



친수성 에폭시를 사용하여 FRP 시트로 보강된 슬래브의 휨거동 평가

주현진¹⁾ · 한선진²⁾ · 조해창¹⁾ · 이득행³⁾ · 김강수^{1)*}

¹⁾서울시립대학교 건축학부 ²⁾서울시립대학교 도시과학연구원 ³⁾일리노이주립대학교 토목환경공학부

Flexural Performance of Slabs Strengthened by Fiber-Reinforced Polymer Sheet with Hydrophilic Epoxy

Hyunjin Ju,¹⁾ Sun-Jin Han,²⁾ Hae-Chang Cho,¹⁾ Deuck Hang Lee,³⁾ and Kang Su Kim^{1)*}

¹⁾Department of Architectural Engineering, University of Seoul, Seoul 02504, Rep. of Korea

²⁾Institute of Urban Science, University of Seoul, Seoul 02504, Rep. of Korea

³⁾Department of Civil and Environmental Engineering, University of Illinois at Urbana-Champaign, Illinois 61801, USA

ABSTRACT In this study, the hydrophilic chemical grout using silanol (HCGS) was introduced to overcome the limitations of conventional epoxy resin which have been used for strengthening reinforced concrete (RC) structures. Then, flexural tests on the RC slabs strengthened by FRP sheets were conducted. Three slab specimens were tested in this study; a control specimen with no strengthening, and two specimens strengthened by a typical epoxy resin or HCGS, respectively, as a binder between the slabs and the FRP sheets. In addition, an analytical model was developed to evaluate the flexural behavior of strengthened slab members, considering the horizontal shear force at the interface between concrete slabs and FRP sheets. The analysis results obtained from the proposed model indicated that the strengthened specimens showed fully composite behavior before their flexural failure. Especially, the specimen strengthened by HCGS, which can overcome the limitations of conventional epoxy resin, showed a similar flexural performance with that strengthened by a conventional epoxy resin.

Keywords : flexural performance, FRP, grout, strengthening, epoxy, HCGS

1. 서 론

철근콘크리트 구조물은 여러 가지 인위적·환경적 요인에 의하여 노후화되며, 시간이 지남에 따라 이에 대한 보강이 필요하게 된다. 구조부재의 보강은 안정성과 경제성 등 여러 가지 상황을 고려해서 적절한 보강방법을 통하여 이루어지게 된다. 휨부재의 보강에는 단면증설공법, 강관 및 섬유 시트 부착공법, 외부 프리스트레싱 보강공법 등이 주로 사용되고 있다.¹⁻³⁾ 공법에 따라 정도의 차이는 있지만 기존의 노후화 된 부재와 보강재를 결합하는 역할을 하는 결합재의 부착성능은 구조물의 보강에 있어서 매우 중요한 요소이다. 이 성능에 따라 기존부재와 보강재 간의 합성도가 결정되며, 보강된 구조부재의 성능이 크게 좌우된다.³⁻⁷⁾ 특히, 보강재와 구조부재간의 계면에서 발생할 수 있는 다양한 파괴모드를 결정할 수 있는

중요한 요소이다.^{5,7-10)} 따라서, 보강에 사용되는 재료들의 물성치와 함께 기존부재와 보강부재간 계면에서의 거동 특성이 규명되어야만 보강 결과에 대한 신뢰성을 확보할 수 있다.¹⁰⁻¹⁴⁾

결합재로는 에폭시 재료가 가장 널리 사용되고 있으나, 여러 장점에도 불구하고 수용성 에폭시는 물과 접촉하면 변성되어 그 기능을 상실하게 되는 단점이 있다.¹⁵⁾ 또한, 에폭시 수지의 부착조건을 만들기 위해서 모재에 프라이머를 도포하는 선작업이 필요하기 때문에 시공성이 떨어질 뿐만 아니라 에폭시가 경화하면서 강도와 경도가 낮아지는 경우가 많아 모재와의 접합계면에서의 박리가 적지 않게 발생되고 있다.¹⁵⁾

이러한 기존의 구조물 보강용 에폭시 재료의 한계를 극복하기 위해서는 보강성능, 시공성 및 경제성이 우수한 재료 및 보강 기술에 대한 지속적인 개발 노력이 필요하다. 이 연구에서는 실라놀기를 통한 이온결합으로 강력한 결합이 이루어지도록 G사에서 개발한 친수성 화학 그라우트재(hydrophilic chemical grout using silanol, HCGS)¹⁵⁾를 적용하여 FRP (fiber-reinforced polymer) 시트를 보강한 철근콘크리트 슬래브 실험체 2개와 보강하지 않은 기준실험

*Corresponding author E-mail : kangkim@uos.ac.kr

Received September 14, 2015, Revised November 26, 2015,

Accepted December 1, 2015

©2016 by Korea Concrete Institute

체 1개에 대한 휨 실험을 수행하였으며, 이를 통하여 HCGS의 보강 효과를 검증하고자 하였다. 또한, 이 연구에서는 실험체의 휨 보강 성능 및 합성상태를 정량적으로 평가하기 위하여 부분합성이론(partial interaction theory)¹⁶⁻¹⁸⁾을 기반으로 한 합성 휨 부재의 해석 모델을 개발하였으며, 해석 모델에 의한 결과를 실험결과와 비교·분석하였다.

2. 친수성 화학 그라우트제

HCGS는 Fig. 1에 나타낸 바와 같이 일반적으로 가장 많이 사용되는 비스페놀 A (bisphenol-A) 타입의 에폭시 수지에 실라놀기(Si-OH)를 결합시켜 생성될 수 있다. 비스페놀 A 타입의 에폭시 수지는 각 원소 또는 결합 부위에 따라 서로 다른 성질을 갖게 되며, 내약품성, 내후성 및 내부식성 등 화학적·기계적 성질이 우수하다.¹⁹⁾ 여기에 실라놀기를 결합함으로써 에폭시 수지와 모재의 결합뿐만 아니라 에폭시 수지 자체의 분자간 결합력을 더욱 증진시킬 수 있다. 또한 HCGS의 사용은 실라놀기를 통한 이온결합을 형성하여 강력한 부착 메커니즘을 나타낸다. 모재가 콘크리트인 경우, HCGS의 반응 메커니즘은 Fig. 2에 나타낸 바와 같이 HCGS 수지에 있는 실라놀기(Si-OH)가 모재인 콘크리트의 무기질과 축합반응하면서 물(H₂O)분자가 이탈되고 Si-O-Concrete로 이온결합이 되기 때문에 HCGS와 모재 사이의 강력한 결합이 이루어지

게 된다. 또한, HCGS의 부착 메커니즘에 의해 공극 또는 재료를 통한 물 분자의 상호 소통이 가능하기 때문에 계면에서의 응력과 이에 따른 박리가 발생하지 않고 안정된 상태가 유지되며, 내구성이 우수하다.¹⁵⁾ 이러한 특성은 HCGS가 물에 취약한 기존 에폭시 재료의 한계를 극복할 수 있다는 것을 보여준다. HCGS는 압축강도와 휨강도 등 주요 재료 특성에서 에폭시 제품에 비해 동등 이상의 수준으로 나타나며, 내알카리성, 중성화 저항성 등 내구성 측면에서도 에폭시에 비하여 전반적으로 우수한 성능을 나타낸다.¹³⁾ 특히, HCGS는 부착성능이 뛰어나기 때문에 구조물 보강에 있어 상당한 보강효과를 발휘할 수 있다. 또한, HCGS는 일반적인 에폭시에 비하여 낮은 표면장력으로 인하여 수지 도포 전의 프라이머 작업 없이도 우수한 부착성능을 발휘할 수 있기 때문에 기존 에폭시 제품에 비하여 우수한 시공성을 제공할 수 있다.¹⁵⁾

3. 실험적 연구

3.1 실험체

이 연구에서는 실제 구조물의 보강 상황을 모사한 실험연구를 수행하기 위하여 보강하지 않은 철근콘크리트 슬래브 부재를 선가력하여 미리 손상을 입힌 후 슬래브의 하부에 FRP시트를 부착하여 휨 보강하였다. 시트로 보강한 실험체는 2개로 구성되어 있으며, 기준실험체 휨강도의 70% 정도로 선가력하여 슬래브 부재에 손상을 입힌 후에 부재 하부면을 FRP 시트로 보강하였다. FRP sheet의 보강은 현장에서 상용되는 방법과 동일하게 이루어졌으며, 숙련된 실무자에 의해 수행되었다. 다만, 실험체의 제작이 용이하도록 손상부재를 거꾸로 뒤집어 FRP sheet를 부착하였다. 먼저, 슬래브 바닥면을 표면처리한 이후, 각 실험체에 따라 에폭시와 HCGS를 도포하였다. 이때, 에폭시를 적용한 실험체에서는 실험체 표면에 프라이머 작업을 선행한 후에 에폭시를 도포하고 FRP sheet를 부착한 반면에, HCGS를 적용한 실험체에서는 프라이머 작업을 생략하였다. 이후 FRP sheet 위에 결합재를 다시 도포하여 충분한 시간을 두고 경화시켜서 보강을 완료하였다. 실험체 상세는 Table 1와 Fig. 3에 나타낸 바와 같다.

SS0-00 실험체는 기준실험체 이며, SIE-70와 SIH-70은

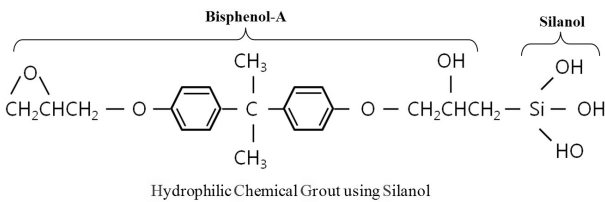


Fig. 1 Chemical structure of HCGS

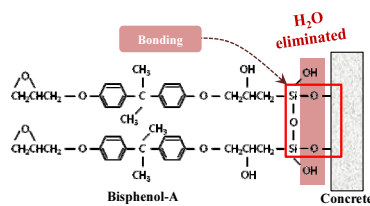


Fig. 2 Chemical bonding mechanism of HCGS

Table 1 Summary of specimens and material properties

Specimen	f_{ck} (MPa)	f_{sp} (MPa)	f_r (MPa)	Reinforcement			Strengthening Material (Weight Ratio of main solvent to hardener)	
				Tensile reinforcement	f_{yl} (MPa)	Compressive reinforcement		f_{yl} (MPa)
SS0-00	34.39	2.86	3.21	9-D16	508	9-D10	486	-
SIE-70	34.39	2.86	3.21	9-D16	508	9-D10	486	Epoxy + FRP sheet (2:1)
SIH-70	34.39	2.86	3.21	9-D16	508	9-D10	486	HCGS + FRP sheet (5:1)

f_{ck} : compressive strength, f_{sp} : splitting tensile strength, f_r : modulus of rupture, f_{yl} : tensile strength of longitudinal steel bar

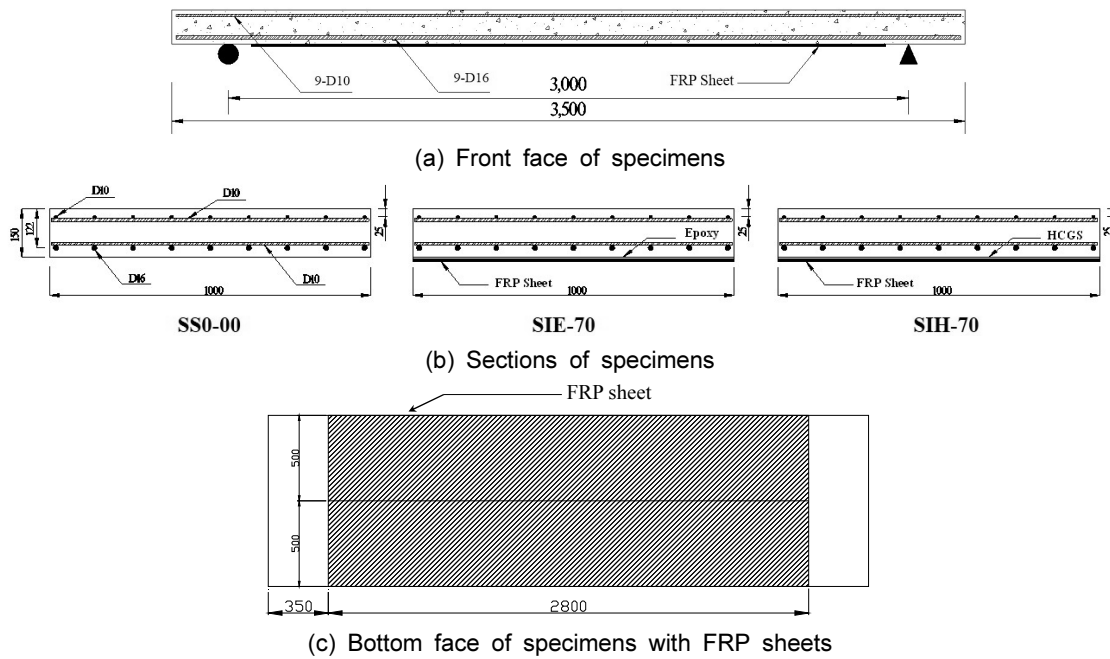


Fig. 3 Details of slab specimens (unit: mm)

FRP시트로 보강한 실험체로서 각각 슬래브 부재와 FRP시트 사이 계면에 에폭시와 HCGS가 적용되었다. Fig. 3에 나타난 것과 같이 실험체는 폭이 1,000 mm, 높이가 150 mm인 단면이며, 길이는 3,500 mm, 지점간거리는 3,000 mm인 일방향 슬래브이다. 인장철근과 압축철근은 각각 9-D16와 9-D10로서 120 mm 간격으로 배치되었으며, 온도변화와 콘크리트 건조수축에 의한 균열을 제어하고자 D10 철근을 폭방향으로 상하부에 각각 8개씩 배치하였다.

Fig. 3(c)에 보이는 바와 같이 선가력으로 인해 손상된 부재 인장측 바닥면에 500 mm 폭의 FRP시트를 길이방향으로 평행하게 두 장을 보강하였다. FRP시트 보강량은 기준실험체의 휨 강도 대비 30%의 강도향상을 목표로 설계하여 결정하였으며, 양단의 지점부에 시트가 배치되지 않도록 하여 보의 중앙에서 좌우로 1,400 mm, 전체 길이 2,800 mm가 되도록 보강하였다. 손상된 슬래브와 섬유시트 사이의 계면에는 에폭시 또는 HCGS를 도포하여 제작하였다. 사용된 탄소 FRP 시트는 폭 500 mm, 두께 0.166 mm이며, 인장강도는 3,900 MPa, 탄성계수는 230,000 MPa이다. 에폭시는 현장에서 일반적으로 사용되고 있는 S사의 제품을 사용하였으며, 에폭시와 탄소 FRP 시트의 물성치는 각각 Table 2와 Table 3에 나타난 바와 같다.

모든 실험체에서 사용된 콘크리트는 설계압축강도 30 MPa로 동일한 배치(batch)에서 배합되어 타설되었으며, 콘크리트의 배합표는 Table 4에 나타난 바와 같다. 사용된 시멘트는 Type I 포틀랜드 시멘트이고, 굵은 골재의 최대직경은 20 mm이다. 실험체 콘크리트를 타설할 때 실린더형 콘크리트 공시체를 같은 배치에서 제작하여 실험체와 동일한 조건으로 28일간 양생하였다. Table 1에 나타난 바와 같이 콘크리트의 압축강도(f_{ck}), 쪼갬인장강도(f_{sp}) 및

Table 2 Properties of epoxy used in this study

Material	Properties					
	C/S	M/R	B/S		W/P	W/A
			s	c		
HCGS	59.1	20.1	3.6	1.9	1	0.06
Epoxy	51.3	8.2	2.1	1.5	2	0.11

C/S: compressive strength (MPa), M/R: modulus of rupture (MPa), B/S: bond strength (MPa) (s:standard, c:cyclic heat temperature), W/P: water permeability (g), W/A: water absorption coefficient ($\text{kg/m}^2 \cdot \text{h}^{0.5}$)

Table 3 Properties of FRP sheet

Type	Mechanical Properties				
Carbon FRP sheet	Width (mm)	Thickness (mm)	Ultimate tensile strain	Tensile strength (MPa)	Elastic modulus (MPa)
	500	0.166	0.015	3900	230,000

Table 4 Mix proportion of concrete

W/C (%)	S/a (%)	Unit weight (kgf/m^3)			
		W	C	S	G
47.0	49.9	148	331	912	845

W/C: ratio of water to cement, S/a: ratio of fine aggregate to total aggregate, C: cement, S: fine aggregate, G: coarse aggregate

파괴계수(f_r) 실험결과는 각각 34.39 MPa, 2.86 MPa 및 3.21 MPa로 나타났다. 철근의 인장 시험결과, D10과 D16 철근의 평균 항복강도는 각각 486 MPa과 508 MPa이었다.

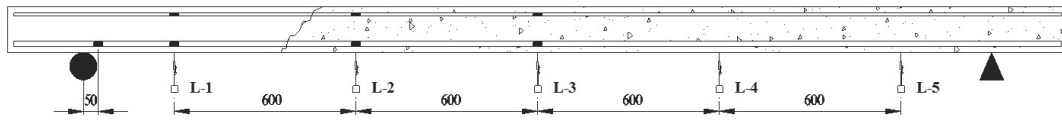


Fig. 4 Locations of strain gages and LVDTs (unit: mm)

Table 5 Summary of test results

Specimen	Load		Moment		Deflection at loading point		Note	
	P_{cr}	P_{max}	M_{cr}	M_{max}	δ_{cr}	$\delta_{p,max}$	Pre-damage	Strengthening effect
	kN	kN	kN·m	kN·m	mm	mm	%	%
SS0-00	27.25	122.73	20.44	92.05	4.50	38.70	N/A	N/A
SIE-70	20.74	195.60	15.56	146.70	3.38	47.70	72.14	1.59
SIH-70	21.09	173.76	15.85	130.32	3.74	45.91	71.75	1.42

P_{cr} : cracking load, M_{cr} : cracking moment, δ_{cr} : cracking deflection at mid-span, P_{max} : maximum load, M_{max} : maximum moment, $\delta_{p,max}$: maximum deflection at mid-span

3.2 계속 및 가력

Fig. 4에는 철근콘크리트 슬래브 실험체에 부착된 측정 장치의 상세를 나타내었다. 실험체 중앙부와 중앙부에서 600 mm, 1,200 mm 떨어진 위치의 압축철근 및 인장철근에 변형률 게이지 총 6개를 설치하였으며, 지점에서의 인장 철근에도 게이지 1개를 설치하였다. 또한, Fig. 4와 같이 보의 중앙과 중앙부에서 좌우로 600 mm, 1,200 mm 떨어진 위치에 총 5개의 LVDT (linear variable displacement transducer)를 설치하여 처짐을 측정하였다. 실험체는 만능시험기(UTM)에 의해 경간 중앙부에서 1점 가력되었으며, 가력하중이 최대 하중의 70% 이하로 감소되었을 때 가력을 종료하였다. 실험에서 측정된 데이터는 데이터 로거(data logger)에 의해 매초단위로 수집되었다.

3.3 실험결과

Fig. 5에는 실험체들의 하중-처짐 관계를 나타내었으며, Table 5에는 균열 발생 시와 극한상태에서의 하중, 모멘트 및 가력점에서의 처짐 등 주요 실험결과를 정리하여 나타내었다. 기준실험체 SS0-00은 선가력 손상 없이 부재파괴 시점까지 가력한 실험체로서, 27.25 kN의 하중에서 초기 균열이 발생하였고, 이후 대략 110 kN까지 선형적인 거동을 나타내었으며, 153.51 kN의 최대하중을 나타내었다. 앞서 언급된 바와 같이 보강실험체들은 기준 실험체 휨강도의 70% 정도로 휨손상을 가한 이후 FRP 시트로 보강되었으며, 선가력시 하중 및 처짐은 각각 867 kN, 29 mm이었다. 보강실험체들은 기준실험체(SS0-00)에 비하여 균열 이후 강성이 대략 20~30% 가량 증가하였으며, 최대 강도가 크게 향상되었다. 파괴 형태는 전형적인 휨 파괴로서, 가력단면 하부에 휨 균열이 발생한 이후 처짐의 증가에 따라 균열폭과 개수가 증가하였으며, 인장철근에서 변형률 0.005 이상의 큰 변형률이 발생한 이후 압

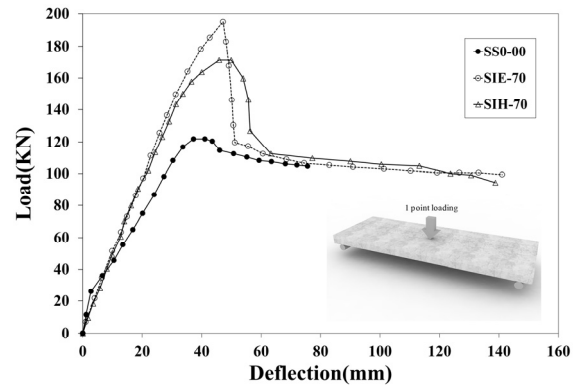


Fig. 5 Load-deflection curves of test specimens

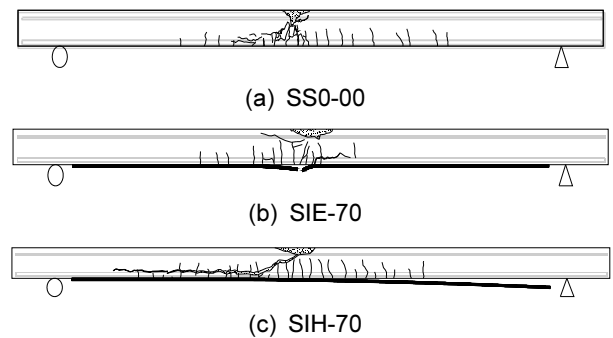


Fig. 6 Crack patterns of specimens at failure

축연단의 압괴 및 박리와 함께 파괴에 이르렀다. 실험체의 가력 단면 이외의 철근에 부착된 게이지에서는 대부분 항복변형률 이하로 변형률이 측정되었으며, 주요 휨 변형이 최대모멘트 지점에 집중되었다.

손상된 슬래브와 FRP 시트 사이의 계면에 에폭시를 사용하여 보강한 SIE-70 실험체의 휨강도가 가장 크게 나타났으며, SS0-00 실험체에 비하여 59% 정도의 증진을 나타내었다. 최대 하중 이후에는 Fig. 6(b)와 같이 섬유시트의 파단에 의하여 하중이 취성적으로 급감하였다. HCGS

를 FRP 시트와 슬래브 사이의 계면에 사용하여 보강한 SIH-70 실험체는 기준실험체 SS0-00에 비하여 약 42% 높은 강도를 나타내었다. SIE-70 실험체에 비해 약간 낮은 강도를 나타내었지만 유사한 수준이다. 다만, 최대하중 이후 급격한 하중감소가 발생하지 않고 Fig. 6(c)와 같이 FRP 시트와 슬래브 계면에서 서서히 분리가 발생하면서 하중이 감소되었다. 예폭시로 보강된 SIE-70 실험체와 유사한 성능을 발휘할 것으로 기대하였지만, SIH-70 실험체에서 FRP의 과단강도 이전에 계면의 부착성능에 의한 분리가 발생된 것이다. 다만, 기존 예폭시를 적용할 때에는 수지 도포 전의 프라이머 작업을 한 반면에 HCGS를 적용할 때에는 프라이머 작업을 하지 않기 때문에 계면의 상태가 다를 수 있으며, 계면에 도포되는 예폭시나 HCGS의 두께 등과 같은 시공환경의 차이에 따른 영향을 반영하여 판단해야 할 것이다. HCGS를 적용한 실험체에서 바람직한 휨 보강성능이 발휘되었는지의 여부는 4장에 서술한 부분합성 모델에 의해 추가적으로 논의될 것이며, 여기서는 Fig. 5에 나타난 바와 같이 FRP 시트 보강 공법이 적용된 2개의 슬래브 부재의 하중-처짐 곡선이 서로 유사한 휨 거동 및 강성을 나타내는 것을 확인하였다.

각 실험체 하부에 설치한 5개의 LVDT 로 측정된 처짐 분포를 5개의 하중단계에 따라 Fig. 7에 나타내었다. 5개의 하중 단계는 보강실험체들에서는 각각 1단계 40 kN, 2단계 80 kN, 3단계 120 kN, 4단계 160 kN이며, 마지막 5단계는 각 실험체의 최대하중이다. 기준실험체의 경우는 최대 강도가 상대적으로 낮기 때문에 1단계 20 kN, 2단계부터는 20 kN씩 증가시킨 하중단계로 나타내었으며, 5단계는 다른 실험체들의 경우와 마찬가지로 최대 하중으로 나타내었다. SS0-00, SIE-70 및 SIH-70 실험체의 최대 처짐은 각각 38.7 mm, 47.7 mm 및 45.9 mm이었다.

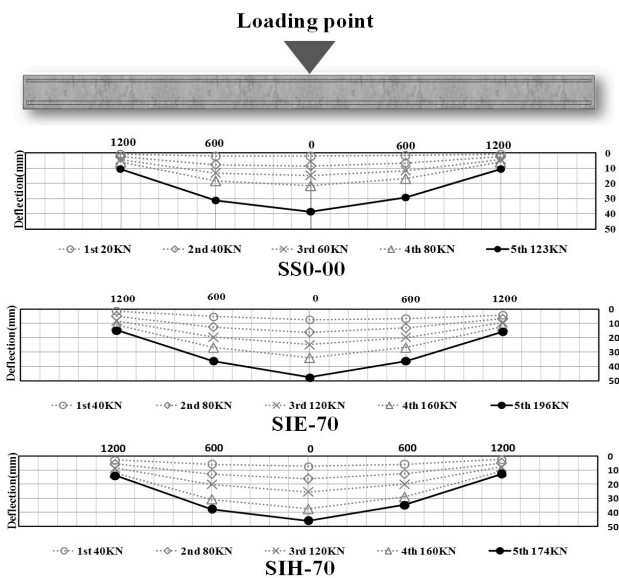


Fig. 7 Deflection of specimens

4. FRP 시트로 보강된 슬래브의 휨성능 평가

4.1 부분합성이론

이 연구에서는 Fig. 8에 나타난 힘의 평형을 기반으로 도출된 부분합성이론(partial interaction theory)¹⁶⁻¹⁸을 활용하여 합성부재의 휨 해석모델을 개발하였으며, 각 실험체의 휨 보강 성능 및 합성상태를 정량적으로 평가하였다. Newmark²⁰에 의해 제시된 부분합성이론에 따르면, 부재의 전단연결부는 작은 하중에서도 상대변위가 발생하며, 전단연결부의 강성에 의해서 합성정도가 결정된다. 부분합성이론을 적용하여 강-콘크리트 합성부재의 휨 해석을 하기 위해서는 다음과 같은 몇 가지 가정사항들이 사용된다.²¹ 즉, 1. 부재간 계면에서의 부착은 보의 길이에 따라 연속적이고 일정하다. 2. 계면에서의 전단응력-슬립 관계는 선형이다. 3. 합성부재 간에서 각각 평면유지의 법칙이 적용된다. 4. 수직방향의 분리는 발생하지 않는다. 즉, 직응력은 제외하고 전단응력만 고려한다. 5. 콘크리트는 균질하고 등방성이다.

이러한 가정사항을 FRP 시트로 보강된 슬래브 휨해석 모델에도 동일하게 적용하였다. 따라서, 해석모델에서는 부재간 계면에서 결합재의 시공오차에 따른 국부적인 부착손상 및 길이방향에 걸쳐 존재할 수 있는 부착성능의 차이를 반영할 수 없으며, 계면에서의 비선형 거동을 모사할 수 없다. 또한, 합성부재 간의 수직 응력 및 변형을 반영하지 못하기 때문에 각 합성부재간 곡률의 차이를 반영하기 어렵다. 그러나, 이러한 한계점들을 내재하고 있다 하더라도 부분합성상태인 보강부재의 전반적인 휨 거동을 간편하면서도 합리적으로 평가하는 데에는 큰 무리가 없을 것으로 판단된다.

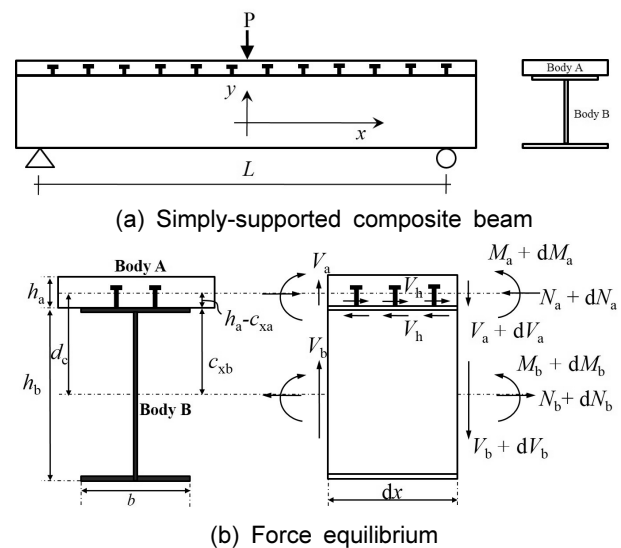


Fig. 8 Force equilibrium in the section of composite beam

4.2 FRP 시트로 보강된 슬래브 휨해석 모델

Fig. 9는 콘크리트로 가정한 Body A와 Body B로 이루어진 합성 휨부재 단면의 변형률 및 힘을 나타낸 것이다. 부분합성이론(partial interaction theory)¹⁶⁻¹⁸⁾에 따르면 합성 부재는 Fig. 9(a)와 같은 완전합성 상태와 Fig. 9(c)와 같은 비합성 상태의 중간 상태에서 휨 거동(Fig 9(b))하게 된다. Fig. 8로부터 합성 휨부재의 전단면에 작용하는 모멘트(M)는 각 상·하부 부재의 모멘트를 산정한 후 계면의 수평전단력에 의한 모멘트 기여분을 더하여 산정할 수 있다. 즉,

$$M = M_a + M_b + N_a(h_a - c_{xa}) + N_b c_{xb} \quad (1)$$

$$= M_a + M_b + V_h d_c$$

여기서, M_a 및 M_b 는 각각 상부부재와 하부부재의 모멘트, h_a 는 상부부재의 단면높이, c_{xa} 및 c_{xb} 는 각각 상부부재와 하부부재 단면에서 압축연단에서 중립축까지의 깊이, N_a 및 N_b 는 각각 상부부재와 하부부재에 작용하는 축력으로서 계면에서의 수평전단력(V_h)과 동일하다. 즉,

$$V_h = \int_0^a v_h dx = N_a = N_b \quad (2)$$

여기서, 수평전단력은 하중상태에 따라 계면의 수평전단

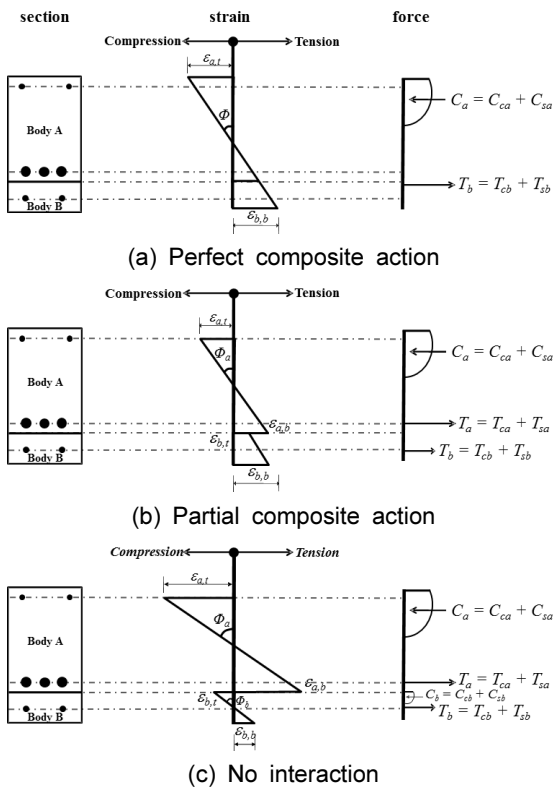


Fig. 9 Strain and force distribution of composite members for different interface condition

강도($V_{h,n}$)가 요구되는 수평전단력($V_{h,req}$)보다 큰 경우, 완전합성상태와 같이 계면에서 요구되는 수평전단력($V_{h,req}$)이 모두 발휘되는 것으로 가정하고, 요구되는 수평전단력($V_{h,req}$)이 수평전단강도($V_{h,n}$)보다 큰 경우, 요구되는 수평전단강도가 커지더라도 계면에서 발휘될 수 있는 수평전단력(V_h)은 수평전단강도($V_{h,n}$)를 초과하지 못하는 것으로 가정하였다. 또한, 상·하부 부재의 단면 곡률은 동일한 것으로 가정하였다.

Fig. 10에 나타낸 변형률 분포는 Fig. 9(c)의 경우를 해석모델에 적합하도록 상세하게 나타낸 것이다. 단면 해석은 콘크리트 슬래브 부재 압축연단의 변형률(ϵ_{at})을 선택하는 것으로 시작한다. 부재의 전체 휨 거동에 대한 해석을 위해서 첫 번째 압축연단 변형률의 선택값은 0에 가까운 값을 취하고, 적절한 증분으로 증가시키면서 압축연단의 변형률(ϵ_{at})이 최대압축변형률(ϵ_{ca})에 도달할 때까지 계산과정을 반복한다. 압축연단 변형률이 선택되면 상부부재(이 연구에서 수행한 실험체의 경우, 선가력하여 손상된 철근콘크리트 슬래브 부재)의 최하부 변형률(ϵ_{ab})을 가정한다. 부재 단면의 상·하부 연단 변형률이 결정되면, 4.1에 서술된 가정 3번과 같이 부재 단면의 평면유지 법칙에 따라 변형률 선형분포를 가정할 수 있기 때문에 상부부재의 중립축(c_{xa})과 철근의 변형률 등을 결정할 수 있다. 이때, 단면의 상부부재에서 발생하는 콘크리트의 압축력(C_{ca}), 압축철근의 압축력(C_{sa}), 상부부재에서 콘크리트의 인장력(T_{ca}) 및 철근의 인장력(T_{sa})이 계산된다.

콘크리트의 응력-변형률 관계는 Fig. 11(a)에 나타낸 Collins et al.²²⁾의 모델, 즉

$$f_c = f'_c \left[2 \left(\frac{\epsilon_c}{\epsilon'_c} \right) - \left(\frac{\epsilon_c}{\epsilon'_c} \right)^2 \right] \quad (3)$$

을 사용하였으며, 여기서, f'_c 과 ϵ'_c 은 각각 콘크리트의 압축강도 및 이에 대응하는 변형률이고, ϵ_c 는 콘크리트 단면의 압축연단 변형률이다. 압축축 콘크리트에 의한 단면력(C_c)은 중립축 깊이에 따라서 식 (3)으로 정의되는 압축응력을 적분하여 산정할 수 있다. 즉, 압축축 콘크리트에 의한 단면력(C_c)은

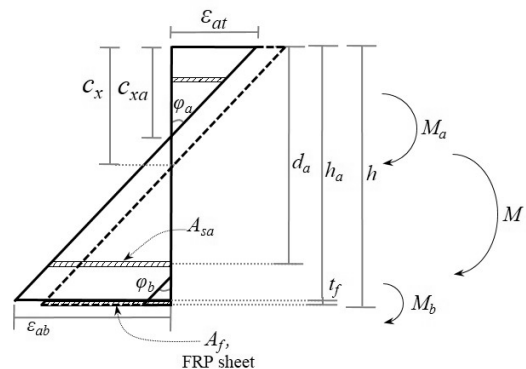


Fig. 10 Sectional strain distribution in analytical model

$$C_c = \int_0^{c_x} f_c b dy = \alpha_1 f_c' \beta_1 c_x b \quad (4)$$

와 같이 계산되며, 여기서 b 는 단면 폭, α_1 은 유효압축응력계수, β_1 은 등가응력블럭의 중립축계수, c_x 는 압축연단에서 중립축까지의 거리(c_{xa})이다. 또한, α_1 과 β_1 은 각각

$$\alpha_1 \beta_1 = \frac{\epsilon_{at}}{\epsilon_c'} - \frac{1}{3} \left(\frac{\epsilon_{at}}{\epsilon_c'} \right)^2 \quad (6)$$

$$\beta_1 = \frac{4 - \epsilon_{at}/\epsilon_c'}{6 - 2\epsilon_{at}/\epsilon_c'} \quad (7)$$

으로 산정할 수 있다. 철근의 응력-변형률 관계는 Fig. 11(b)과 식 (8)에 나타낸 것과 같이 완전탄소성모델²³⁾을 사용하였다.

$$f_s = E_s \epsilon_s \leq f_y \quad (\text{for } \epsilon_s \geq 0) \quad (8a)$$

$$f_s = E_s \epsilon_s \geq -f_y \quad (\text{for } \epsilon_s < 0) \quad (8b)$$

여기서, f_s 는 철근의 응력, E_s 는 철근의 탄성계수, ϵ_s 는 철근의 변형률, f_y 는 철근의 항복응력이다.

상부부재의 압축력과 인장력이 계산되면, 단면에서 힘의 평형조건이 만족되는지 검토한다. 힘의 평형조건은

$$\sum F_{xa} = C_{ca} + C_{sa} + T_{sa} + T_{ca} \quad (9)$$

으로 나타낼 수 있으며, 여기서 $\sum F_{xa}$ 는 상부부재의 힘의 합력이고, C_{sa} 와 T_{sa} 는 각각 압축철근 및 인장철근의 응력으로서 철근의 응력에 철근단면적을 곱하여 산정한다. 또한, T_{ca} 는 단면의 인장 연단 변형률(ϵ_{ab})이 균열 변형률(ϵ_{cr}) 보다 작은 경우와 큰 경우로 나누어서

$$T_{ca} = E_c \epsilon_{ab} b \frac{(h_a - c_{xa})}{2} \quad (\text{for } \epsilon_{ab} < \epsilon_{cr}) \quad (10a)$$

$$T_{ca} = 0.5 f_{cr} b \frac{(\epsilon_{cr} c_{xa})}{\epsilon_{at}} \quad (\text{for } \epsilon_{ab} \geq \epsilon_{cr}) \quad (10b)$$

으로 산정할 수 있다.²²⁾ 여기서, f_{cr} 은 콘크리트의 휨인장강도이다. 식 (9)에 나타낸 힘의 평형관계가 만족되면, 상부 부재에서의 모멘트(M_a)는

$$M_a = C_{sa} d_a' + C_{ca} \frac{\beta_1 c_{xa}}{2} + T_{sa} d_a + T_{ca} + T_{ca} \left(\frac{2}{3} c_{xa} (h_a - c_{xa}) \right) \quad (11)$$

으로 산정할 수 있다. 여기서, d_a' 는 상부부재의 압축연단

에서 압축철근 중심까지의 거리, d_a 는 상부부재의 압축연단에서 상부부재의 인장철근 중심까지의 거리이다. 또한, 결정된 모멘트에 상응하는 곡률(ϕ_a)은

$$\phi_a = -\frac{\epsilon_{at}}{c_{xa}} = \frac{\epsilon_{ab}}{(h_a - c_{xa})} \quad (12)$$

으로 산정된다. 각 합성부재는 평면유지 법칙을 따르며, 변형 후에도 상·하부 부재의 곡률은 동일하다고 가정하기 때문에, 상부부재에서 결정된 곡률은 하부 부재의 곡률과 동일하다. 즉, 모재에 부착되는 보강부재의 곡률(ϕ_b)는

$$\phi_b = \phi_a \quad (13)$$

이 되며, 하부부재의 중립축 깊이(c_{xb})를 가정하면 식 (13)으로 나타낸 곡률과 가정한 중립축 깊이로부터 하부 부재의 변형률 분포가 결정된다. 또한, 결정된 변형률 분포로부터 상부 부재에서 산정한 것과 동일한 방법으로 단면력을 산정할 수 있으며, 산정된 단면력은 힘의 평형($\sum F_{xb}$)을 만족해야 한다. 그러나, 이 연구에서 적용한 FRP 시트 보강공법은 콘크리트 슬래브 부재에 비하여 상대적으로 매우 얇은 두께를 갖는 보강재를 사용하기 때문에 하부 보강부재의 모멘트 및 중립축을 산정하는 것이 계산결과에 큰 영향을 주지 않는다. 따라서, 식 (1)에서의 하부모멘트(M_b)를 무시하고, 슬래브 하부면에 보강하는 FRP 시트의 인장력(식 (2)에서 N_b), 즉 계면에서의

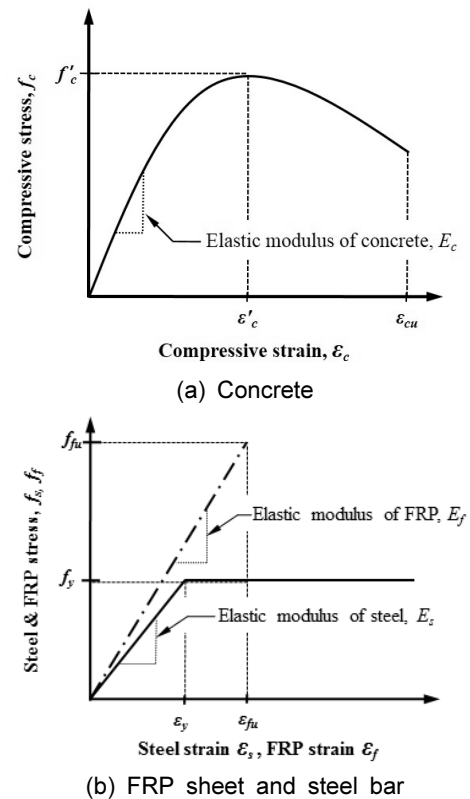


Fig. 11 Material models for concrete and reinforcement

수평전단력(식 (2)에서 V_h)으로만 전체 휨 강도에 기여하는 것으로 가정하여 보강된 합성 단면의 휨 해석을 수행하였다.

Fig. 9(a) 또는 Fig. 10의 점선으로 나타난 변형률 분포와 같이 완전합성상태에서 합성부재간 계면에서의 수평전단력(V_h)은 하부에 보강된 FRP 시트의 인장력이 된다. Fig. 10에 나타난 실선은 앞서 산정한 M_a , M_b , ϕ_a 그리고 ϕ_b 를 산정할 때 가정한 비합성 단면의 변형률 분포이고, 점선은 비합성 단면의 곡률과 동일한 곡률을 가지는 완전합성단면의 변형률 분포를 나타낸 것이다. 따라서, Fig. 10의 실선으로 나타난 변형률 분포와 동일한 곡률을 갖는 완전합성단면의 단면력을 산정함으로써 완전합성을 이루기 위해서 계면에서 저항해야 하는 인장력 또는 압축력, 즉, 요구 수평전단력($V_{h,req}$)을 계산할 수 있다. 이 연구에서 실험을 수행한 FRP시트 보강 슬래브의 경우, FRP 시트의 휨 저항 기여분을 무시하고 인장력만으로 저항한다고 가정하였기 때문에, FRP 시트가 저항하는 인장력이 FRP 시트 두께의 중심축에 작용한다고 가정할 수 있다. 따라서, 완전합성상태를 가정하고 인장연단에 부착된 FRP 시트의 인장력으로부터 수평전단력($V_{h,req}$)을 산정하면

$$V_{h,req} = \phi_a(h_a + t_f/2 - c_x)E_f A_f \quad (14)$$

와 같다. 여기서, c_x 는 완전합성단면의 중립축 깊이이며, t_f 와 A_f 는 각각 FRP시트의 두께와 단면적이다. 이와 같이 요구되는 수평전단력($V_{h,req}$)이 계면에서 전부 저항될 수 있다면 수평전단력(V_h)은 요구되는 수평전단력($V_{h,req}$)으로 결정되며, 그렇지 않을 경우, 수평전단력(V_h)은 계면의 수평전단 강도($V_{h,n}$)로 제한된다. 결과적으로 계면에서의 수평전단력(V_h)은 계면에서 발휘될 수 있는 수평전단강도($V_{h,n}$)에 따라서

$$V_h = V_{h,req} \quad (\text{for } V_{h,req} < V_{h,n}) \quad (15a)$$

$$V_h = V_{h,n} \quad (\text{for } V_{h,req} \geq V_{h,n}) \quad (15b)$$

과 같이 정의될 수 있다. 수평전단력(V_h)이 결정되면 식 (1)을 통해 합성 단면의 모멘트를 산정할 수 있으며, 콘크리트 단면의 최상부 변형률(ϵ_{at})을 콘크리트 최대 압축 변형률(ϵ_{cu})에 도달할 때까지 증가시키면서 계산과정을 반복하면 모든 하중단계에 대한 합성부재의 모멘트-곡률 관계를 구할 수 있다. 해석 시 최대 압축변형률(ϵ_{cu})은 -0.003으로 가정하였다.

4.3 실험체들의 합성거동 평가

FRP sheet와 콘크리트 슬래브 사이의 수평전단강도($V_{h,n}$)가 요구되는 최대 수평전단력의 100%, 75%, 50% 및 25%

인 경우에 대하여 휨 거동 해석을 수행하였다. Table 3과 Fig. 11(b)에 나타난 바와 같이 보강에 사용한 FRP 시트의 탄성계수와 인장강도가 일반적인 철근에 비해서 상당히 크기 때문에, FRP 시트의 극한 변형 이전에 콘크리트의 압축 휨 파괴로 인하여 거동이 종료될 수 있다. 완전합성이 이루어진 것으로 가정하고 일반적인 휨해석을 수행함으로써 압축연단 콘크리트가 극한 변형률에 도달할 때의 FRP 시트의 인장응력을 산정해 본 결과, 약 1,823 MPa이었으며, 이는 슬래브와 FRP 간의 수평전단력이 $A_f \times 1,823$ kN 이상이라면 부재의 파괴 시점까지 요구되는 수평전단력($V_{h,req}$)에 저항할 수 있다는 의미이다. 따라서, 이 연구에서 대상으로 하는 보강된 합성 슬래브의 휨 거동 해석 시 요구되는 최대 수평전단력($V_{h,req}^{max}$)을 $A_f \times 1,823$ kN로 결정하였다.

각 실험체들을 대상으로 해석모델에 의한 휨 모멘트-곡률 관계를 실험결과와 비교하여 Fig. 12에 나타내었다. Fig. 12에서 얇은 점선으로 나타난 것이 부분합성이론(partial interaction theory)을 적용한 제안모델의 해석결과이며, 계면의 수평전단강도에 따라 5가지로 나타내었다. 기준실험체(GB0-00)는 수평전단강도가 전혀 확보되지 않은 경우(No interaction)의 해석결과와 매우 유사한 반면에, 보강된 두 실험체는 부분합성이론을 적용한 제안모델의 해석결과 중 완전합성거동(즉, 요구되는 수평전단력($V_{h,req}^{max}$)이 100%인 경우)과 거의 일치하는 것을 알 수 있다. 즉, SIE-70 실험체와 SIH-70 실험체 모두 FRP 시트의 파단이나 탈락 전까지 계면에 도포된 결합재의 부착력을 통해 완전합성된 경우와 거의 유사한 휨 거동을 나타내었다. 특히, HCGS는 기존 에폭시에 비해 재료적 특성 및 시공성이 우수하기 때문에 현장적용이 확대될 수 있을 것으로 기대된다. 다만, 이 연구에서 수행한 보강부재에 대한 휨해석에서는 결합재의 특성을 상세히 고려하지 않았으므로 추후 이러한 점을 보완함으로써 FRP 시트의 파단이나 탈락 시점을 보다 정확히 평가할 수 있을 것이며, 아울러 슬래브 부재의 FRP sheet 보강 설계 시 보다 높은 신뢰성을 확보할 수 있을 것이다.

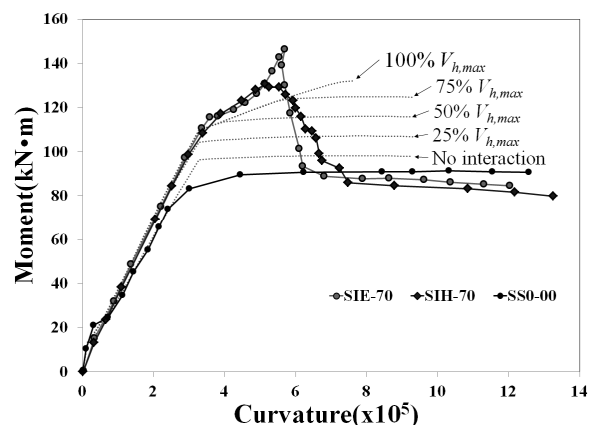


Fig. 12 Comparison of analysis and test results

5. 결 론

이 연구에서는 기존의 구조물 보강에 사용되는 결합재의 단점을 극복하기 위하여 개발된 HCGS를 사용하여 FRP 시트로 보강된 철근콘크리트 슬래브 부재의 휨 실험을 수행하였다. 또한, 부분합성이론을 기반으로 FRP 시트 보강 슬래브에 적합한 휨 거동 해석모델을 개발하여 실험체들의 휨 성능 및 합성도를 정량적으로 파악하였으며, 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- 1) 에폭시에 실라놀기를 결합하여 개발된 HCGS는 기존 에폭시에서 필요한 프라이머 도포작업이 없기 때문에 시공성을 향상시킬 수 있었다. 또한, 기존 에폭시 및 HCGS를 사용하여 FRP 시트로 보강된 실험체들 모두 비보강 실험체에 비해 충분한 강도 보강효과를 나타내었다.
- 2) 다만, HCGS를 사용하여 FRP 시트를 보강한 실험체는 부재 단부에서부터 서서히 FRP 시트가 탈락됨으로서 부재파괴가 발생하였으며, 이를 방지하기 위해서는 부재의 계면 상태, HCGS의 시공두께 등에 대한 추가적인 연구가 필요할 것으로 판단된다.
- 3) 부분합성모델을 기반으로 제안된 휨해석모델을 통하여 FRP로 보강된 실험체들의 휨 거동 및 합성정도를 파악할 수 있었으며, 보강된 모든 실험체들은 완전 합성거동과 유사한 성능을 나타낸 것으로 평가되었다.
- 4) HCGS를 결합재로 사용한다면 FRP sheet 보강공법의 시공성 개선 및 내구성 향상을 도모할 수 있을 것이다. 다만, 보강부재의 파괴 모드 및 시점을 평가할 수 있도록 결합재의 부착길이, 두께, 보강량 등의 다양한 변수를 고려한 추가연구를 수행할 필요가 있을 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 국토교통부 국토교통기술촉진 연구개발사업의 연구비지원(15CTAP-C097986-01)에 의해 수행되었습니다.

References

1. Newman, A., *Structural Renovation of Buildings: Methods, Details, and Design Examples*, McGraw-Hill, 2001, p.867.
2. Seo, S.Y., and Kim, M.S., "Bond Strength of Near Surface-Mounted FRP Plate in Concrete Corresponding to Space and Bond Length", *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol.25, No.1, 2013, pp.37-43.
3. Cho, C.G., "Nonlinear Analysis of FRP Strengthened Reinforced Concrete Columns by Force-Based Finite Element Model",

- Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol.25, No.5, 2013, pp.529-537.
4. Lee, J.Y., Hwang, H.B, and Doh, J.H., "Effective Strain of RC Beams Strengthened in Shear with FRP", *Composites Part B: Engineering*, Vol.42, No.2, 2012, pp.754-765.
5. El-Mihilmy, M.T. and Tedesco, J.W., "Prediction of Anchorage Failure for Reinforced Concrete Beams Strengthened with Fiber-Reinforced Polymer Plates", *ACI Structural Journal*, Vol.98, No.3, 2001, pp.301-314.
6. Smith, S.T., and Teng, J.G., "Interfacial Stresses in Plated Beams", *Engineering Structures*, Vol.23, No.7, 2001, pp.857-871.
7. Cai, C.S., Nie, J., and Shi, X.M., "Interface Slip Effect on Bonded Plate Repairs of Concrete Beams", *Engineering Structures*, Vol.29, No.6, 2007, pp.1084-1095.
8. Alam, M.S., Kanakubo, T., and Yasojima, A., "Shear-Peeling Bond Strength between Continuous Fiber Sheet and Concrete", *ACI Structural Journal*, Vol.109, No.1, 2012, pp.75-82.
9. 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.2, 1998, pp.142-152.
10. Silfwerbrand, J., "Shear Bond Strength in Repaired Concrete Structures", *Materials and Structures*, Vol.36, No.6, 2003, pp.419-424.
11. Tsioulou, O.T., and Dritsos, S.E., "A Theoretical Model to Predict Interface Slip due to Bending", *Materials and Structures*, Vol.44, No.4, 2011, pp.825-843.
12. Kwon, H.M., Nguyen, T.N., and Le, T.A., "Improvement of the Strength of Acrylic Emulsion Polymer-modified Mortar in High Temperature and High Humidity by Blast Furnace Slag", *KSCE Journal of Civil Engineering*, Vol.13, No.1, 2009, pp.23-30.
13. Ko, H.B., and Sate, Y., "Analysis of FRP-Strengthened RC Members with Varied Sheet Bond Stress-Slip Models", *Journal of Advanced Concrete Technology*, Vol.2, No.3, 2004, pp.317-326.
14. Gohnert, M., "Proposed Theory to Determine the Horizontal Shear between Composite Precast and in Situ Concrete", *Cement & Concrete Composites*, Vol.22, No.6, 2000, pp.469-476.
15. Ju, H., Lee, D.H., Cho, H.C., Kim, K.S., Yoon, S., and Seo, S.Y., "Application of Hydrophilic Silanol-Based Chemical Grout for Strengthening Damaged Reinforced Concrete Flexural Members," *Materials*, Vol.7, No.6, 2014, pp.4823-4844.
16. Plum, D.R., and Horne, M.R., "The Analysis of Continuous Composite Beams with Partial Interaction", *Institution of Civil Engineers Proceedings*, Vol.59, No.4, 1975, pp.625-643.
17. Fabbrocino, G., Manfredi, G., and Cosenza, E., "Non-linear Analysis of Composite Beams under Positive Bending", *Computers & Structures*, Vol.70, No.1, 1999, pp.77-89.
18. Fabbrocino, G., Manfredi, G., and Cosenza, E., "Analysis of Continuous Composite Beams Including Partial Interaction

- and Bond”, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.126, No.11, 2000, pp.1288-1294.
19. Callister, W.D., *Materials Science and Engineering: An Introduction*, 7th Ed., John Wiley & Sons, 2007, p.721.
 20. Newmark, N.M., Siess, C.P., and Viest, I.M., “Tests and Analysis of Composite Beams with Incomplete Interaction”, *Proceedings of the Society for Experimental Stress Analysis*, Vol.9, No.1, 1951, pp.75-92.
 21. Saiidi, M., Vrontinos, S., and Douglas, B., “Model for the Response of Reinforced Concrete Beams Strengthened by Concrete Overlays”, *ACI Structural Journal*, Vol.87, No.6, 1990, pp.687-695.
 22. Collins, M.P., and Mitchell, D., *Prestressed Concrete Structures*, Prentice-Hall, 1991, p.766.
 23. MacGregor, J.G., and Wight, J.K., *Reinforced Concrete: Mechanics and Design*, 4th Ed., Pearson Prentice Hall, 2009, p.1112.

요 약 이 연구에서는 철근콘크리트 구조물 보강의 결합재로서 기존의 에폭시 재료가 가지는 한계를 극복하기 위하여 개발된 실라놀기를 이용한 친수성 화학 그라우트재(hydrophilic chemical grout using silanol, HCGS)를 소개하고 FRP 시트 보강공법을 적용한 슬래브 부재의 휨 실험을 수행하였다. 보강공법이 적용되지 않은 기준실험체, 슬래브와 FRP 시트를 기존의 에폭시로 부착한 실험체, 그리고 HCGS를 적용하여 시트를 부착한 실험체를 각 1개씩 총 3개의 슬래브에 대한 실험연구를 수행하였다. 또한, FRP 시트로 휨 보강된 슬래브 부재의 해석에 적합하도록 계면 수평전단력을 고려할 수 있는 휨 거동 해석모델을 개발하였다. 해석모델로 실험체들의 거동을 평가한 결과, 보강 실험체들은 휨 파괴 시점 전까지 완전합성에 매우 근접한 거동을 나타내는 것으로 평가되었으며, 특히, HCGS를 적용한 보강 실험체는 기존 에폭시의 한계를 극복하는 특성을 가지면서도 에폭시를 적용한 실험체와 유사한 휨 보강 성능을 나타내었다.

핵심용어 : 휨거동, 탄소섬유 시트, 그라우트, 보강, 에폭시