SFRC로 보강된 파형강판 합성부재의 압축 및 휨거동 평가

Verification of Compressive and Flexural Behavior of Corrugated Steel Plates Composite Section with SFRC

오홍섭*

Oh, Hongseob*

Abstract

To increase the span of the buried structure using corrugated steel plates, concrete composite section is being increasingly applied; however, it increases the risk of brittle fracture of the structure because bending and compressive stress by moving loads such as overpassing vehicles act simultaneously. In this study, steel fiber reinforced concrete was applied to the composite section to secure the ductility and to analyze the compression and flexural behavior experimentally. As the structure becomes larger, the flexural and compressive stress act simultaneously on the composite section of the corrugated steel plate structures. This study experimentally verified the compressive and flexural behavior of the steel plate composite section with steel fiber reinforced concrete. Moreover, the structural performance of the revised corrugated steel plate composite section applied with SFRC and triangular confinement rebar to control brittle failure at the lap joints and enhance serviceability were experimentally verified. The test results show that the compressive strength of the composite section increased by 10% or more when the fiber reinforced concrete was applied. The concrete composite section under axial loads is dominantly performed by the resistance of the reinforced concrete section without the contribution of steel plate up to the cracking load, but after the cracking load, the core concrete section inside the confinement rebar and the lap connected steel plate become resistant to the external loads. The flexural behavior under yield loads was dominated by the internal resistance moments of the steel bars and corrugated steel plates, and then the concrete section as well as the rebar and steel plates was partially contributed to the flexural strength after yield loads.

Key words : Compressive Strength, Flexural Strength, Corrugated Steel Plate Composite Section, Steel Fiber Reinforced Concrete

요 지

지중 파형강판 구조체의 대형화를 위하여 콘크리트합성단면을 적용하는 사례가 증가하고 있으며, 구조물 상부에 차량이 통과하는 경우에는 휨과 압축응력이 동시에 작용하기 때문에 취성파괴의 위험이 높아지게 된다. 본 연구에서는 연성을 확보하기 위하여 합성단면에 강섬유보강콘크리트를 적용하여 압축 및 휨거동을 실험적으로 분석하고자 하였다. 특히 연결부의 취성파괴를 억제하고, 사용성능 향상을 위하여 섬유보강콘크리트를 적용하고 구속철근의 형상을 변화시킴으로 구조거동의 향상정도를 평가하고자 하였다. 실험결과 섬유보강콘크리트를 적용하는 경우 압축강도가 10%이상 증진되는 것으로 분석되었으며, 주철근량을 15%정도 감소시켜도 압축 및 휨강도 저하는 거의 없는 것으로 나타났다. 콘크리트 합성단면의 축하중은 균열하중까지는 콘크리트 단면에 의해 지배되고, 균열하중이후에는 심부콘크리트 단면과 강판이음부 강도에 의해 지배되는 것으로 분석되었다. 휨거동은 철근과 파형강판이음부의 내부저항모멘트에 의해 지배되며, 최대강도는 콘크리트가 일정부분 기여하는 것으로 분석되었다.

핵심용어 : 압축강도, 휨강도, 파형강판 합성단면, 강섬유보강콘크리트

*교신저자, 정회원, 경남과학기술대학교 토목공학과 교수(Tel: +82-55-751-3299, Fax: +82-55-751-3209, E-mail: opera69@chol.com)
Corresponding Author, Member, Professor, Department of Civil Engineering, Gyeongnam National University of Science and Technology

1. 서 론

생태통로 및 지중구조물로 국내에서 많이 적용되고 있는 파형강판 구조는 현장에서 볼트연결되고 시공후 전단면에 작용하는 토압에 의해 안정화되는 연성구조물이다. 그러나 불안정산태인 시공단계에서 많은 주의가 필요하고, 장경간화가 어렵다는 구조적 문제점을 갖고 있다(Hwang et al., 2004; Beben, 2013, 2014). 따라서 ASTM A761 (2003), CAN/CSA-S6 (2006)와 Corrugated Steel Pipe Institute (2007) 등에서는 지금까지의 연구와 경험을 바탕으로 일반적으로 통용되고 있는 파형강판 제원을 8개로 분류하고 각 표준단면에 대한 단면성질 및 이음부 상세 등을 지침 등의 형태로 제시하고 있다. 대형구조물에 적합한 파형강판제원은 파형간격(spacing of crest)과 높이(depth of crest)가 381×140 mm 또는 400×150 mm이며, 일반 강종에 대한 두께별 중량, 볼트구멍의 간격 및 연결부 볼트갯수에 따른 인장강도 등을 제시하고 있다. 또한 설계의 편의성을 위하여 작용하중 및 등 응력 산정방법을 제시하고 있다(CAN/CSA-S6, 2006; AISI, 2007; AASHTO, 2010). 그러나 지침 등에 제시된 제원은 비합성단면으로 형상과 지간 등에서 제한이 있기 때문에 장대화를 위하여 새로운 형태의 콘크리트 합성형 파형강판단면이 사용되기 시작하였으며, 국외에서도 최근 연구가 진행되고 있다(Morrison, 2000; Liu et al., 2018).

파형강판구조체는 강성에 비해 지간이 길고, 볼트 연결부에서 국부 변형이 발생할 수 있는 연성구조물이기 때문에 변형을 제어하고 강도와 강성을 높이기 위한 고민들이 지속되어 왔다. 그중 파형강판과 철근콘크리트와 합성함으로써 구조체의 불안정성을 낮추고 장경간화를 도모하는 방법이 국내에서 많이 사용되고 있다(Jung, 2015; Ju and Oh, 2016; Kim et al., 2017; Kim and Oh, 2017). 외부토압에 의해 압축과 휨응력이 지배적으로 작용하는 파형강판 콘크리트 합성단면(Corrugated Steel-plate with Reinforced Concrete Composite-section, 이하 CS-RC)은 공법 특성상 현장에서 강판을 볼트이음하여 구조계를 1차 완성하고, 외측에 철근을 배근하고 콘크리트를 타설한 후 뒷채움을 하게 된다. 1단계 파형강판 조립시 볼트에 슬롯홀이 적용되어 초기변형 증가의 원인이 되기도 한다.

파형강판 구조체는 시공중에 많이 발생하는 토압, 외력에 의한 구조물의 안정성 상실과 함께 공용중의 이음부파괴, 국부 및 전체 좌굴 등에 파괴될 수 있다. 이때 콘크리트와 파형강판 합성단면의 경우에는 콘크리트에 의해 강판의 좌굴파괴를 적절하게 제어할 수 있으나, 볼트 이음부의 초기 변형에 의해 콘크리트와의 합성작용이 부분적으로 상실되어 취성파괴로 발전할 수 있는 위험이 있다.

콘크리트 압축 및 인장거동에서 콘크리트의 취성적인 파괴를 완화시킬 수 있는 방법으로 콘크리트 내부에 섬유를 혼입하는 방법이 많이 사용되고 있다(Sema et al., 2009; Lee and

Yoon, 2010; Kwon et al., 2018). 강섬유보강시멘트 복합체(Steel fiber reinforced cementitious composite)는 1980년대 국내에 소개된 이후 다양한 섬유와 콘크리트 배합 등에 대한 기술개발이 이루어져 왔으나 시공성 및 현장적용성 등의 문제로 건설현장에서 많이 적용되지는 못하였다. 최근 재료와 배합장비 등의 발달로 섬유혼입율이 2% 이상으로 높으면서 높은 유동성과 고강도를 갖는 초고성능 콘크리트가 개발되어 활용성이 높아지고 있는 상태이다(Lee and Yoon, 2010; Kwon et al., 2018). 그러나 현장에 강판을 조립하고 철근배근후 타설하게 되는 합성형 파형강판구조체의 특성상 섬유혼입율을 높이거나 강도를 높이는 것은 품질관리에 어려움이 발생할 수 있다. 본 연구에서는 구조체의 취성을 완화할 수 있는 방법으로 최소한의 강섬유를 CS-RC 구조체에 적용함으로써 초기변형이후의 취성 거동을 제어하고 부분적인 철근 대체 효과를 실험적으로 검증하고자 하였다.

2. 합성단면의 압축 및 휨 강도 산정

지중구조물로 시공되는 파형강판 구조체는 토압과 상재 하중 등에 의해 축력과 모멘트를 동시에 받기 때문에 KDS 14 31 10 (KCSC, 2016)과 AASHTO (2010), ASTM A761 (2003) 및 CAN/CSA-S6 (2006) 등의 설계 기준들에서는 Eq. (1)을 만족하도록 규정하고 있다(Kim et al., 2017).

$$\left(\frac{T_f}{P_{pf}} \right)^2 + \left| \frac{M_f}{M_{pf}} \right| \leq 1.0 \quad (1)$$

여기서, T_f 는 완공 후 작용하는 축력(kN/m), M_f 는 완공 후 작용하는 휨모멘트(kN·m/m), P_{pf} 는 파형강판의 소성압축 강도(kN/m), M_{pf} 는 파형강판의 설계모멘트강도(kN·m/m)이다.

파형강판구조체의 강도는 일반적으로 연결부 강도에 의해 지배되기 때문에 ASTM A761 (2003) 및 CSPI (2007)에서는 표준파형강판 단면의 연결부상세와 인장강도를 경험적으로 제시하고 있다.

현재 국내외 설계기준(CAN/CSA-S6, 2006; KCSC, 2016)에서는 파형강판 지중구조물의 내하력을 증대시키기 위해 파형강판 구조물의 단면을 보강할 수 있도록 허용하고 있으나, 콘크리트로 보강하는 경우 보강단면은 비합성단면으로 간주하도록 하고 있으며 아직까지 명확한 설계 기준이 없는 상태이다. Fig. 1과 같이 콘크리트와 강판이 합성된 단면의 인장/압축 및 휨 등에 대해서는 강합성구조물로 설계하고 실험 등을 통해 검증하도록 하고 있다.

CS-RC는 강판 연결부에서 미소 변형과 응력집중이 발생할 수 있기 때문에 완전한 합성구조로 해석하기에는 무리가 있다. 일반적으로 안전측으로 산정하기 위해 압축응력에

Fig. 1. Composite Section of Corrugated Steel Plates with Reinforced Concrete

대해서는 강판과 철근+구속철근 내부의 심부콘크리트의 강도의 합으로 산정하고, 휨응력에 대해서는 콘크리트의 강도 기여분을 제외한 강판과 철근만의 휨강도로 평가하고 있다. 그러나 전체적인 구조거동을 평가하기 위하여 합성상태 콘크리트의 휨과 압축하중에 대한 기여도를 분석할 필요가 있다. 일축 압축 또는 인장하중과 휨하중에 대한 기여도는 다음과 같이 가정할 수 있다.

(1) 압축/인장단면 강도: $P_{sp} + P_s + P_c$
강판:

$$P_{sp} = \min. \begin{cases} \text{Shear} : V_{cr} = 0.7[0.6nmA_b f_{ub}] \\ \text{Bearing} : B_{cr} = 3tdn f_u \\ \text{Compressive} : C_{cr} = A_{cr} f_{ycr} \end{cases} \quad (2)$$

$$\text{철근: } P_s = A_s f_y \quad (3)$$

$$\text{콘크리트: } P_c = (0.8) \times 0.85 f_{ck} (A_{cl} - A_s) \quad (4)$$

(2) 휨강도

$$M_n = C_s z = T_s z = A_s f_s z = P_{sp} z \quad (5)$$

$$M_{n,com} = (C_c + C_s) z = T_s z \quad (6)$$

$$= 0.85 f_{ck} (d - a_c / 2) + A_s f_s z = P_{sp} z$$

여기서, a =콘크리트 등가응력블록 $= \frac{P_{sp} - A_s f_y}{0.85 f_{ck} b}$, d =볼트 공

칭직경(mm), f_{ck} =콘크리트 설계기준압축강도(MPa), f_s =철근 응력, f_y =철근의 항복강도(MPa), f_{ycr} =파형강판 항복강도, f_{ub} =볼트 인장강도, f_{ucr} =파형강판 인장강도, m : 전단 단면수, n = 볼트의 개수, t =강판의 두께(mm), A_b =볼트 공칭단면적(mm^2), A_{cr} =강판의 횡단면적(mm^2), A_{cl} =콘크리트 압축순단면적(mm^2), A_s =철근 단면적(mm^2), E = 강재 탄성계수(N/mm^2), z =강판도심으로부터 철근까지의 거리, $\lambda^2: l / \sqrt{\frac{I}{A}}$

파형강판 연결부의 지압과 전단파괴 강도는 Eq. (2)로 산정할 수 있으며, 압축하중작용시 철근과 콘크리트의 압축강도는 Eqs. (3) and (4)를 사용하였다. 콘크리트의 강도기여분은 구속철근외부를 제외한 심부콘크리트 단면적(A_{cl})만

을 적용하는 경우와 전체단면적을 사용하는 경우에 대하여 각각 분석하고자 하였으며, 휨강도는 철근만 반영한 경우와 콘크리트 기여분을 같이 반영하는 Eqs. (5) and (6)에 대하여 각각 분석하였다. 본 연구에서는 강도감소계수 ϕ 는 고려하지 않은 상태에서 실험결과와 비교, 고찰하였다.

본 연구에서는 파형강판 강섬유보강 콘크리트 합성단면 (Corrugated Steel-plate with Steel Fiber Reinforced Concrete Composite-section, 이하 CS-SFRC) 실험체의 압축 및 휨거동을 실험과 이론적 강도 분석을 통하여 합성정도를 분석하고자 하였다.

3. 실험계획

3.1 재료 특성

파형강판합성단면은 두께 7.75 mm, 강종 SS590이고, 피치(pitch) × 깊이(depth)가 380 × 140(mm)인 단면을 사용하였으며, 파형강판의 재료성질과 단면 특성은 각각 Tables 1과 2에 정리하였다. 볼트는 직경 22 mm, 공칭강도 1000 MPa인 고장력볼트를 사용하였으며, 합성단면의 철근은 항복강도 500 MPa의 철근을 사용하였다.

Table 1. Mechanical Properties of Plate

Steel type	Yield strength	Ultimate strength	Elongation (%)	
			$t \leq 5$	$5 < t \leq 16$
SS590	450	590	15	11

Table 2. Sectional Properties of Deep Corrugated Steel Plate

Pitch × depth	Thickness (mm)	Area (mm^2/mm)	Section modulus (mm^3/mm)	Moment of Inertia (mm^4/mm)
140 × 380	8.00	10.365	329.41	24,376

콘크리트는 현장타설을 고려하여 압축강도 45 MPa의 일반 콘크리트와 동일한 배합의 섬유혼입율 0.35%의 강섬유보강 콘크리트로 계획하였으며, 28일까지의 압축강도와 28일 휨강도를 Fig. 2에 나타내었다. 섬유보강콘크리트의 강도를 향상시키기 위해서는 섬유혼입율을 1.0%내외까지 혼입하여야 하나, 섬유의 사용목적이 강도향상보다는 합성단면의 취성억제와 시공성능 확보이기 때문에 사전연구를 통하여 최소한의 섬유혼입율인 0.35%를 적용하였다. 강섬유는 형상비(l/d)가 67인 흑트강섬유를 사용하였으며, 습윤양생을 실시하였다. SFRC의 흐름값은 60 cm이었으며, 공기량은 1.0% 내외로 측정되었다. 일반콘크리트와 SFRC의 28일 평균압축강도는 각각 43.5와 45 MPa로 SFRC가 미소하게 높게 측정되었고, 휨강도 역시 유사한 결과를 나타내었다.

Fig. 2. Compressive and Flexural Strength of Concrete

3.2 실험체 제작 및 실험방법

CS-RC 실험체의 구조거동은 실제 구조체의 응력상태를 모사하기 위하여 압축과 휨 실험을 실시하였으며, Fig. 3과 같은 실험체를 Table 3의 변수별로 2개씩 제작하였다. 압축실험체의 높이는 1,150 mm이며, 휨실험체의 길이는 1,900 mm로 제작하였다. 구속철근은 사각형 형태(CR 또는 FR type)와 삼각형형태(CT 또는 FT Type)로 제작하여 압축실험체는 상부와 하부에 설치하고, 휨실험체는 400 mm 간격으로 5개를 설치하였다. 또한 0.35%의 섬유보강 유무에 따른 주철근 영향을 보기 위하여 주철근을 5D32 또는 5D29로 배근하였다.

Fig. 3. Specimen Geometry of Deep Corrugated Steel Plates Composite Section (Area of concrete: 147,603mm²)

Table 3. Test Variables and Reinforcement Details

Variables	Anchoring and shear connector	Longitudinal reinforcement	Fiber volume fraction
CR or FR-32-N		D32-5: 3,971mm ²	None
CR or FR-32-F35			V.F. 0.35%
CT or FT-32-N		D32-5: 3,971mm ²	None
CT or FT-32-F35			V.F. 0.35%
CT or FT-29-N		D29-5: 3,212mm ²	None
CT or FT-29-F35			V.F. 0.35%

압축실험체는 전단면에 대하여 압축하중을 가력하였으며, 휨실험체는 순지간 1,700 mm, 지점에서 가력점까지의 거리 685 mm인 4점 재하방식으로 실험을 실시하였다. 하중가력은 압축실험체와 휨실험체는 각각 최대용량 10,000 kN의 Oil jack과 3,000 kN의 Actuator를 사용하여 재하속도 0.05 mm/sec로 재하하였다. 변위는 압축실험체는 실험체 좌우측에서, 휨실험체는 실험체 중앙부에서 측정하였다. 철근과 강판의 변형을 평가하기 위하여 주철근과 강판의 중앙부와 지간 1/3 지점에 변형률 게이지를 설치하였으며, 콘크리트와 강판 및 철근의 합성거동을 평가하기 위하여 콘크리트 내부에 매립형 게이지를 지간 중앙부에 설치하였다.

4. 압축거동 특성

4.1 하중-변위관계 및 하중변형률 관계

Fig. 4에는 변수별 하중-변위관계를 Fig. 5에는 하중-변형률관계를 정리하였다. CS-SFRC 실험체가 CS-RC 실험체보다 높은 압축강도를 나타내고, 에너지 소산능력이 일반합성 단면과 비교하여 상대적으로 높은 것으로 분석되었다. D29 철근을 사용한 섬유보강단면(CT-29-F35)과 D32철근을 사용한 단면(CR-32-N, CT-32-N)의 거동을 비교한 결과 섬유보강단면의 압축강도가 미소하게 높게 나타나 섬유보강단면을 사용할 경우 철근량을 줄일 수 있을 것으로 판단된다.

Fig. 4. Loads and Axial Displacement of Typical Specimens Under Axial Loads

(a)

(b)

(c)

Fig. 5. Loads and Strains of Typical Specimens Under Axial Loads

구속철근의 영향은 철근량과 섬유보강 유무가 동일한 경우 삼각 구속철근이 사각구속에 비하여 구속효과가 높은 것으로 분석되었다.

하중-변위관계로부터 합성단면의 압축거동은 2단계로 구분할 수 있다. 첫 번째 단계는 선형적인 완전 합성상태로 저항하는 균열 강도(Cracking strength)까지이며, 이후 이음부 볼트구멍의 국부변위 증가에 의해 강판과 철근콘크리트 사이에 균열이 발생하게 되는 비선형 단계로 정의된다. 비선형 구간에서는 강판과 콘크리트의 부분합성작용으로 외력에 저항하게 되고 최대강도(Ultimate strength) 도달후 최종파괴 형태는 편심의 의한 국부좌굴파괴가 발생하거나 볼트 지압/전단에 의한 파괴 또는 구속철근의 유무와 형태에 따른 철근 압축 및 좌굴파괴가 발생하는 것으로 나타났다.

합성단면의 균열 및 최대강도 특성은 하중-변형률관계로도 확인할 수 있다. 초기단계에서는 철근과 콘크리트 합성단면으로 외력에 저항하기 때문에 동일한 변형이 발생하고, 강판 연결부 볼트구멍에 변형이 집중되기 때문에 강판의 변형은 거의 없는 상태이다. 균열강도 이후, 강판 연결부 볼트에 전단 및 지압응력이 작용하는 상태가 되면 강판 변형량이 증가하면서 콘크리트부와 반합성상태로 외력에 대해 저항하게 된다. 이와 같은 특성은 강결된 강합성 콘크리트 구조체의 거동과는 차이를 보이는 것이며, 연성볼트연결인 파형강판의 구조적 특성에 기인하는 것으로 판단된다.

4.2 파괴형태 및 최대하중

Fig. 6과 Table 4에는 대표적인 파괴형태와 실험체별 압축강도를 정리하였다. 파괴형태는 크게 강판지배파괴와 콘크리트합성단면파괴로 분류할 수 있으며, 강판지배파괴는 볼트전단, 강판지압 및 강판 압축파괴의 형태로 발생하고 콘크리트 합성단면파괴는 콘크리트 압괴, 철근 압축항복으로 발생하게 된다. 많은 실험체가 볼트전단에서 파괴된 후 철근의 소성좌굴과 덮개콘크리트 할렬에 의해 최종적으로 파괴되었다. 일부실험체의 경우에는 강판 국부좌굴이 발생하였으며, 이는 재하시의 편심응력에 기인한 것으로 판단된다.

이론적 압축강도는 하중-변위와 하중-변형률 특성을 고려하여 심부콘크리트+철근강도($C_{core}+C_s$), 전체콘크리트+철근강도(C_c+C_s), 강판+철근+심부콘크리트($C_{core}+C_s+C_{sp}$) 및 강판+전체철근콘크리트 압축강도($C_c+C_s+C_{sp}$)와 실험결과를 비교하였다. CR-32-N 실험체를 제외하고 균열강도는 이론적인 (C_c+C_s) 강도와 유사하거나 약간 높게 분석되었으며, 강판부 변형에 의해 콘크리트와 강판의 계면이 손상되기 시작하는 반합성 상태의 최대하중은 ($C_{core}+C_s+C_{sp}$)와 유사한 결과를 나타내었다. 따라서 압축설계시에는 심부콘크리트면적과 강판강도를 적용하는 것이 합리적인 평가방법인 것으로 판단되며, 강판과 콘크리트의 압축강도를 충분히 발휘하기 위해서는 합성단면에서 이음부 볼트의 개수와 직경을 증가시킬 필요가 있다.

Fig. 6. Typical Compressive Failure Patterns of Corrugated Steel Plate and Concrete Composite Sections

Table 4. Theoretical and Experimental Strength Under Axial Loads (kN)

Specimen	Concrete(kN)		Rebar C_s (kN)	Steel Plate C_{sp} (kN)	Expected Force (kN)				Experimental Force (kN)		Failure Pattern
	C_c	C_{core}			$C_{core}+C_s$	C_c+C_s	$C_{core}+C_s+C_{sp}$	$C_c+C_s+C_{sp}$	Cracking strength	Ultimate strength	
CR-32-N-1	3052.8	2300.5	1284.8	2647.0	3888.9	4641.2	6535.9	7288.2	3,933	6,845.7	BS→CC
CR-32-N-2									2,769	6,479.2	LB→CC
CR-32-F35-1	3123.8	2354.0	1284.8	2647.0	3942.4	4712.2	6589.4	7359.2	5,126	9,129.3	BS→CC
CR-32-F35-2									4,760	7,598.7	BS→CC
CT-32-N-1	3052.8	2300.5	1284.8	2647.0	3888.9	4641.2	6535.9	7288.2	4,428	6,345.4	BS→BR/SC
CT-32-N-2									4,294	5,478.6	BS→BR/SC
CT-32-F35-1	3123.8	2354.0	1284.8	2647.0	3942.4	4712.2	6589.4	7359.2	6,335	6,920.0	LB→BR/SC
CT-32-F35-2									4,681	5,448.9	LB→BR/SC
CT-29-N-1	3075.0	2322.7	1284.8	2647.0	3607.5	4359.8	6254.5	7006.8	5,230	6,271.1	BS→CC
CT-29-N-2									5,344	5,478.6	BS→BR/SC
CT-29-F35-1	3146.5	2376.7	1284.8	2647.0	3661.5	4431.3	6308.5	7078.3	5,116	7,737.4	BS→CC
CT-29-F35-2									5,954	6,518.8	BS→BR/SC

BS: Bolts shearing failure, LB: Local buckling of steel plate, BR: Buckling of Rebar
CC: Concrete compressive failure, SC: Spalling failure of concrete

5. 휨거동 특성

5.1 하중-변위관계 및 하중변형률 관계

Fig. 1과 같은 형태로 시공되는 CS-RC 구조물은 인장응력을 파형강판이 부담하고, 콘크리트 내부에 배근된 철근이 압축응력을 부담하게 된다. 휨실험에서는 이와 유사한 응력 상태가 되도록 4점 재하방식으로 하중을 가력하였으며, Figs. 7과 8에는 하중-변위와 하중-변형률관계를 도시하였다. CS-RC보다 CS-SFRC 휨실험체의 휨강도가 높게 나타났으며, 구속철근 형상의 영향은 크지 않은 것으로 분석되었다. CS-SFRC 실험체(FT-29-F35)의 경우, 철근량을 20% 감소되었음에도 CS-RC 실험체(FR-32-N, FT32-N) 수준의 강도를 발휘하였다. 또한 연성지수(최대강도시 변위)/(항복시 변위)가 2.5이상으로 충분히 안정적인 거동을 나타내었으며, 전체

적으로 철근 항복이후 최대강도에서 내부콘크리트의 압괴 등에 의해 파괴되는 형태를 나타내었다.

하중증가에 따라 압축철근과 인장부 파형강판의 변형률이 선형적으로 증가하다가 항복하중도달 이후 소성변형으로 발생하였다. 철근과 강판중심의 1/3 위치에 있던 내부콘크리트는 휨거동 초기에는 변형이 거의 발생하지 않았으나, 항복강도 이후 증가된 변형률이 0.003 이상 도달하면서 콘크리트가 압괴되는 형태를 나타내었다. 철근변형은 콘크리트 압괴가 발생하는 최대하중이후에도 증가하였으나, 강판 변형은 콘크리트 압괴 이후 변형률이 감소하는 형태를 나타내었다. 이는 Fig. 9에 도시한 것과 같이 강판끝단 볼트부의 파괴에 기인하여 볼트 주변부의 강판 인장응력이 감소하였기 때문인 것으로 판단된다.

Fig. 7. Loads and Vertical Displacement of Typical Specimens Under Flexural Loads

Fig. 8. Loads and Strains of Typical Specimens Under Flexural Loads

Fig. 9. Failure Pattern of Ended Row Bolts Under Flexural Loads

5.2 파괴하중

Table 5에는 Eqs. (5) and (6)에 의한 휨강도와 실험에 의한 항복 및 최대강도를 정리하였다. 현재 파형강판합성단면의 휨설계는 콘크리트 강도기여분을 제외하고 철근(C_s)과 강판(T_{sp})만의 내적모멘트($C_s z = T_{sp} z$)에 의해 휨응력에 저항하는 반경험적 설계방법을 적용하고 있다. 실험결과 모든

Table 5. Theoretical and Experimental Ultimate Flexural Loads (kN,m)

Specimen	C_c (kN)	C_s (kN)	T_{sp} (kN)	Composite action with rebar and steel		Composite action with concrete, rebar and steel			Experimental strength(kN)	
				$M_{n,s}$	P(kN)	$M_{n,cs}$	$M_{n,sp}$	P(kN)	Yield strength	Ultimate strength
FR-32-N-1	664.5	1,985.5	2,647.0	288.1	985.1	418.7	520.2	1,431.6	1,095	1,359.1
FR-32-N-2									1,212	1,420.3
FR-32-F35-2	664.5	1,985.5	2,647.0	288.1	985.1	418.9	521.0	1,432.3	1,272	1,535.2
FR-32-F35-1									1,309	1,553.4
FT-32-N-1	664.5	1,985.5	2,647.0	288.1	985.1	418.8	520.2	1,431.6	1,261	1,390.9
FT-32-N-2									1,154	1,461.7
FT-32-F35-1	664.5	1,985.5	2,647.0	288.1	985.1	419	521.0	1,432.3	1,278	1,431.4
FT-32-F35-2									1,234	1,406
FT-29-N-1	1,045.8	1,606.0	2,647.0	233.1	796.8	430.8	500.5	1,472.9	1,058	1,393.4
FT-29-N-2									1,156	1,288.4
FT-29-F35-1	1,045.8	1,606.0	2,647.0	233.1	796.8	431.3	501.7	1,474.5	1,229	1,544.7
FT-29-F35-2									1,383	1,593.9

실험체의 항복강도는 설계강도를 상회하는 것으로 분석되었다. 또한 CS-SFRC의 휨항복강도가 CS-RC에 비해 최대 10%내외로 강도가 증가하였으며, CS-SFRC에서 철근량을 감소시킨 FT-29-F35 실험체의 강도가 FR-32-N과 FT32-N보다 높아 강섬유보강에 의한 휨강도 증진을 실험적으로 검증할 수 있었다. 콘크리트 압축전단면과 철근 및 강판을 모두 고려한 휨강도(min. of $((C_c+C_s)z$ or $T_s z$)는 실제 항복강도보다 높고, 최대강도와 유사하게 분석되어 설계시 철근만 고려한 휨설계가정은 적절한 것으로 판단된다.

합성단면의 휨파괴형태는 압축철근이 먼저 항복하거나 인장부 파형강판이 파괴될 수 있으며, 실험체에서는 압축철근이 항복한 후 강판 연결부 최외측 볼트열이 Fig. 9와 같이 파괴되는 형태를 갖게 된다. 면내압축/인장시 볼트열에 균등응력이 작용하는데 반해 휨응력 작용시에는 최외측 볼트열에 발생하는 응력집중에 의해 볼트인장파괴 또는 지압파괴에 의한 취성파괴가 발생할 수 있다. 따라서 철근콘크리트 단면에서는 인장철근이 먼저 항복하도록 설계하여야 하나, 파형강판 합성단면에서는 인장응력이 발생하는 파형강판 연결부보다 압축철근이 먼저 항복하는 것이 취성파괴가 발생하는 것을 억제할 수 있다.

6. 결 론

섬유보강콘크리트/파형강판 합성부재의 휨과 압축거동을 실험적으로 분석하였으며, 이론적인 휨/압축강도 결과와 비교하였다.

- (1) CS-SFRC의 압축 및 휨강도가 CS-RC보다 10%이상 증가하였으며, 압축하중하에서 최대하중 이후 연성적으로 파괴되었다. 섬유보강에 의한 구조거동의 향상 효과는 충분한 것으로 판단되며, 휨/압축응력이 반복적으로 작용할 수 있는 응력교란부 보강에 효과적일 것으로 판단된다.
- (2) 합성단면의 취성파괴와 합성작용을 향상시키기 위한 삼각형 형태의 전단구속철근은 압축거동시 초기균열하중을 증가시킴으로서 콘크리트와의 일체화를 향상시키는 효과를 나타내어 철근의 형상을 단순화하고 일체화할 경우 보다 향상된 거동을 나타낼 것으로 판단된다.
- (3) 콘크리트와 파형강판 합성단면의 압축거동은 균열하중과 파괴하중으로 구분될 수 있으며, 균열하중까지는 일체거동을 하고, 균열하중 이후 연결부 변형 등에 의해 부분합성거동을 하는 것으로 해석되었다. 합성단면 휨설계는 사용상태 설계시 철근과 콘크리트 합성단면으로 해석하고, 극한상태에 대해서는 전단구속조건을 고려하여 심부철근콘크리트와 파형강판 합성단면으로 설계하는 것이 바람직할 것으로 판단된다.

- (4) 합성단면 휨거동은 취성파괴를 억제하기 위하여 철근과 파형강판으로만 설계하고 있으며, 실험결과와 비교시 충분히 안전한 것으로 분석되었고, 파괴거동은 철근항복이후에 파형강판 연결부가 파괴되는 형태로 설계하는 것이 바람직한 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 중소기업청 도약기술개발사업(C0445033)과 국토교통과학기술진흥원의 연구비(16CTAP-C117247-01) 지원에 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

References

- American Association of State Highway and Transportation Officials (AASHTO). (2010). *LRFD Bridge Design Specifications* (5th ed.). Washington, DC.
- American Iron and Steel Institute (AISI). (2007). *Handbook of steel drainage & Highway construction products* (2nd Canadian ed.).
- ASTM A 761. (2003). *Standard specification for corrugated steel structural plate, zinc-coated, for field-bolted pipe, pipe-arches, and arches*. American Society for Testing and Materials, USA.
- Beben, D. (2013). Field performance of corrugated steel plate road culvert under normal live-load conditions. *Journal of Performance of Constructed Facilities*, Vol. 27, No. 6, pp. 807-817.
- Beben, D. (2014). Corrugated steel plate culvert response to service train loads. *Journal of Performance of Constructed Facilities*, Vol. 28, No. 2, pp. 376-390.
- CAN/CSA-S6-06. (2006). *Canadian highway bridge design code*. Canadian Standards Association, Mississauga, ON, Canada.
- Corrugated Steel Pipe Institute (CSPI). (2007). *Handbook of steel drainage and highway construction products* (Canadian ed.).
- Hwang, W.S., Kang, S.P., and Wi, Y.M. (2004). Strength and stress distribution behavior for the connections of corrugated steel plates. *Journal of Korean Society of Steel Construction*, Vol. 16, No. 3, pp. 365-375.
- Ju, M., and Oh, H. (2016). Static and fatigue performance of the bolt-connected structural jointed of deep corrugated steel plate member. *Advances in Structural Engineering*, Vol. 19, No. 9, pp. 1435-1445.
- Jung, J.Y. (2015). *Characteristics on composite structure of encased-concrete high strength deep corrugated*

- steel plate. Master thesis, Hanyang University.
- Korea Construction Standard Center (KCSC). (2016). *Korean Design Standard; Steel Structural Member Design (LRFD)* 14 31 10.
- Kim, Y, Lee, H., and Oh, H. (2017). An experimental verification on the compressive behavior of corrugated steel plates and concrete composite section. *J. Korean Soc. Hazard Mitig.*, Vol. 17, No. 5, pp. 223-231.
- Kim, Y., and Oh, H. (2017). An experimental study on flexural strength of deep corrugated steel plate composite members by steel grade and reinforcement method. *Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection*, Vol. 21, No. 2, pp. 1-12.
- Kwon, K.S., Bang, J.W., and Kim, Y.Y. (2018). Flexural performance of multi-layered fiber-reinforced cement composites with diverse interface shape. *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 30, No. 4, pp. 429-435.
- Lee, Y.O., and Yoon, H.D. (2010). Effects of *Expansive Admixture on the Mechanical Properties of Strain-Hardening Cement Composite (SHCC)*. *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 22, No. 5, pp. 617-624.
- Liu, B., Zhang, Z., Zhang, M., and Wang, X. (2018). Experimental study of the mechanical performance of corrugated steel plate-concrete composite structures. *International Journal of Steel Structures*, doi:10.1007/s13296-018-0158-z
- Morrison, T.D. (2000). Long-span deep-corrugated structural plate arches with encased-concrete composite ribs. *Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board*, Vol. 1736, No. 1, pp. 81-93.
- Serna, P., Arango, S., Ribeiro, T., Núñez, A.M., and Garcia-Taengua, E. (2009). Structural cast-in-place SFRC: Technology, control criteria and recent applications in Spain. *Materials and Structures*, Vol. 42, No. 9, Article No. 1233.

Received	November 29, 2018
Revised	December 3, 2018
Accepted	December 11, 2018