PHC파일과 CT형강을 합성한 합성형 벽체파일의 휨거동에 대한 연구

A Study on Flexural Behavior of Composite PHC pile with CT Structural Steel

마 호 성¹⁾ · 원 정 훈^{2)†} · 조 효 상³⁾
Mha, Ho Seong · Won, Jeong Hun · Cho, Hyo Sang

요약 : 본 연구에서는 PHC(Pretensioned spun High strength Concrete)파일에 CT형강을 합성시킨 합성형 벽체파일을 실험 크기로 4개 제작한 후 휨 실험을 수행하여 합성형 벽체파일의 극한 강도와 합성작용 등의 구조 성능을 분석하였다. 합성형 벽체파일은 천공홀이 설치된 CT형강의 복부가 perfobond rib 전단연결재 역할을 하여 콘크리트와 CT형강을 합성시킨 구조물으로써 CT형강의 플랜지를 이용하여 벽체파일과 버팀보 또는 상·하부 슬래브의 연결이 가능하므로 기능성과 구조적 성능이 동시에 향상된 구조이다. 모든 실험체의 파괴모드는 휨 파괴였으며, 극한강도는 설계기준에 따라 계산된 목표 설계값보다 큰 것으로 분석되어 개발된 합성형 벽체파일은 충분한 강도를 확보한 것으로 판단되었다. 또한 천공홀을 갖는 CT형강의 복부는 perfobond rib 전단연결재 역할을 적절히 수행할 수 있는 것으로 분석되었다.

ABSTRACT : This study verifies the structural capacity of the composite PHC pile (Pretensioned spun high-strength concrete) consisting of a PHC pile and two CT structural steels. Four full-scale specimens are fabricated and the experimental tests were performed to investigate the flexural behaviors of the composite PHC piles. The composite PHC pile can enhance both the structural capacity and functional convenience, since the web of CT structural steel with holes in the web acts as a shear connector (referred to as the perfobond rib), which can connect concrete and steel. All specimens exhibited flexural failure and the ultimate strengths were larger than the anticipated design strength according to the design standard. Thus, the composite PHC pile can be applicable to wall structures with sufficient strength. In addition, it seems that the web of the CT structural steel with holes performs its role as shear connectors.

핵심용어 : PHC파일, CT형강, 합성형 벽체파일, 실험, perfobond rib

KEYWORDS : PHC pile, CT structural steel, composite PHC pile, experimental test, perfobond rib

1. 서론

현장타설 콘크리트 흙막이 벽체는 일반적으로 H-Pile 토류벽, 강널말뚝 등과 같은 가설 흙막이 벽체를 이용하여 터파기를 실시한 후 내부에 거푸집을 설치하고 철근 배근과 콘크리트 타설순으로 시공된다. 가설 흙막이 벽체와 영구 콘크리트 벽체는 분리 시공되므로, 전체 시공순서는 가설 흙막이 벽체의 설치, 버팀보와 앵커 등의 가설 구조물의 설치, 거푸집 설치 및 철근 배근, 콘크리트 현장타설, 가설 구조물의 해체,

그리고 가설 흙막이 벽체와 콘크리트 벽체 사이의 뒤채움 등의 다양한 연속 공정으로 이루어지며, 이로 인해 시공에 많은 공사기간과 비용이 소요된다. 또한, 본 구조물의 설치를 위해 가설 흙막이 벽의 내부에 1m 가량의 공간을 두고 거푸집이 설치되므로 굴착 폭이 넓어져야 한다. 특히, 도심지에서 개착식으로 시공하는 경우에는 상당한 교통통제가 필요하며 많은 가설 구조물 때문에 내부공간이 협소할 수 있어 내부 굴착 및 본 구조물의 시공에 많은 제약이 발생한다.

현장타설 콘크리트 흙막이 벽체의 문제점을 보완하기 위해

1) 호서대학교 토목공학과, 교수(mhah@hoseo.edu)

2) 교신저자, GS건설 토목사업본부, 과장

(Tel: 055-882-3751, Fax: 055-882-3781, E-mail: jhwon01@gsconst.co.kr)

3) 호서대학교 토목공학과, 박사과정(hyosang83@naver.com)

본 논문에 대한 토의를 2012년 10월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

여 개발된 고강도 사각형 파일인 PHC 파일(Pretensioned spun High strength Concrete pile)은 가설 벽체와 영구 벽체의 역할을 동시에 수행하므로 시공성과 경제성이 우수한 것으로 인식되고 있다. 시공 중 가설 흙막이 벽의 안전성을 확보하기 위해서는 버팀보와 같은 부재가 설치되며, PHC 파일의 경우에도 버팀보 등의 가설부재와 연결을 위해서 콘크리트 표면에 앵커 등을 설치해야 하는 단점이 있다.

PHC 파일의 단점을 보완하여 버팀보와 같은 타 부재와의 연결 등의 기능성을 향상시키기 위해 PHC파일에 CT형강을 합성시켜 기능성과 구조적 성능을 동시에 향상시킨 합성형 벽체파일이 최근 개발되었다. CT형강의 복부에 다수의 천공홀이 설치되어 CT형강의 복부가 perfobond rib이라고 불리는 전단연결재 역할을 수행할 수 있으며, 이를 통해 PHC 파일과 CT형강은 합성되어 일체거동을 할 수 있다. 또한, 벽체파일의 표면에 노출된 CT형강의 플랜지를 이용하여 벽체파일과 버팀보 등의 타 부재와 연결이 쉽게 이루어질 수 있다. 개발된 합성형 벽체파일은 지하차도와 같은 지하 흙막이 벽체에서 가설 벽체와 영구 벽체의 역할을 모두 수행하며, 교대나 옹벽 등에서는 벽체와 기초의 역할을 동시에 수행할 수 있다.

개발된 합성형 벽체파일을 실물 구조에 적용하기 위해서는 우선적으로 CT형강의 복부가 전단연결재 역할을 할 수 있는지를 실험적으로 평가하여야 하며, 또한 CT형강과 PHC 파일의 합성작용으로 인한 강도 증가 효과 등과 같은 구조적인 성능을 평가할 필요가 있다. 따라서 본 연구에서는 최근 개발된 합성형 벽체파일을 실물 크기로 제작한 후 휨 실험을 수행하여 고강도 콘크리트와 CT형강의 합성거동과 합성형 벽체파일의 극한 강도 등의 구조 성능을 검증하였다.

2. 합성형 벽체파일

합성형 벽체파일은 고강도 콘크리트($f_{ck}=80$ MPa)에 긴 장력을 도입하여 원심성형으로 제작되는 PHC파일과 CT형강을 합성시킨 부재이다(그림 1). 합성형 벽체 파일은 일본의 PC-벽체(일본 토목연구센터, 2005)를 토대로 개발되었지만 기존의 PHC파일의 생산설비로 제작 가능하도록 PC 강봉의 배치를 원형으로 하고, CT형강을 합성시키는 등의 구조상세 변경을 통해 일본의 PC-벽체를 국내에 적합하도록 개선한 구조물이다. 벽체파일들 사이의 측면 연결부는 그라우팅을 실시하여 배면으로부터의 누수가 방지되며, 사각형 형상의 중공 합성단면을 적용하여 모멘트 지지부재로서의 구조 성능이 향상되었다.

시공 중 안전성 확보를 위해 버팀보와 연결하거나 또는 지하차도 등에서 벽체파일과 상·하부 슬래브를 연결하기 위해

서는 벽체파일의 전면부에 강재 플레이트 부분이 설치되어야 한다. 일반적으로 합성형 교량 등에서 강 거더와 슬래브 연결에 적용되는 전단연결재인 스티드를 이용하여 전면부 강재 플레이트를 벽체 파일 내부에 합성시킬 수는 있으나, 이 경우 플레이트 크기에 비해 스티드의 용접량이 많아져서 시공성이 저하될 우려가 있다. 개발된 합성형 벽체파일은 CT형강의 복부에 천공홀을 설치하여 CT형강의 복부가 perfobond rib라고 불리는 전단연결재 역할을 하도록 하였다. 또한, CT형강의 플랜지를 이용하여 벽체파일과 버팀보 또는 상·하부 슬래브와의 연결이 가능하므로 기능성 향상과 공기단축이 가능하다.

그림 1. 합성형 벽체파일 개요

일반적인 perfobond rib의 형상은 그림 2와 같으며, 전단 저항은 1)천공된 홀에 의해 발생하는 콘크리트 다웰효과, 2) 관통철근에 의한 효과, 3)전단의 지압효과, 4)강재와 콘크리트 사이의 부착력에 의한 효과에 의해 발생한다(Oguejiofor and Hosain, 1994). 합성형 벽체파일의 경우는 CT형강의 복부에 설치된 천공홀에 의해 발생하는 다웰작용과 CT형강과 콘크리트의 부착작용에 의해서 CT형강의 복부가 perfobond rib 전단연결재로 작용하게 된다. 또한, 천공홀에 관통철근을 배치하여 전단저항을 증가시킬 수 있다.

그림 2. Perfobond rib 전단연결재의 하중 저항 기구

벽체 파일의 제작방법은 그림 3과 같다. PC 강봉과 철근을 배근하고 헤드캡을 설치한 후 몰드에 천공홀을 갖는 CT형강을 설치하고 몰드를 조립한다. 조립한 몰드에 콘크리트를 투입하고 PC강봉에 긴장력을 가한 후 원심성형을 실시한다. 원심 성형은 저속 및 고속의 2단계로 실시한다. 원심 성형 후 1차 양생(상압 증기양생)을 실시하고, 양생이 끝나면 CT형강 고정 볼트 및 몰드를 해체한다. 그 후 2차 Auto clave 양생(고온 고압 증기 양생)을 실시하면 제작이 완료 된다.

그림 3. 합성형 벽체파일 제작순서

기존의 PHC 벽체파일의 장점에 CT형강을 합성함으로써 기능성과 휨 부재로서의 구조성능을 향상시킨 합성형 벽체파일은 가설 흙막이 벽과 영구 구조물의 역할을 동시에 수행할 수 있다. 또한, 합성형 벽체파일은 고강도 콘크리트에 긴장력을 도입한 프리스트레스 콘크리트 부재이므로 지하차도의 박스구간과 같이 모멘트와 압축력을 동시에 받는 구조물에 효과적으로 적용될 수 있다.

3. Perfobond rib 전단연결재 강도평가식

Perfobond rib 전단연결재는 여러 개의 홀이 설치된 강 플레이트로 구성되며, 홀을 통과하는 철근이 배근될 경우 전단강도가 증가하게 된다(그림 2). Perfobond rib 전단연결재를 실물 구조물에 적용하기 위해서는 먼저 perfobond rib의 전단강도를 평가하여야 한다. 다수의 연구자들은 push-out 실험과 합성보 실험, 유한요소해석을 수행하여 다양한 perfobond rib 전단강도 평가식을 제안하였다(Oguejiofor 등, 1995; Oguejiofor 등, 1997; Ushijima 등, 2001; Sara 등, 2002; Valente 등, 2004; Ahn 등, 2008; Candido-Martins 등, 2010).

다양한 강도 제안식 중에서 널리 이용되는 제안식 중의 하나는 Oguejiofor 등(1997)의 제안식이며, perfobond rib의 전단강도는 선단의 지압효과, 관통철근의 효과, 콘크리트 다웰효과와의 함수로 다음의 식과 같이 나타내어진다.

$$Q_u = 4.50 h t f_{ck} + 0.91 A_{tr} f_y + 3.31 n d^2 \sqrt{f_{ck}} \quad (1)$$

여기서, Q_u 는 perfobond rib 전단연결재 1개의 극한 전단강도(N)이며, h 는 rib의 높이(mm), t 는 rib의 두께(mm)이다. f_{ck} 는 콘크리트의 압축강도(MPa), A_{tr} 은 횡방향 관통철근의 총 단면적(mm²), f_y 는 철근의 항복강도(MPa), n 은 리브 홀의 수, 그리고 d 는 rib 홀의 지름(mm)이다.

합성형 벽체파일의 CT형강은 부재를 따라 길이방향으로 설치되어 콘크리트에 매입되는 CT형강의 복부의 길이가 길어지므로 강재와 콘크리트 경계면 사이의 부착효과에 의한 perfobond rib의 강도증가를 기대할 수도 있다. Sara 등(2002)은 강재 선단의 지압효과, 강재와 콘크리트의 경계면 부착효과, 콘크리트의 다웰효과, 그리고 횡방향 철근효과를 고려한 식을 제안하였으며, 제안식을 SI단위로 환산한 식은 다음과 같다(Ahn 등, 2010).

$$Q_u = 0.747 b h_{ecs} \sqrt{f_{ck}} + 0.413 b_f L_c + 1.66 n \pi \sqrt{f_{ck}} \left(\frac{d}{2}\right)^2 + 0.9 A_{tr} f_y \quad (2)$$

여기서, b 는 슬래브 두께(mm), h_{ecs} 는 rib의 끝단에서 슬래브 끝단사이의 거리(mm), b_f 와 L_c 는 콘크리트에 매립되어 있는 rib의 폭과 길이(mm)이다.

4. 휨강도 실험 및 유한요소해석

4.1 실험체 제원 및 제작

합성형 벽체파일의 구조성능을 검증하기 위하여 실 규모의 벽체파일을 제작하여 휨 실험을 수행하였다. 단면 크기에 따라 B400 실험체와 B500 실험체로 구별하여 각각 2개씩 총 4개의 실험체가 제작되었다. B400 실험체는 폭과 높이가 모두 400mm인 사각형 단면으로(그림 4(a)), 가운데 중공부의 지름은 220mm이며, 시편의 길이는 9,000mm로 제작되었다. Pre-tension을 위해 배치된 PS 강봉은 직경 11mm이며, 총 14개가 적용되었다. PS 강봉 외측으로는 직경 4mm의 나선철선을 100mm 간격으로 설치하였다.

B500 실험체는 길이 8,000mm로 폭과 높이가 모두 500mm이며, 중공부의 지름은 320mm이다(그림 4(b)). 지름 11mm의 PS 강봉이 16개 배치되어 Pre-tension 긴장되었으며, 강봉 외측으로는 직경 4mm의 나선철선을 100mm 간격으로 설치하였다. 인접 벽체파일간의 일체화를 반영하여

연결부 그라우팅 주입용 블록아웃과 사각형 끝단 모따기를 설치하여 실제 현장에 설치되는 형상과 동일하게 제작되었다.

(a) B400 실험체

(b) B500 실험체

그림 4. 실험체 단면 (단위: mm)

B400 실험체와 B500 실험체에 동일한 제원의 CT형강(45×100×6×8(=1,022mm²))이 상면에 2개 적용되었다. Perfobond rib 전단연결재 역할을 위해 CT형강의 복부에 직경 20mm의 천공홀이 100mm 간격으로 설치되었다(그림 5).

그림 5. CT형강 제원 (단위: mm)

실험에 적용된 CT형강은 합성형 벽체파일의 시·종점에 걸

쳐서 설치되므로 전단연결재 선단의 지압효과를 기대할 수 없으며, 또한 관통철근이 설치되지 않으므로 횡방향 철근에 의한 강도 증가도 나타나지 않는다. 이를 반영하여 적용제원에 대한 CT형강 두 개의 전단강도는 식 (1)에 의해 245kN으로, 식 (2)에 의해 179kN으로 평가되었다. Perfobond rib의 전단강도에 대해서는 다양한 제안식들이 있으나, 조건에 따라 제안식의 편차가 커서 다수의 연구자들에 의해 지속적으로 연구가 진행되고 있다. 본 연구에 적용된 Perfobond rib의 전단강도도 제안식에 따라 크기의 차이가 있으나, 본 연구에서는 비교적 널리 이용되는 식(1)에 의해 값을 시편의 perfobond rib 전단강도로 평가하였다. 향후, 추가적인 인발실험을 통해 적용 CT형강의 전단연결재로서의 전단강도를 평가할 계획이다.

일반적으로 전단연결재는 연결되는 부재인 콘크리트와 강재보다 큰 강도를 갖도록 설계된다. 본 실험체의 경우 CT형강 부가 콘크리트부보다 작은 강도를 가지며 그 값은 490kN ($= A_s f_y$)으로 평가되었다. 적용 강도가 소요강도의 1/2수준으로 적용 perfobond rib 전단연결재의 강도가 부족하게 설계되었으나, 이는 합성형 벽체파일의 최초 적용으로 인한 최소 강도를 검증하기 위해 의도된 것으로, 전단연결재의 강도를 넘어서는 단계에서도 실험체의 극한강도가 설계기준에 따른 설계값을 만족함을 검증하는 차원에서 이루어졌다. 그러나 실제 시공에 적용되는 합성형 벽체파일에서는 천공홀의 직경 증가 또는 횡방향 철근 배근 등의 보강을 통해 전단연결재의 적용강도가 CT형강의 강도보다 커야한다.

적용된 콘크리트의 설계 압축강도(f_{ck})는 80MPa이었으나, 실험 시 공시체 시험으로부터 측정된 콘크리트의 압축강도는 85MPa이었다. CT형강은 항복강도 240MPa인 SS400 일반 구조용 압연강재가 사용되었다. 강재의 경우, 일반적으로 물성의 불확실성이 작으므로 강재에 대한 시편실험은 수행되지 않았다. 프리텐션 강봉의 경우, 최근 특수 개발된 HIBON이라고 불리는 이형PC 강봉을 적용하였으며, 별도의 시편실험은 수행하지 않았다. 적용 강봉의 항복강도는 1,275MPa, 인장강도는 1,422MPa이며, 특히 저 릴랙세이션 특성을 갖는다(1.5% 이하). 초기 긴장력은 1,045MPa이며, 유효 긴장력은 B400 실험체에서는 756MPa, B500실험체에서는 749MPa로 계산되었다.

실험체 제작과정은 다음 그림 6과 같다.

(a) PC강봉 및 헤드캡 설치

(b) 몰드에 CT형강 설치

(c) 몰드에 콘크리트 투입

(d) 강봉 긴장

(e) 원심성형

(f) 1차 양생

(g) 몰드해체 및 2차 양생

(h) 제작원료

그림 6. 실험체 제작 과정

4.2 하중재하 실험

휨 실험은 KS F 4306(프리텐션 방식 원심력 고강도 콘크리트 말뚝) 규정에 따라 수행되었다. 실험체 길이의 3/5을 지간장으로 설정하고, 지간 중앙에서 양쪽으로 0.5m씩 떨어진 2곳에 연직하중 $P/2$ 를 재하하였다. 하중재하조건과 실험전경을 그림 7(B400 실험체)과 그림 8(B500 실험체)에 나타내었으며, 하중재하는 포항산업과학연구원 강구조 연구소의 1,000톤 UTM을 이용하여 이루어졌다. 하중재하속도는 초기균열 발생 전에는 0.01mm/sec, 초기균열이 발생한 후에는 0.04mm/sec이며, 강성이 현저히 떨어진다고 판단된 시 기부터는 0.08mm/sec의 재하속도로 파괴 시까지 실험을 수행하였다.

(a) 하중재하조건 (단위: mm)

(b) 실험 전경

그림 7. B400 실험체 하중재하실험

(a) 하중재하조건 (단위: mm)

(b) 실험 전경

그림 8. B500 실험체 하중재하실험

실험체 중앙부 하단에는 변위계(LVDT)가 설치되었으며, 하중 재하점 내측으로 상단, 측면, 하단에 변형률계가 설치되었다. 그림 9와 그림 10에 B400 실험체와 B500 실험체에 설치된 변형률계의 위치를 나타내었다. 시편의 중앙과 중앙에서 좌측과 우측으로 440mm 떨어진 곳에 변형률계가 설치되었으며, 특히 상단에는 콘크리트부와 CT형강부 모두에 변형률계가 설치되었다.

그림 9. B400 실험체 변형률계 설치 위치

그림 10. B500 실험체 변형률계 설치 위치

4.3 유한요소해석 모델

실험체의 거동을 예측하기 위해 ABAQUS 프로그램을 이용한 비선형 유한요소해석을 수행하였다(ABAQUS, 2008). 실험체에 대한 모델 형상은 그림 11과 같다.

그림 11. 유한요소해석 모델(B400 실험체)

강과 콘크리트는 솔리드 요소(C3D8R)로, 강봉은 2절점 트러스 요소로 고려되었으나, 해석의 편이를 위해 횡방향 철근의 영향은 고려되지 않았다. 콘크리트와 강재 그리고 강봉의 재료 비선형성을 고려하기 위하여 콘크리트는 concrete damaged plasticity 모델이 적용되었으며, 강재와 강봉은 plastic 모델이 적용되었다. 해석에 적용된 주요 물성은 표 2와 같다. 강봉의 긴장력은 강봉을 모델링한 트러스 요소의 양쪽 끝단에 긴장력에 해당하는 변위를 재하하는 방법으로 적용되었다.

표 1. 주요 물성치

	Young's Modulus (MPa)	Poisson's ratio	Yield point		Ultimat point	
			Stress (MPa)	Strain	Stress (MPa)	Strain
콘크리트	40,000	0.2	-	-	85	0.003
CT형강	210,000	0.3	240	0.00114	450	0.035
강봉	200,000	0.3	1275	0.00638	1422	0.005

강과 콘크리트 접합면의 거동을 묘사하기 위해서는 완전 결합을 가정한 tie constraint를 적용하는 방법과 부분 결합을 가정한 contact interaction을 적용하는 방법이 주로 이용된다. 본 해석에서는 시편의 개략적인 거동을 예측하기 위해 tie constraint를 적용한 방법이 사용되었다. Tie constraint는 서로 인접한 slave surface와 master surface에 포함되어있는 절점을 한 절점으로 묶어 변위와 회전에 대한 자유도를 동일화하는 조건이다.

5. 결과분석

5.1 극한강도 평가

합성형 벽체파일 실험체의 균열하중과 극한하중을 평가하기 위해 실험체 중앙부의 하중-처짐 관계를 측정하여 그림 12에 나타내었다. 하중이 증가함에 따라 초기에는 선형거동을 보이다가 균열이 발생함에 따라 비선형 거동을 나타나게 되며, 균열하중은 B400-1에서 160kN, B400-2에서 172kN인 것으로 분석되었다. 또한, B500-1은 269kN, B500-2는 271kN에서 단면 하단에서 초기 인장균열이 발생된 것으로 나타났다. 실험체 파단 시 극한강도의 경우, 실험체 B400-1은 303kN, B400-2는 318kN, 실험체 B500-1은 505kN, 실험체 B500-2는 511kN인 것으로 분석되었다.

Tie constraint를 가정한 FE 비선형 해석의 결과로부터 (그림 12), B400 실험체의 경우 FE해석의 극한하중(312kN)은 실험체의 평균값(310kN)과 거의 유사한 것으로 나타났다. 또한, 균열하중의 경우도 하중-변위 곡선으로부터 거의 유사함을 알 수 있으므로, B400 실험체에서는 전단연결재가 합성작용 역할을 충분히 수행한 것으로 판단된다.

B500의 실험체의 경우 FE해석의 극한하중은 529kN로 실험체의 평균 극한하중 508kN 보다 약 4% 크게 예측되었다. 또한, 초기 균열하중의 예측에 있어서도 차이가 큼을 알 수 있다. 4.1절에서 설명한 바와 같이 B400 실험체와 B500 실험체에 동일하게 적용된 perfobond rib 전단연결재의 강도는 필요 강도의 1/2 수준이다. B400 실험체와 달리 B500 실험체에서는 적용하중이 상대적으로 커지므로 전단연결재가 조기에 파괴되어 해석값과 실험값의 차이가 크게 발생되어 전체적으로 FE 해석의 하중-변위 곡선이 실험값보다 크게 평가된 것으로 판단된다. 또한, B400 실험체와 B500 실험체가 동시에 제작되지 않아서 다소의 차이가 발생할 수도 있으며, 강봉과 강재의 물성을 시편 실험에 연지 않고 일반적으로 제시하는 값을 적용하여 FE 해석결과와 차이가 발생할 수도 있다. 향후, 실제 거동을 정확하게 묘사하기 위해서는 CT형강을 실제 형상에 맞추어 모델링하고, 강과 콘크리트의 접합면을 contact 요소로 고려하여 다양한 매개변수 해석을 수행할 필요가 있다.

설계 적용을 위해 도로교설계기준(2010)의 프리스트레스트 콘크리트편의 기준에 따라 시편의 균열하중과 극한하중 설계값을 산정하여 표 2에 나타내었으며, 실험값과 비교하였다. 균열하중은 단면 하단의 콘크리트 균열강도를 기준으로 합성 단면의 단면계수를 이용하여 균열모멘트를 평가한 후 균열모멘트를 발생시키는 하중을 계산하여 산정되었다. B400 실험

(a) B400 실험체

(b) B500 실험체

그림 12. 하중-변위 곡선

체의 균열하중 설계값은 151kN, B500 실험체에서는 242kN으로 평가되었다.

극한하중을 산정하기 위해서는 먼저, 설계기준에 따라 강봉의 응력상태를 도로교설계기준의 제안식에 의해 다음과 같이 평가하였다.

$$f_{ps} = f_{pu} [1 - \gamma_p / \beta_1 \times \rho_p f_{pu} / f_{ck}] \quad (3)$$

여기서, f_{ps} 는 긴장재의 응력상태(MPa), f_{pu} 는 긴장재의 극한강도(MPa), $\beta_1 = 0.65$, ρ_p 는 PS 강재비, γ_p 는 긴장재의 릴렉세이션 관련 계수로 강봉의 경우 0.55이나, 시편에 적용된 강봉은 특수 처리된 저 릴렉세이션 강재이므로 0.28을 적용하였다. 또한, 콘크리트의 압축강도는 공시체 결과인 85MPa를 적용하였다.

강봉의 강도, 콘크리트의 강도, 강재의 강도를 이용하여 그림 13과 같이 압축력과 인장력이 같게 되는 중립축을 산정하였으며, 이로부터 압축력, 인장력, 편심거리를 산정하여 단면의 극한강도($M_u = C \times e = T \times e$)를 계산한 후 하중 재하 조건에 맞게 극한강도를 발생시키는 하중을 극한하중으로 산정하였다(B400 실험체에서는 $M_u/1.1$, B500 실험체에서는

$2M_u/1.9$). 설계 극한하중은 B400 실험체에서는 262kN, B500 실험체에서는 456kN으로 평가되었다. 단, 실험결과와 비교를 위해 강도감소 계수를 적용하지는 않았다.

표 2. 실험체 균열하중과 극한하중

실험체	균열하중(kN)			극한하중(kN)		
	설계값	실험값	평균 실험값	설계값	실험값	평균 실험값
B400-1	151	160	166	262	303	310
B400-2		172			318	
B500-1	242	269	270	456	505	508
B500-2		271			511

그림 13. 완전합성 단면의 극한강도

설계기준에 따른 설계값과 비교할 경우, B400 실험체에서는 실험값이 균열하중 10%, 극한하중 18% 큰 것으로 나타났으며, B500 실험체에서는 실험값이 균열하중에서 11%, 극한하중에서 11% 큰 것으로 나타났다. 따라서 실험값이 설계기준에 따라 계산된 설계값보다 10% 이상의 충분한 안전축의 결과를 나타내므로 개발된 합성형 벽체파일은 설계에 적용함에 있어 충분한 강도를 확보하는 것으로 분석되었다.

실험체의 설계값은 계산시 가정된 강봉의 응력상태에 영향을 받는다. 릴랙세이션에 의한 영향이 없다고 가정($\gamma_p = 0$)할 경우, B400 실험체의 설계 극한하중은 297kN, B500 실험체에서는 499kN으로 평가된다. 또한, 일반적인 강봉의 응력상태로 극한강도를 평가할 경우($\gamma_p = 0.55$), B400 실험체의 설계 극한하중은 229kN, B500 실험체에서는 415kN으로 평가된다. 따라서, 실험에서 얻은 극한하중 비교하여 사용된 강봉의 저 릴랙세이션 특성을 반영하여 설계 극한 강도를 평가하는 것이($\gamma_p = 0.28$) 적정 수준의 안전율을 확보한 설계방법이라고 판단된다. 또한, 계산된 설계값은 강도감소 계수를 이용하여 감소하게 되므로 실제로는 충분한 안전율을 확보하게 된다.

5.2 파괴형상

실험에 적용된 하중은 중앙부에서 순수 휨에 의한 파괴를

유도하도록 재하되었으므로, 하중재하점 사이에서 휨 균열이 발생하게 되어 휨 파괴가 발생됨을 예측할 수 있다. 인접 벽체파일간의 일체화를 반영하여 실제 현장에 설치되는 형상과 동일하게 제작된 B500 실험체를 대상으로 측면과 하면의 균열도를 작성하여 그림 14에 나타내었으며, 파괴 시 측면과 하면의 형상을 그림 15에 나타내었다. 예측한 바와 같이 하중재하점 사이에서 휨 균열이 발생하였으며, 균열의 진전은 초기균열 발생 후 부재축의 직각방향으로 등간격에 가까운 균열이 나타나다가 경사방향으로 진행되는 순서였다. 또한, 콘크리트 상부는 CT형강과의 합성작용으로 인해 시험 종료까지 압축부 콘크리트의 파쇄(crushing)는 발생하지 않았다.

(a) B500-1 균열도

(b) B500-2 균열도

그림 14. B500 실험체 균열사진 및 균열도

(a) 측면

(b) 하면

그림 15. B500-1 실험체 균열사진

5.3 하중-변형률 곡선

하중의 증가에 따른 각 시편의 응력상태 변화를 확인하기 위하여 실험체 중앙에서의 하중-변형률 곡선을 분석하여 그림 16(B400 실험체)과 그림 17(B500 실험체)에 나타내었다. 하부의 변형률계(C14)로부터 B400-1 실험체는 160kN 정도에서, B400-2 실험체는 170kN 정도에서 초기균열이 발생되었으며, B500-1 실험체와 B500-2 실험체는 270kN 근처에서 초기 균열이 발생되었음을 확인할 수 있다. 모든 실험체에서 상면 콘크리트(변형률계 C2)의 파괴는 발생하지 않았으며, CT형강의 존재로 인하여 단면에 기하형상 중심부(C8)는 압축영역임을 확인할 수 있다.

실험체 중앙부의 하중-변형률 곡선으로부터 하중 증가에 따른 중립축 변화를 분석하였다. B400 실험체들의 변형률 곡선은 유사하며, 또한 B500 실험체들의 경우도 유사한 하중-변위 곡선을 보이므로 각각에 대해 1번 실험체의 중립축 변화를 그림 18에 나타내었다. B400 실험체에서는 균열로 인해 150~200kN 사이에서 중립축이 급격히 이동하였으며, B500 실험체에서는 250~300kN 사이에서 중립축이 급격히 상승했음을 확인할 수 있다.

(a) B400-1

(b) B400-2

그림 16. B400 실험체의 하중-변형률 곡선(중앙부)

(a) B500-1

(b) B500-2

그림 17. B500 실험체의 하중-변형률 곡선(중앙부)

(a) B400-1

(b) B500-1

그림 18. 하중 증가에 따른 중립축 이동

상면 중앙부 위치에서의 콘크리트와 CT형강 플랜지의 하중-변형률 곡선을 그림 19와 그림 20에 분석하였다. B400 실험체의 경우(그림 19), 파괴에 이르기까지 콘크리트와 CT형강의 변형률의 거의 차이가 없었다. 극한하중의 약 90% 수준인 270kN을 넘어서면서 균열의 영향으로 콘크리트와 CT형강의 변형률이 차이가 발생한 것으로 보인다.

B500 실험체(그림 20)에서는 약 250kN의 하중에서부터 콘크리트와 CT형강의 변형률이 차이가 발생하면서 점차 차이가 증가하는 것으로 나타났다. Perfobond rib의 전단강도를 넘어서면서 CT형강 천공홀 주변의 콘크리트가 파괴되어 다웰효과가 감소되었으며, 이로 인해 콘크리트와 CT형강의 변형률이 일치되지 않고 차이가 발생하게 된다. 앞서 설명하였듯이 의도적으로 전단연결재의 강도를 소요강도보다 작게 함으로써 발생한 현상이며, 실제 적용은 충분한 강도를 확보하는 방법으로 보완(천공홀에 철근을 배근하는 방법, 천공홀의 직경을 증가시키는 방법)한 후 직접 인발시험을 통해 전단강도를 확인한 후 적용하여야 한다.

그림 19. 상면 콘크리트와 CT형강 변형률 비교(B400)

그림 20. 상면 콘크리트와 CT형강 변형률 비교(B500)

6. 결론

본 연구에서는 PHC파일에 CT형강을 합성시켜 기능성과 구조적 성능을 동시에 향상시킨 합성형 벽체파일을 실물 크기로 4개 제작한 후 휨 실험을 수행하여 합성형 벽체파일의 극한 강도 등의 구조 성능을 검증하였다. 극한강도, 파괴형태, 변형률 등의 실험결과를 분석하였으며, 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 모든 실험체에서 예측한 바와 같이 휨 파괴가 발생하였으며, 극한강도는 설계기준에 따라 계산된 설계값보다 큰 것으로 분석되었으므로 개발된 합성형 벽체파일은 충분한 강도를 확보하는 것으로 판단된다. B400 실험체의 극한강도는 설계값보다 18% 크며, B500 실험체에서는 11% 큰 것으로 나타났다.
- (2) B400 실험체와 B500 실험체 모두 동일한 전단연결재의 강도를 갖으며, 강도는 소요강도의 1/2수준이 되도록 설계하여 결과를 분석한 결과, B400 실험체에서는 전단연결재가 파괴되는 수준까지 하중이 도달하지 않아 콘크리트와 CT형강의 변형률 차이가 크지 않았다. 반

면, B500 실험체에서는 전단연결재가 파괴되는 하중에 도달하였으며, 전단연결재 파괴하중 이후에 콘크리트와 CT형강의 변형률이 차이가 점차 증가하는 것으로 나타났다. 또한, 완전합성을 가정한 FE 해석결과와도 차이가 발생하는 것으로 나타났다. 따라서, CT형강의 복부에 천공홀을 설치함으로써 CT형강의 복부가 Perfobond rib 전단연결재의 역할을 수행하는 것으로 분석되었으나, 실제 시공에 적용되는 합성형 벽체파일은 천공홀의 직경 증가 또는 횡방향 철근 배근 등의 보강을 통해 전단연결재의 강도가 소요강도보다 크도록 보완되어야 한다.

향후 Perfobond rib 전단연결재가 충분한 강도를 갖도록 천공홀에 철근을 배근하거나, 천공홀의 직경을 증가시키는 등의 보완 후 직접 인발시험을 통해 전단강도를 평가할 계획이며, 실제 거동을 정확하게 예측하기 위해 CT형강을 실제 형상에 맞추어 모델링하고, 강과 콘크리트의 접합면을 contact 요소로 고려하여 다양한 매개변수 해석을 수행할 예정이다.

감사의 글

본 연구는 포항산업과학연구원 강구조연구소의 자료제공 등의 협조로 이루어졌으며 이에 깊이 감사드립니다.

참 고 문 헌

일본 토목연구센터(2005) 토류 구조물용 프리스트레스 콘크리트 벽체(H형 PC형).

ABAQUS(2008) ABAQUS Analysis User's Manual, Ver. 6.8.

Ahn, J.H., Kim, S.H., and Jeong, Y.J. (2008) Shear Behaviour of Perfobond Rib Shear Connector under Static and Cyclic Loadings. *Magazine of Concrete Research*, Vol. 60, pp.347-357.

Ahn, J.H., Lee, C.G., Won, J.H., and Kim, S.H. (2010) Shear Resistance of the Perfobond-rib Shear Connector Depending on Concrete Strength and Rib Arrangement. *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 66, pp.1295-1307.

Candido-Martins, J.P.S., Costa-Neves, L.F., and Vellasco, P.C.G.S. (2010) Experimental Evaluation of the Structural Response of Perfobond Shear Connectors, *Engineering Structures*, Vol. 32, pp.1976-1985.

Oguejiofor, E.C. and Hosain, M.U. (1994) A Parametric Study of Perfobond Rib Shear Connectors, *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 21, pp.614-625.

Oguejiofor, E.C. and Hosain, M.U. (1995) Tests of Full-size Composite Beams with Perfobond Rib Connectors, *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 22, pp.80-92.

Oguejiofor, E.C. and Hosain, M.U. (1997) Numerical Analysis of Push-Out Specimens with Perfobond Rib Connectors, *Computers and Structures*, Vol. 62, No. 4, pp.617-624.

Sara, B.M. and Bahram, M.S. (2002) Perfobond Shear Connectors for Composite Construction, *Engineering Journal*, first quarter, pp.2-12.

Ushijima, Y., Hosaka, T., Mitsuki, K., Watanabe, H., Tachibana, Y., and Hiragi, H. (2001) An Experimental Study on Shear characteristics of Perfobond Strip and its Rational Strength Equations. In: *Proceedings of the international symposium on connections between steel and concrete. Stuttgart: University of Stuttgart*, pp.1066-1075.

Valente, I. and Cruz, P.J.S. (2004) Experimental Analysis of the Perfobond Shear Connection between Steel and Lightweight Concrete, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 60, pp.465-479.

(접수일자 : 2011. 10. 10 / 심사일 2011. 10. 13 /
심사완료일 2012. 3. 21)