 본 연구에서는 콘크리트 탄성계수보다 약간 큰 유리섬유 보강재를 적용한 무근 콘크리트보의 파괴거동을 분석하였다. 실험을 위해 24 MPa 강도를 가지는 보를 제작하였으며, 초기 노치, 겹이음, 단부보강, 파이버 앵커 등의 영향을 분석하였다. 노치 및 노치부의 겹이음은 일반보강효과와 비슷한 하중증가를 나타내었는데, 이는 함침된 유리섬유의 에폭시가 노치 단면을 충분히 수복하기 때문이다. 보강하지 않은 기준기편에 비하여 초기 노치의 경우 0.78을, 보강한 경우는 4.43~5.61의 보강효과를 나타내었으며 횡파괴에서 시작되는 계면파괴가 지배적이었다. 높이의 1/3 이상의 단부 스트립과 파이버 앵커를 가진 경우 가장 이상적인 파괴거동(보강재 파단)을 나타내었는데, 일반 보강시편보다 150 % 이상의 파괴하중을 나타내었다.