



외부 CFRP 프리스트레싱으로 보강된 PSC 보에서 CFRP 텐던의 극한응력

박상렬^{1)*} · 김창훈²⁾ · 홍성룡²⁾

¹⁾제주대학교 토목환경공학과 ²⁾제주대학교 토목해양공학과

Ultimate Stress of Prestressing CFRP Tendons in PSC Beams Strengthened by External CFRP Prestressing

Sang-Yeol Park^{1)*}, Chang-Hoon Kim²⁾, and Seong-Yong Hong²⁾

¹⁾Dept. of Civil and Environment Engineering, Cheju National University, Cheju 690-756, Korea

²⁾Dept. of Civil and Ocean Engineering, Cheju National University, Cheju 690-756, Korea

ABSTRACT This study deals with literature review, developing a predicting equation for the ultimate stress of prestressing (PS) CFRP, and experimental test with the parameters affecting the ultimate stress of prestressing CFRP in prestressed concrete beams strengthened by external prestressing. The ACI (American Concrete Institute) predicting equation for the ultimate stress of unbonded prestressing CFRP is analyzed to develop a new integrated predicting equation. The proposed predicting equation takes rationally the effect of internal PS steel into consideration as a function of prestressing tendon depth to neutral depth ratio. In the experimental study, prestressed concrete beams strengthened using external prestressing CFRP are tested with the test parameters having a large effect on the ultimate stress of prestressing CFRP. The test parameters includes internal prestressing steel and external prestressing CFRP tendon reinforcement ratios, and span to depth ratio. The test results are analyzed to confirm the rationality and applicability of the proposed equation for predicting the ultimate stress of external prestressing CFRP.

Keywords : external prestressing, ultimate stress, CFRP tendon, predicting equation

1. 서 론

외부 긴장재를 갖는 프리스트레스트 콘크리트 (PSC) 부재의 거동을 파악하고 외부 긴장재의 극한응력을 평가하기 위한 많은 연구¹⁻³⁾가 이뤄지고 있지만, 각자 다양한 설계식들을 제안하여왔으며, 이 식들은 현재의 ACI 시방서 설계식⁴⁾과 AASHTO LRFD 시방서 설계식⁵⁾의 기초가 되었다.

외부 프리스트레싱 보강공법이 시공의 단순성이나 경제적인 이유로 선호되지만 외부 프리스트레싱 텐던으로 보강된 콘크리트 보의 극한 상태에서의 휨모멘트 강도 예측에 관한 시방규정은 불행하게도 아직까지 마련되어 있지 못하다. 즉 현재 우리나라의 콘크리트구조설계기준⁶⁾에 따르면 각각 독립적으로 분리된 내부 부착 프리스트레싱 강재의 극한응력 예측식과 비부착 프리스트레싱 강재의 극한 응력 예측식을 사용하여야 한다. 여기서 가장 중요한 문제점은 각각의 응력 예측식이 다른 보강재, 즉 내부 부착 프리스트레싱 강재나 외부 비부착 프리스트레

싱 강재의 영향을 전혀 고려하고 있지 못하다는 점이다. 더군다나 외부 FRP 긴장재를 사용할 경우 내부 보강재와 서로 이질적인 재료로서 극한 상태에서의 응력은 더욱 예측하기 어려운 상황이다.

본 연구에서는 외부 프리스트레싱으로 보강된 프리스트레스트 콘크리트 보의 극한강도 예측을 위한 보강 해석 이론을 정립하려고 한다. 여기에는 외부 긴장재로 CFRP를 사용할 경우를 전부 포함하고 있다. 이를 위하여 통합 해석 극한응력 예측식을 제시하고 이를 실험을 통하여 확인하고 수정한다.

1.1 기존 연구 고찰

국내에서 외부 강재 긴장재를 이용한 보강 공법은 콘크리트 교량에 먼저 적용되어 적지 않은 시공 사례가 소개된 상태이다. 콘크리트 교량은 일찍부터 프리스트레싱의 원리를 이용하여 기존 교량에 대한 보강 공법으로 외부 긴장재를 이용하였으나, 다양한 텐던 모양에 대한 역학적 특성과 프리스트레싱 강재의 극한응력과 해석 방법에 대한 연구들이 거의 이루어지지 못했다. 특히 아쉽게도 현재까지 내부 부착 프리스트레싱 강재와 외부 비

*Corresponding author E-mail : sypark@cheju.ac.kr
Received May 14, 2007, Accepted August 23, 2007
©2007 by Korea Concrete Institute

부착 프리스트레싱 강재를 함께 갖는 콘크리트 보의 극한 휨 거동 해석을 위한 공인된 모델은 없으며 그 연구 또한 매우 드물다. 다만 외부 프리스트레싱 강재의 극한 응력에 대한 연구로는 국내에서 몇몇 연구가 진행 중에 있다⁷⁻¹²⁾.

외부 프리스트레싱으로 보강된 콘크리트 부재의 해석에 있어서 ACI 시방서의 비부착 프리스트레싱 강재의 극한응력식은 주인장재로서 프리스트레싱 강재를 사용하였을 때 내부 철근이나 프리스트레싱 강재의 영향을 고려하지 않은 예측식으로 이를 외부 비부착 텐던을 함께 갖는 콘크리트 보에 적용하는 것은 적합하지 않다. 왜냐하면 외부 비부착 프리스트레싱 강재의 극한응력은 내부 철근의 영향을 받기 때문이다.

Du와 Tao¹⁾, Campbell과 Chouinard¹³⁾는 최소 철근량 이상을 갖는 비부착 프리스트레스트 콘크리트 보에서 비부착 프리스트레싱 텐던의 극한응력은 철근의 양이 증가함에 따라 감소한다는 사실을 실험 연구로부터 확인하였고, 철근의 영향을 포함한 총 보강지수가 극한응력의 예측에 합리적인 변수임을 주장하였다. 또한 AASHTO LRFD 시방서와 Canada 시방서 CAN3-A23, 3-M84¹⁴⁾는 비부착 프리스트레싱 강재의 극한응력은 텐던과 중립축의 깊이 차의 함수로 표현하였다.

한편 프리스트레싱 강재가 콘크리트에 부착되어 있지 않을 때에는 극한하중 상태에서 보의 휨 거동 해석은 어려움에 부딪힌다. 이 경우 프리스트레싱 강재와 주위 콘크리트의 완전부착 가정은 더 이상 유효하지 않게 되어, 보의 변형은 단면을 해석하여 구하는 단면 종속 (section dependent)이 아닌 부재 전체를 해석하여 구해야하는 부재 종속 (member dependent)이 된다. 완전 부착 가정을 사용할 수 없음을 많은 연구자들로 하여금 실험 결과들을 곡선 추정 (curve fitting)함으로써 문제를 해결하게끔 이끌었다. 이는 그들로 하여금 극한 상태에서 비부착 프리스트레싱 강재의 응력을 실험식을 기초로 하여 예측하였고¹⁵⁻¹⁷⁾, ACI시방서⁴⁾도 비부착 프리스트레싱 강재의 극한응력을 예측하는데 실험식을 채용하고 있다. 그러나 외부 FRP 긴장재를 이용한 콘크리트 부재의 휨 보강 공법에 대한 연구 개발은 현재 몇몇 연구자들에 의해 진행되고 있다.

Warwaruk³⁾ 등은 부분 프리스트레스트 콘크리트 장방형 보에서 비부착 긴장재를 갖는 단순보에 대해 비부착 긴장재의 응력은 최종 파괴시까지 탄성 범위 내에 있다는 것을 실험 연구로 확인하였고, ACI 318-63설계식과 비교하였는데 ACI설계식이 비부착 긴장재의 극한응력을 과소평가하는 것으로 보고하였다.

Naaman과 Alkhairi¹⁵⁾는 비부착 긴장재를 갖는 프리스트레스트 콘크리트 부재에서 비부착 긴장재의 극한응력은 부착 긴장재를 갖는 부재에서처럼 최대 휨모멘트에 의하여 파괴되는 단면에서 국부적인 적합 조건에 의한 단면해석법 (sectional analysis method)으로 평가될 수 없고, 부재 전체 길이의 변형을 고려한 전체적인 적합 조건에 의한 부재해석법 (member analysis method)으로 평

가되어야 한다고 보고하였다.

여러 실험을 통해서 ACI 시방서 설계식에 의한 Δf_{ps} 는 실험 결과를 과소평가하고 있음을 알 수 있다. 이는 현행의 ACI 시방서 설계식이 비부착 긴장재의 응력을 평가하는데 있어서 영향을 미칠 수 있는 일반 철근의 양 및 작용하중의 형태에 대한 변수를 고려하지 않고 f_{se} , ρ_p 와 f_c' 만의 함수로 평가하고 있는 국부적인 적합 조건에 의한 해석법을 적용하고 있기 때문이다.

그리고 Naaman에 의하여 제안된 식과 AASHTO LRFD 시방서 설계식은 단면에서 응력 블럭의 높이와 작용하중의 형태에 대한 변수를 포함하고 있으므로 비부착 긴장재의 응력을 비교적 양호하게 평가하고 있다. 여기에서 응력 블럭의 높이는 긴장재 및 일반 철근의 양에 의하여 결정되므로 일반 철근의 양도 주요 변수로 사용됨을 알 수 있다. 그러나 이 식은 2차 방정식을 풀이하여 중립축 거리를 산정해야만 비부착 긴장재의 응력을 평가할 수 있으므로 설계식으로는 다소 복잡하다고 할 수 있다.

1.2 프리스트레싱 긴장재의 극한 응력식의 제안

1.2.1 ACI 시방서 설계식의 확장파 수정

ACI 시방서 설계식⁴⁾의 비부착 프리스트레싱 강재만을 갖는 프리스트레싱 강재의 극한응력은 다음과 같다.

$$\frac{L}{d_p} \leq 35: f_{ps} = f_{pe} + 70 + \frac{f_c'}{100\rho_p} < f_{py} \quad (1a)$$

$$\text{or } f_{ps} \leq f_{pe} + 400 \text{ (MPa)}$$

$$\frac{L}{d_p} > 35: f_{ps} = f_{pe} + 70 + \frac{f_c'}{300\rho_p} < f_{py} \quad (1b)$$

$$\text{or } f_{ps} \leq f_{pe} + 210 \text{ (MPa)}$$

비부착 프리스트레싱 긴장재의 극한응력에 대한 독립된 ACI 시방서 설계식을 살펴보면 모두 긴장재비의 함수로 되어 있는데 이는 긴장재량에 따른 인장력과 장재 깊이의 함수임을 뜻한다. 또한 인장력은 중립축의 깊이를 결정할 수 있어 긴장재의 극한 응력은 중립축의 깊이와 긴장재 깊이의 함수로 나타낼 수 있다. 다음은 그 과정을 설명하고 있다.

비부착 프리스트레싱 긴장재의 극한응력식을 인장력의 향으로 나타내면 식 (2)과 같다.

$$f_{ps(ub)} = f_{pe} + 70 + \frac{f_c'}{100 \left(\frac{A_{ps(u)} f_{py(u)}}{bd_p(u) f_{py(u)}} \right)} \quad (2)$$

위 식을 살펴보면 프리스트레싱 긴장재의 극한응력 설계식은 비부착 프리스트레싱 긴장재의 경우 자신 만에 의한 인장력의 함수로 표시되어 있다. 따라서 외부 프리스트레싱 긴장재로 보강된 비부착 프리스트레스트 콘크리트 보에서 위와 같은 독립식을 사용한다면 ACI 시방서 설계식의 기준으로 볼 때 각 강재의 극한응력을 높

게 평가하여 결국 공칭 휨모멘트 강도를 높게 평가하는 결과를 가져온다. 그러므로 외부 프리스트레싱 긴장재로 보강된 콘크리트 보에서 각 프리스트레싱 긴장재의 극한 응력은 다른 종류의 긴장재 보강 정도에 따라 달리 계산되어야 할 것이다. 따라서 외부 프리스트레싱 긴장재를 갖는 콘크리트 보에서 비부착 프리스트레싱 긴장재의 응력은 긴장재의 영향을 고려하여 다음 식 (3)과 같이 확장·수정하였다.

$$f_{ps(ub)} = f_{pe} + 70 + \frac{f_c'}{100 \left(\frac{A_{ps(u)}f_{py(u)} + A_s f_y - A_s' f_y}{b d_{p(u)} f_{py(u)}} \right)} \quad (3)$$

위의 각 수정 식에서 부착 프리스트레싱 강재의 응력과 비부착 강재의 응력은 보수적으로 최대 한계 값을 사용하였다.

위 식을 중립축의 위치와 강재 깊이의 함수로 간단히 나타내면 비부착 프리스트레싱 강재의 극한응력은 아래 식 (4)와 같다.

$$f_{ps(ub)} = f_{pe} + 70 + \frac{f_{py(u)} \left(\frac{d_p(u)}{c_u} \right)}{85 \beta_1} \quad (4)$$

여기서, $c_u = \frac{A_{ps(u)}f_{py(u)} + A_s f_y - A_s' f_y}{0.85 f_c' b \beta_1}$ 는 각 강재가 극한 상태에서 최대 한계응력에 도달하였을 때의 중립축 깊이이며, β_1 은 중립축과 등가 응력 블록의 깊이와의 비이다.

1.2.2 Naaman 식의 확장과 수정

Naaman은 비부착 긴장재의 극한응력도 극한 상태에서의 부착감소계수 Ω_u 를 사용하여 중립축과 긴장재 깊이 비의 함수로 제안하였기 때문에 서로 다른 종류의 프리스트레싱 긴장재를 조합 사용한 콘크리트 보에서 비교적 손쉽게 그의 두 식을 위와 같은 내용과 형태로 확장, 수정하였다.

Naaman이 제안한 비부착 프리스트레싱 강재의 응력은 식 (5)와 같다.

$$f_{ps} = f_{se} + \Delta f_{ps} \quad (5)$$

$$= f_{se} + \Omega_u E_{ps} \epsilon_{cu} \left(\frac{d_p - 1}{c} \right) \frac{L_1}{L_2} \leq 0.94 f_{py}$$

$$\Omega_u = \frac{1.5}{L/d_p} \quad (1 - \text{point loading})$$

$$\Omega_u = \frac{3.0}{L/d_p} \quad (2 - \text{point loading})$$

Naaman 제안식을 이용할 경우 위 식이 중립축의 깊이 c 의 함수로 되어 있기 때문에 위의 두 식과 단면의 평형 조건식 $C=T$ 의 세 방정식으로부터 미지수 $f_{ps(u)}$, c 를 구하여야 한다. 따라서 위에서 정의한 c_u 와 유사한 c_u' 을 아래와 같이 정의하였다.

$$c_u' = \frac{A_{ps(u)}(0.94 f_{py(u)}) + A_s f_y - A_s' f_y}{0.85 f_c' b \beta_1}$$

따라서 비부착 프리스트레싱 긴장재의 극한응력식을 서로 다른 긴장재 종류의 상호 영향을 고려하여 확장·수정하면 아래 식 (6)과 같다.

$$f_{ps(u)} = f_{pe} + \Omega_u E_{ps} \epsilon_{cu} \left(\frac{d_p}{c_u'} - 1 \right) \quad (6)$$

1.2.3 극한응력 예측 제안식

이제까지의 기존 설계식들을 확장하고 수정하여 분석한 결과 외부 프리스트레싱 긴장재의 극한응력은 프리스트레싱 긴장재의 깊이와 중립축의 깊이의 비의 함수임을 알 수 있다. 따라서 극한 상태의 단면에서 변형을 적합 조건식을 이용하여 이론적으로 프리스트레싱 긴장재의 응력을 구할 수 있다.

외부 프리스트레싱 긴장재의 경우는 비부착 되어 응력이 단면 중속이 아니라 부재 중속이라는 특성을 고려하여 단면의 변형을 적합 조건식으로부터 구한 응력이다 응력의 전 부재 길이에 걸친 균등화에 따른 감소계수를 곱해야 할 것이다. 따라서 이를 고려하여 외부 프리스트레싱 긴장재의 극한응력은 다음 식 (7)과 같이 표시할 수 있다.

$$f_{ps(u)} = f_{pe} + \Phi_u E_{ps} \epsilon_{cu} \left(\frac{d_p}{c_u} - 1 \right) \quad (7)$$

여기서 $\Phi_u = \Phi_{ud} \times \Phi_{um}$: 응력 평준화 계수

$$\Phi_{ud} = \frac{\bar{d}_p}{d_p} = \int_0^L d_{px} dx / (L d_p)$$

: PS 강재 깊이의 변화를 고려한 응력 평준화 계수

$$\Phi_{um} = \frac{\bar{M}}{M} = \int_0^L M_x dx / (LM)$$

: 휨모멘트 변화를 고려한 응력 평준화 계수

외부 프리스트레싱 강재의 선형탄성 가정과 최대 중립축 가정, 그리고 그 외의 요인들에 의한 극한응력의 차이를 고려하여 일반적인 형태로 프리스트레싱 긴장재의 깊이와 중립축 깊이의 함수로 나타내면 다음과 같다¹⁸⁾.

$$f_{ps(u)} = f_{pe} + \Delta f_{ps(u)} \quad (MPa) \quad (8)$$

$$= f_{pe} + \left[\beta + \alpha \Phi_u E_{ps} \epsilon_{cu} \left(\frac{d_p}{c_u} - 1 \right) \right]$$

여기서, 중립축 c_u 는 직사각형 단면 거동인 경우 $c_u = \frac{A_{ps(u)}f_{py(u)} + A_{ps(b)}f_{py(b)} - A_s' f_y}{0.85 f_{ck} b \beta_1}$ 이며 T형 단면 거동인 경우 다음과 같다.

$$c_u = \frac{A_{ps(u)}f_{py(u)} + A_{ps(b)}f_{py(b)} - A_s' f_y - 0.85 f_{ck} (b - b_0) h_f}{0.85 (f_{ck} b_o \beta_1)}$$

그리고 α 와 β 는 기본가정이나 그 외의 요인 등으로 인한 응력수정계수로 실험 등을 통하여 통계적으로 구할 수 있다.

2. 실험 연구

2.1 실험 계획

2.1.1 시험체 제작

시험체는 외부 긴장재로 보강된 프리스트레스트 콘크리트보로 내부 프리스트레싱 강재와 외부 프리스트레싱 CFRP를 사용하여 T형 단면으로 제작하였다. 외부 긴장재인 CFRP의 극한응력에 영향을 미치는 인자 및 그 영향을 평가하고 이를 기초로 극한 상태에서 CFRP 긴장재의 극한응력을 예측할 수 있는 모델 방정식을 찾기 위해 시험체의 측정값과 비교 분석하였다.

시험체는 T형 단면의 PSC 보로 총 8개로 총길이 2.4 m로서 높이 250 mm, 지지점 사이의 거리는 2.1 m의 단순 T형 보로서 극한 휨 거동을 관찰하기 위해 4점 재하 배치를 사용하였다. 스테럽은 H10을 사용하여 지간을 3등분하여 양쪽 지지점에서 1/3지점까지는 50 mm 간격으로 중앙부는 100 mm 간격으로 배치하였고, 압축철근은 H13을 사용하였다. 외부 CFRP 긴장재의 유효깊이를 유지하기 위해 지간 중앙 부분에 deviator를 이용하여 지간의 1/3지점에서 절곡이 되게 배치하였다.

2.1.2 실험 및 데이터 수집

프리스트레스트 콘크리트 보 시험체의 외부 프리스트레싱 텐던의 극한응력에 미치는 영향 및 휨 내력을 평가하기 위하여 하중은 4점 재하법, 변위제어 방법으로 지간을 3등분한 중앙 두 곳에 하중이 재하될 수 있도록 하였다. 가력 프레임에서 유압하중기 (hydraulic actuator)를 사용하여 파괴시까지 재하하였다. 하중 측정은 load cell을 이용하여 하중값을 확인하였다. 그리고 보 시험체의 변위를 측정하기 위하여 보의 중앙에 변위계 (LVDT)

를 설치하였다. 시험체 실험시 하중은 변위조절 방법으로 분당 약 1.5 mm의 속도로 재하하였으며, 재하하중이 약 20 kN 마다 균열을 표시하여 확인하였다. 데이터의 수집은 동적 변형률 측정기를 이용하여 작용 하중 및 중앙 처짐과 내부 프리스트레싱 강재, 외부 프리스트레싱 긴장재 (CFRP) 및 압축부의 콘크리트 상단에 스트레인 게이지를 부착하여 변형률을 측정하였다.

Fig. 1은 시험체의 단면제원 및 하중 가력위치 및 데이터 수집을 위한 기기 및 스트레인게이지의 위치를 나타내고 있다.

2.1.3 실험 변수

외부 프리스트레싱으로 보강된 프리스트레스트 콘크리트 보에서 시험체의 극한 휨 거동과 외부 CFRP 긴장재

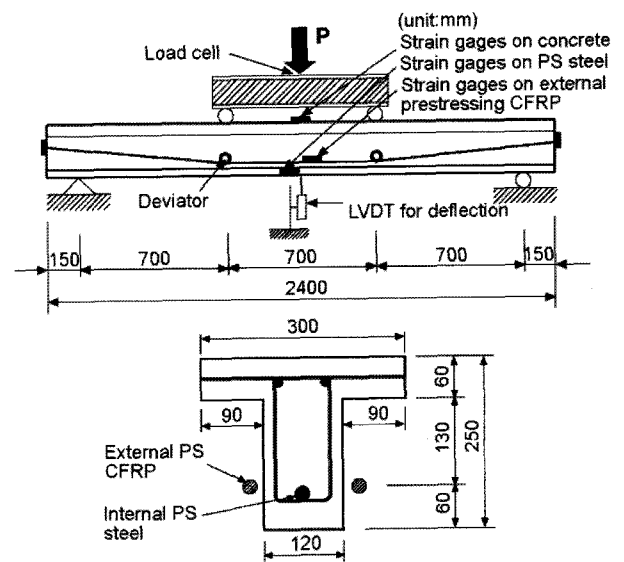


Fig. 1 Dimensions and loading layout of test beam

Table 1 Parameter and variables of test beam

| Parameters of type | Beam ID | Internal PS steel | External PS CFRP | External CFRP depth |
|-------------------------|---------|---|--|---------------------|
| Control | CBP2 | $1 \times \phi 15.2, F_j = 0.7F_{pu}$ $A_{ps} = 138.7 \text{ mm}^2$ | - | - |
| Internal PS steel ratio | E2P1d19 | $1 \times \phi 12.7, F_j = 0.7F_{pu}$ $A_{ps} = 98.71 \text{ mm}^2$ | $2 \times \phi 12.5, F_j = 0.4F_{pu}$ $A_{ps} = 152 \text{ mm}^2$ | $d_p = 190$ |
| | E2P2d19 | $1 \times \phi 15.2, F_j = 0.7F_{pu}$ $A_{ps} = 138.7 \text{ mm}^2$ | | |
| | E2P3d19 | $2 \times \phi 12.7, F_j = 0.7F_{pu}$ $A_{ps} = 197.42 \text{ mm}^2$ | | |
| External PS CFRP ratio | E0P2d19 | $1 \times \phi 15.2,$ $F_j = 0.7F_{pu}$ $A_{ps} = 138.7 \text{ mm}^2$ | $2 \times \phi 10.5, F_j = 0.4F_{pu}$ $A_{ps} = 111.4 \text{ mm}^2$ | $d_p = 190$ |
| | E2P2d19 | | $2 \times \phi 12.5, F_j = 0.4F_{pu}$ $A_{ps} = 152 \text{ mm}^2$ | |
| | E5P2d19 | | $2 \times \phi 15.2, F_j = 0.4F_{pu}$ $A_{ps} = 227.2 \text{ mm}^2$ | |
| Span/depth ratio | E2P2d16 | $1 \times \phi 15.2,$ $F_j = 0.7F_{pu}$ $A_{ps} = 138.7 \text{ mm}^2$ | $2 \times \phi 12.5, F_j = 0.4F_{pu}$ $A_{ps} = 152 \text{ mm}^2$ | $d_p = 160$ |
| | E2P2d19 | | | $d_p = 190$ |
| | E2P2d22 | | | $d_p = 220$ |

의 극한응력을 알아보기 위해 대표적인 영향 인자로 내부 PS Steel 긴장재량과 외부 PS CFRP 긴장재량의 변화, 외부 PS 긴장재의 지간에 대한 유효높이 비를 설정하여 실험값과 비교·분석하였다.

시험체는 무보강 시험체를 포함하여 총 8개를 제작하였다. Table 1은 시험체의 실험 변수를 정리해 놓은 표이다.

2.2 사용 재료

2.2.1 콘크리트

PSC 보 시험체의 콘크리트 설계압축강도 35 MPa로 설계된 레미콘 제품을 사용하였다. 콘크리트는 굵은골재 최대치수 25 mm, 슬럼프 100 mm, 시멘트-1종 보통포틀랜드시멘트를 사용하였다. 10개의 공시체에 대한 28일 평균압축강도는 35.6 MPa이었다.

2.2.2 철근 및 PS 강재

철근은 HD40등급으로 압축철근은 H13을 사용하였고, 전단철근은 H10을 사용하였다. 그리고 내부 긴장재는 SWPC 7B의 $\phi 12.7$ 와 $\phi 15.2$ 의 7연선을 사용하였다. 실험

Table 2 Test results of tensile strength of reinforcement

| Type | Diameter (mm) | Yield stress (MPa) | Ultimate stress (MPa) |
|---------------|-------------------|--------------------|-----------------------|
| Re-bar (HD40) | H10 | 405.9 | 648.2 |
| | H13 | 447.9 | 676.7 |
| PS steel | $\phi 5.2(15.2)$ | 1835.9 | 2026.8 |
| | $\phi 4.35(12.7)$ | 1798.8 | 2069.3 |

* Elastic modulus : 210(GPa)

Table 3 Standard specifications of CFCC

| Type | Area (mm ²) | Breaking load (kN) | Tensile strength (GPa) | Tensile modulus (GPa) | Elongation at break (%) |
|----------------------|-------------------------|--------------------|------------------------|-----------------------|-------------------------|
| CFCC 1×7,10.5 ϕ | 55.7 | 104 | 1.87 | 137 | 1.5 |
| CFCC 1×7,12.5 ϕ | 76.0 | 142 | 1.87 | 137 | 1.5 |
| CFCC 1×7,15.2 ϕ | 113.6 | 199 | 1.75 | 137 | 1.5 |

Table 4 Summary of test results

| Parameter | Beam ID | Ultimate load (kN) | Ultimate deflection (mm)* | Ultimate strain of Ext. PS CFRP ($\times 10^{-3}$)** | Ultimate stress of Ext. PS CFRP (MPa)** |
|---------------------|---------|--------------------|---------------------------|--|---|
| Control | CBP2 | 154.4 | 41.10 | - | - |
| Int. PS steel ratio | E2P1d19 | 254.7 | 47.92 | 5.97 | 817.89 |
| | E2P2d19 | 274.0 | 38.82 | 4.71 | 645.27 |
| | E2P3d19 | 291.9 | 35.99 | 4.06 | 556.22 |
| Ext. PS CFRP ratio | E0P2d19 | 228.2 | 50.27 | 5.88 | 805.56 |
| | E2P2d19 | 274.0 | 38.82 | 4.71 | 645.27 |
| | E5P2d19 | 292.4 | 38.49 | 4.28 | 586.36 |
| Span/depth ratio | E2P2d16 | 232.8 | 53.44 | 4.16 | 569.92 |
| | E2P2d19 | 274.0 | 38.82 | 4.71 | 645.27 |
| | E2P2d22 | 287.2 | 41.36 | 5.24 | 717.88 |

* Deflection at the maximum ultimate load.

** Increased strain from the effective strain and increased stress from the effective stress

에 사용된 철근과 내부 긴장재에 대한 인장 실험 결과는 Table 2에 요약하였다.

2.2.3 CFCC (carbon fiber composite cable)

외부 보강용 긴장재로 CFRP는 CFCC 1×7 $\phi 10.5$, 1×7 $\phi 12.5$, 1×7 $\phi 15.2$ 로 3가지를 사용하였다. 제조사에서 제공한 일반적인 재료적 특성은 Table 3에 요약하였다.

2.3 실험 결과 및 분석

Table 4는 실험 결과를 요약한 것으로 외부 프리스트레싱으로 보강된 PSC 보 시험체의 최대 극한하중과 그때의 중앙 처짐 및 외부 CFRP 긴장재의 증가된 변형률과 증가된 응력을 나타내었다. 그리고 Fig. 2는 시험체의 실제 실험 모습을 보여주고 있다.

외부 프리스트레싱 CFRP 긴장재로 보강된 프리스트레싱 콘크리트 보의 실험 결과를 제안된 외부 프리스트레싱 CFRP 긴장재의 응력 예측식에 적용하기 위하여 측정된 외부 프리스트레싱 CFRP 긴장재의 응력을 외부 프리스트레싱 CFRP 긴장재와 중립축의 깊이의 함수 (d_p/c_u)로 표시하여 응력수정계수 α 와 β 를 구하여 제안된 일반식으로 나타내었다. 제안된 식 (8)은 외부 프리스트레싱 CFRP 긴장재의 극한응력 예측식을 다시 나타내면 다음과 같다.

$$\Phi_u = \Phi_{ud} \times \Phi_{um} = 0.445(\text{응력 평균화 계수})$$

$$\Phi_{ud} = \frac{\bar{d}_p}{d_p} = \frac{\sum(d_{pi} \times L_i) / \sum L_i}{d_p} = 0.667$$

Table 5 Ultimate stress of external prestressing CFRP

| Beam ID | f_{pe} of PS steel (MPa) | f_{pe} of PS CFRP (MPa) | $\frac{L}{d_p}$ | $\omega_{ps(u)}$ of PS CFRP | $\omega_{ps(b)}$ of PS steel | $\frac{d_p}{c_u}$ | Measured Δf_{ps} (MPa) | ACI Δf_{ps} (MPa) | Δf_{ps} in Eq.(7) (MPa) | Δf_{ps} in Eq.(8) (MPa) | f_{ps} in Eq.(8) (MPa) | Measured M_u (kN.m) | Calculated M_u (kN.m) |
|---------|----------------------------|---------------------------|-----------------|-----------------------------|------------------------------|-------------------|--------------------------------|---------------------------|---------------------------------|---------------------------------|--------------------------|-----------------------|-------------------------|
| E2P1d19 | 1187.68 | 594.20 | 11.05 | 0.11 | 0.08 | 5.26 | 817.89 | 201.25 | 778.59 | 745.01 | 1339.21 | 89.13 | 68.37 |
| E2P2d19 | 1170.96 | 649.68 | 11.05 | 0.11 | 0.12 | 4.32 | 645.27 | 201.25 | 606.59 | 624.61 | 1274.29 | 95.91 | 79.39 |
| E2P3d19 | 1270.29 | 620.33 | 11.05 | 0.11 | 0.17 | 3.53 | 556.22 | 201.25 | 462.50 | 523.75 | 1144.09 | 102.15 | 92.03 |
| E0P2d19 | 1301.37 | 690.66 | 11.05 | 0.08 | 0.12 | 4.84 | 712.40 | 249.08 | 702.01 | 691.40 | 1382.06 | 79.87 | 73.40 |
| E2P2d19 | 1170.96 | 649.68 | 11.05 | 0.11 | 0.12 | 4.32 | 645.27 | 201.25 | 606.59 | 624.61 | 1274.29 | 95.91 | 79.39 |
| E5P2d19 | 1114.26 | 701.38 | 11.05 | 0.16 | 0.12 | 3.53 | 586.36 | 157.81 | 463.22 | 524.26 | 1225.64 | 102.34 | 91.72 |
| E2P2d16 | 1284.44 | 671.97 | 13.13 | 0.14 | 0.12 | 3.77 | 569.92 | 180.53 | 506.48 | 554.53 | 1226.50 | 81.49 | 72.85 |
| E2P2d19 | 1170.96 | 649.68 | 11.05 | 0.11 | 0.12 | 4.32 | 645.27 | 201.25 | 606.59 | 624.61 | 1274.29 | 95.91 | 79.39 |
| E2P2d22 | 1126.00 | 612.43 | 9.55 | 0.10 | 0.12 | 4.86 | 717.88 | 221.97 | 705.95 | 694.16 | 1306.59 | 100.52 | 85.95 |

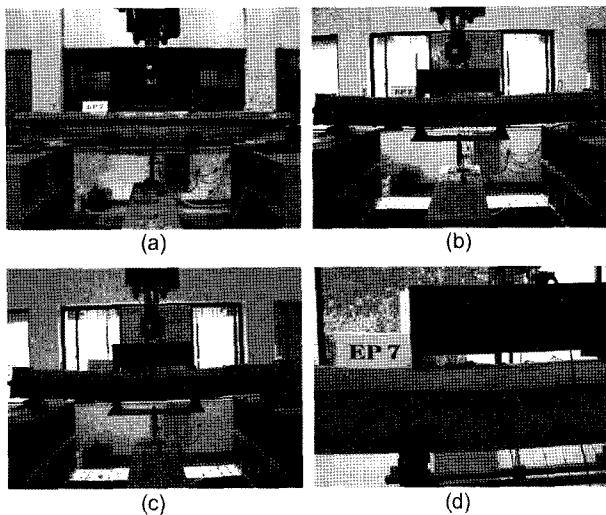


Fig. 2 Real view of test beams

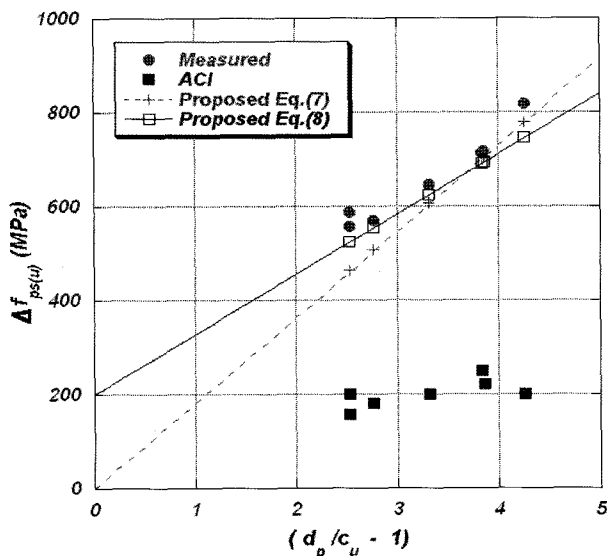


Fig. 3 Increased ultimated stress of external PS CFRP

$$\Phi_{um} = \frac{\bar{M}}{M} = \frac{\sum(M_i \times L_i)}{\sum L_i} = 0.667$$

Table 5는 외부 프리스트레싱 긴장재의 측정 및 예측

응력 값들을 비교하고 있으며, 이러한 값들을 d_p/c_u 의 함수로 나타내어 Fig. 3에 도시함으로써 측정 응력값의 분포 경향으로부터 응력수정계수 α, β 를 구하였다.

Fig. 3에서 보인바와 같이 제안된 응력 예측식에서 응력수정계수 α 와 β 가 각각 0.70과 200일 때 실측된 외부 프리스트레싱 CFRP 긴장재의 극한응력 증가분의 경향을 가장 잘 표현해주고 있다. 즉 외부 프리스트레싱 CFRP 긴장재와 중립축의 깊이의 비가 증가할수록 외부 프리스트레싱 CFRP 긴장재의 극한응력이 증가된다. Fig. 3에서 기존의 ACI 시방서 설계식이나 우리나라의 시방서 설계식은 외부 프리스트레싱 긴장재의 극한응력의 경향을 전혀 나타내고 있지 못한데 이는 기존의 설계식이 내부 프리스트레싱 강재의 영향을 고려하고 있지 않으며 긴장재 깊이의 영향도 효과적으로 고려하고 있지 못하기 때문이다.

한편 Fig. 4에서 보인바와 같이 7개 시험체의 예측된 프리스트레싱 응력으로 계산된 모멘트강도는 실험에서 측정된 모멘트강도의 약 88%로 양호하게 예측하고 있으며, 각 변수별 영향 인자에 따른 경향성을 매우 잘 나타내고 있다.

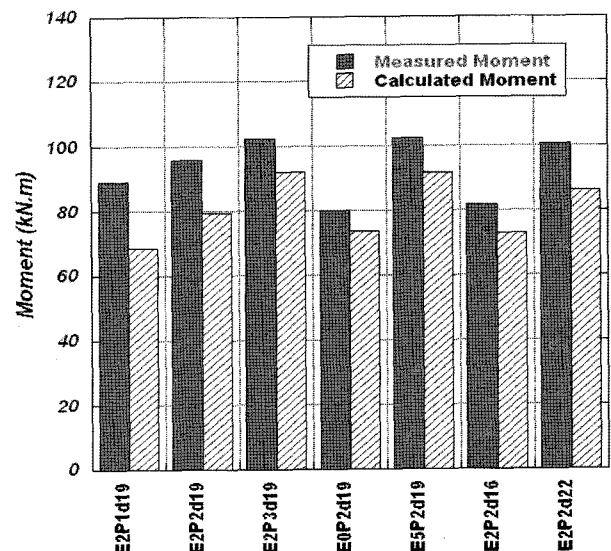


Fig. 4 Comparison of measured and calculated moment

2.4 변수별 결과 분석

2.4.1 내부 PS 강재의 영향

외부 프리스트레싱 CFRP 긴장재로 보강된 프리스트레스트 콘크리트 보에서 내부 프리스트레싱 강재비가 외부 긴장재의 극한응력에 미치는 영향을 알아보기 위해 시험체 E2P1d19, E2P2d19, E2P3d19를 비교하였다. Fig. 5에서 보는바와 같이 내부 PS 강재량이 증가할수록 외부 프리스트레싱 긴장재의 극한응력 증가분이 감소하는데, 기존 ACI 시방서 설계식은 내부 PS 강재의 영향을 전혀 고려하고 있지 않기 때문에 내부 PS 강재의 강재지수에 따른 영향을 전혀 반영하고 있지 못하다.

반면 제안식은 외부 PS CFRP 긴장재와 중립축 깊이비의 함수로 표현하고 있어 내부 PS 강재의 영향을 합리적으로 고려하고 그 경향성을 잘 나타내고 있다.

Fig. 6은 내부 PS 강재비에 따른 하중-처짐도를 나타내고 있는데, CBP2는 무보강 기준보이며 내부 PS 강재비가 증가할수록 극한 휨강도는 증가하고 극한처짐은 감소함을 알 수 있다. 본 실험 연구에서 사용된 시험체에 있어서 외부 CFRP 긴장재로 보강된 PSC 보의 보강 효과를 무보강 기준보와 비교하면 약 68%~89%의 극한 휨강도가 증가되었다.

Fig. 7은 처짐-변형률도를 나타내고 있는데 내부 PS 강재비가 증가할수록 외부 프리스트레싱 CFRP 긴장재의 변형률은 각 시험체별 사이에서의 기울기 정도는 미묘하지만 감소하는 것을 기울기로서 확인할 수 있으며 처짐과 외부 PS 긴장재 변형률과는 선형적 관계를 나타내고 있다.

2.4.2 외부 PS CFRP 긴장재의 영향

외부 프리스트레싱 CFRP 긴장재로 보강된 프리스트레스트 콘크리트 보에서 외부 프리스트레싱 긴장재비가 외

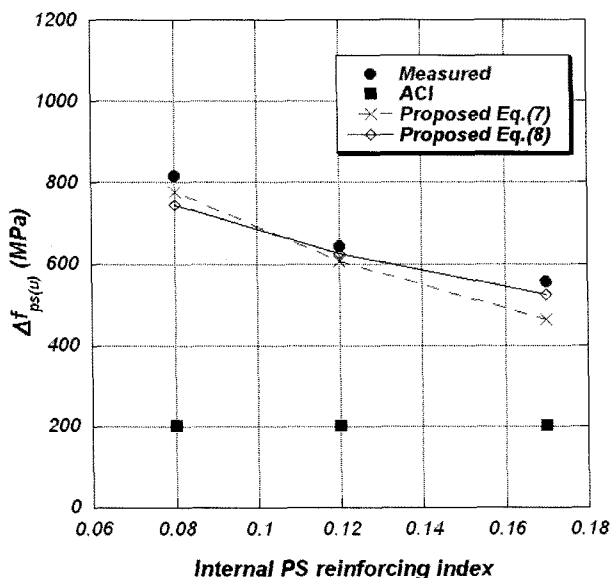


Fig. 5 Increased ultimate of external PS and reinforcing index of internal PS steel

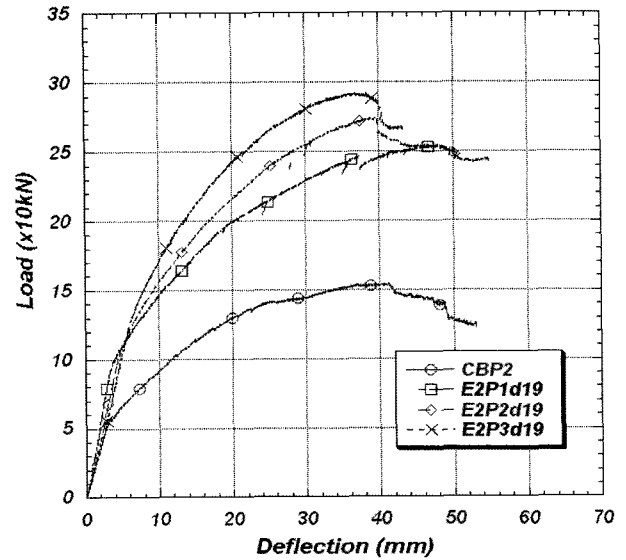


Fig. 6 Load-deflection curves with different internal PS steel tendon ratio

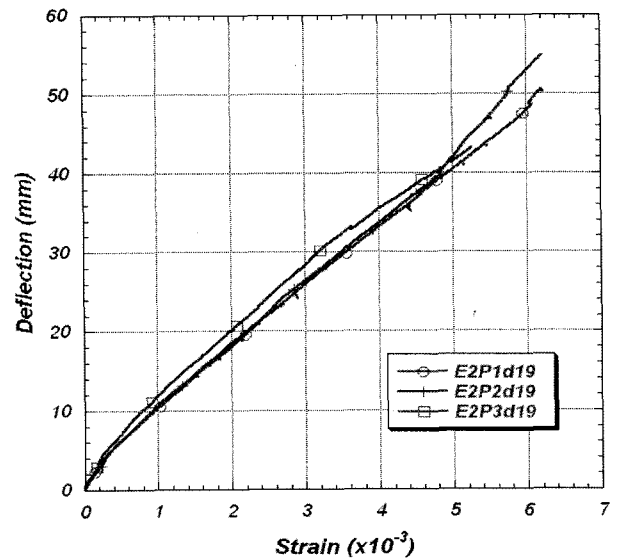


Fig. 7 Deflection-strain curves of external PS tendon with different internal PS steel tendon ratio

부 긴장재의 극한응력에 미치는 영향을 알아보기 위해 시험체 E0P2d19, E2P2d19, E5P2d19를 비교하였다. Fig. 8에서 보는바와 같이 외부 프리스트레싱 CFRP 긴장재비가 증가할수록 외부 프리스트레싱 CFRP 긴장재의 극한응력 증가분은 감소되는데, 기존 ACI 시방서 설계식도 외부 프리스트레싱 긴장재의 영향은 고려하고 있어 경향성에 있어서만은 큰 차이를 보이고 있지 않다. 이는 ACI 시방서 설계식이 최소 내부 철근을 갖고 외부 프리스트레싱 강재로만 인장력을 저항하는 경우의 설계식이기 때문으로 판단되며, 반면 제안식은 외부 PS 긴장재와 중립축 깊이비의 함수로 표현하고 있어 외부 프리스트레싱 긴장재비의 영향을 합리적으로 고려하고 있어 실험 응력값의 경향을 잘 반영하고 있다.

Fig. 9는 프리스트레스트 콘크리트 보의 외부 PS CFRP 긴장재비에 따른 각 시험체의 하중-처짐도를 나타내고

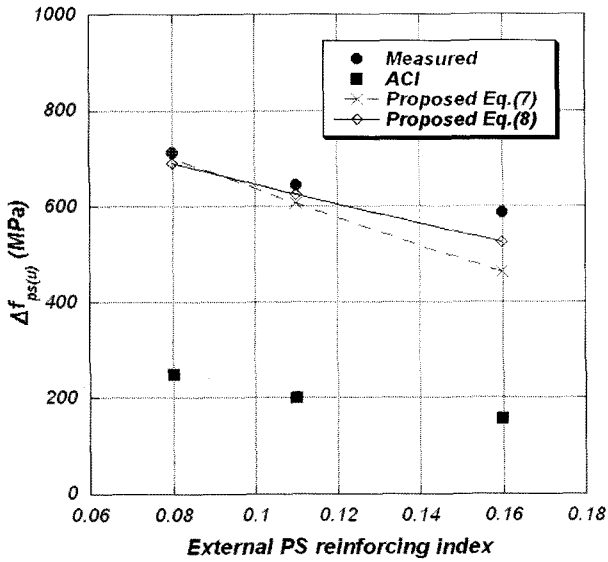


Fig. 8 Increased ultimate stress of external PS tendon and reinforcing index of external PS tendon

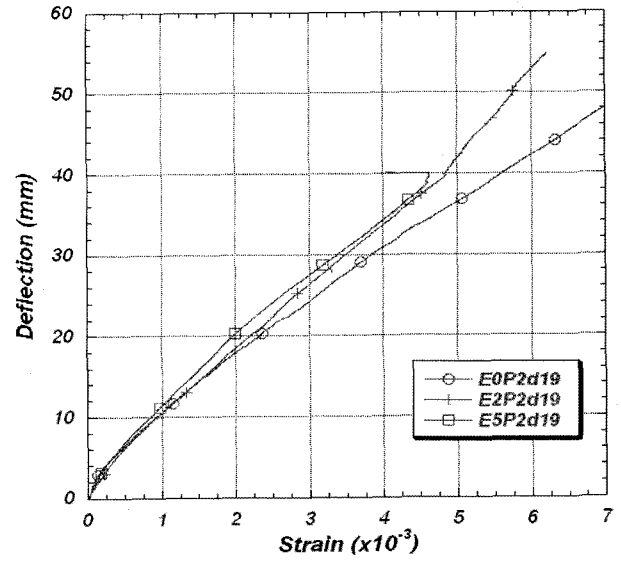


Fig. 10 Deflection-strain curves of external PS CFRP tendon With different external PS tendon ratio

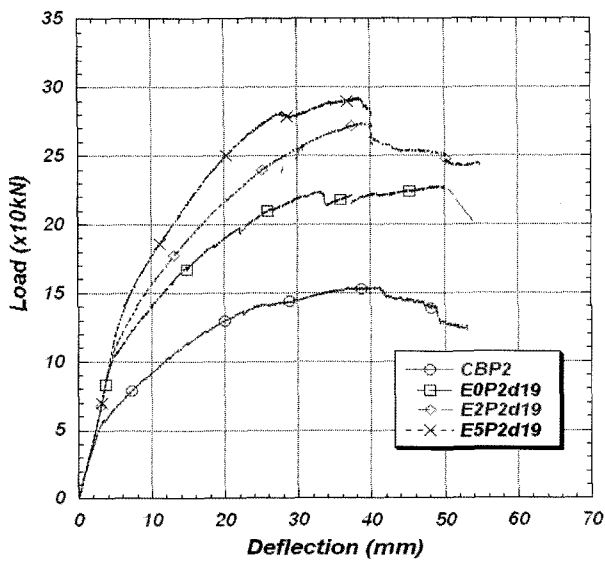


Fig. 9 Load-deflection curves with different external PS tendon ratio

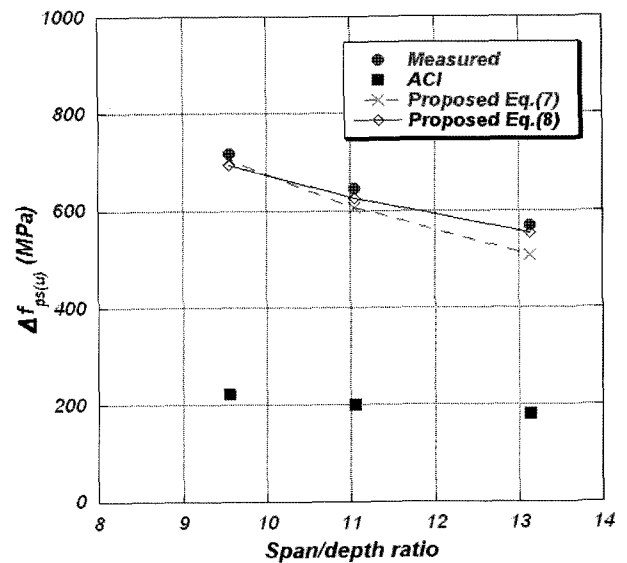


Fig. 11 Increased ultimate stress of external PS tendon and span/depth ratio

있는데, 그림에서 보는바와 같이 외부 프리스트레싱 긴장재 보강량이 증가하면 극한강도가 증가하며 극한 처짐은 비슷한 것으로 보인다. 하지만 E2P2d19의 시험체인 경우 내부 긴장재가 실험 도중 극한 상태에 이르는 동안 조금 슬립되어 극한 처짐이 적게 측정된 것으로 보인다.

Fig. 10은 외부 프리스트레싱 긴장재비에 따른 처짐과 외부 프리스트레싱 긴장재의 변형률과의 관계를 나타내고 있는데 내부 프리스트레싱 강재량에 따른 영향에서와 같이 선형적으로 비례하고 외부 프리스트레싱 긴장재비가 증가할수록 같은 처짐량에서 변형률의 증가가 조금씩 감소함을 알 수 있다.

2.4.3 지간과 긴장재 깊이비의 영향

외부 프리스트레싱 CFRP 긴장재로 보강된 내부 프리스트레스트 콘크리트 보에서 지간/긴장재 깊이비가 극한

휨 거동과 외부 긴장재의 극한응력에 미치는 영향을 알아보기 위해 시험체 E2P2d16, E2P2d19, E2P2d22를 비교하였다. Fig. 11에서 보는바와 같이 지간/외부 PS 긴장재 깊이비가 증가할수록 외부 프리스트레싱 긴장재의 극한 응력 증가분은 감소하는데, ACI 시방서 설계식은 지간/높이 비가 35를 기준으로 다른 두식으로 구분하고 있어 그 영향을 연속적으로 표현하고 있지 못하다. Fig 11에서 ACI 시방서 설계식이 조금이나마 연속적으로 경향성을 나타내는 이유는 ACI 시방서 설계식 (1)에 포함되어 있는 $\rho_p (= A_p/bd_p)$ 를 계산할 때 그 경향이 고려되기 때문이다.

Fig. 12는 지간/긴장재 깊이비에 따른 하중-처짐도를 나타내고 있는데 긴장재의 깊이가 증가할수록 극한강도는 증가하고 있다. Fig. 13에서 처짐과 외부 프리스트레싱 긴장재의 변형률과는 선형적으로 비례함을 기울기로 알

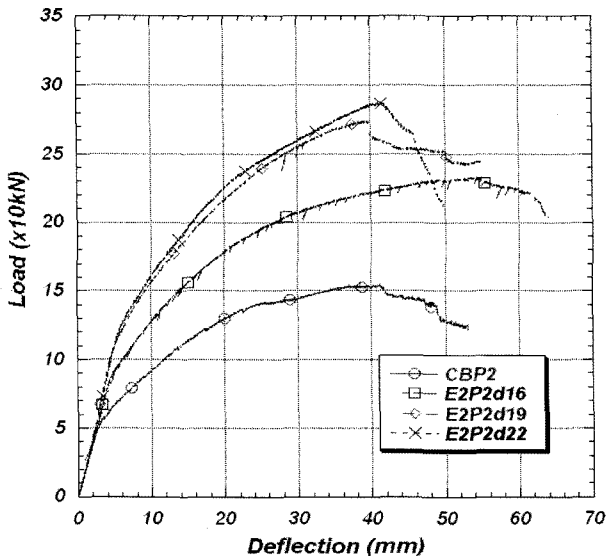


Fig. 12 Load-deflection curves with different span/depth ratio

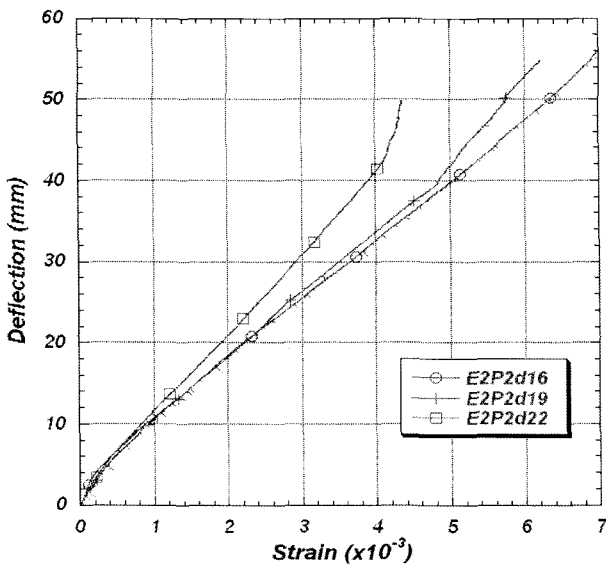


Fig. 13 Deflection-strain curves of external PS CFRP tendon with different span/depth ratio

수 있으며 다른 영향인자와 마찬가지로 같은 처짐량에서 외부 PS 긴장재의 변형을 또한 조금씩 감소함을 알 수 있다.

3. 결 론

외부 프리스트레싱 CFRP 긴장재로 보강된 프리스트레스트 콘크리트 보에 있어서 외부 프리스트레싱 긴장재의 극한응력에 관한 연구로부터 다음과 같은 결론을 얻을 수 있다.

- 1) 기존 ACI 설계식이나 우리나라 설계식의 외부 비부착 프리스트레싱 긴장재의 응력예측식은 최소의 내부 철근으로 비부착 강재가 주인장재인 콘크리트 보를 기준으로 하고 있기 때문에 외부 프리스트레싱 긴장재로 보강된 프리스트레스트 콘크리트 보의

외부 프리스트레싱 긴장재의 극한응력 예측에 부적합하다. 이는 기존 설계식이 내부 프리스트레싱 강재의 영향을 고려하고 있지 않기 때문이다.

- 2) 외부 프리스트레싱 긴장재로 보강된 프리스트레스트 콘크리트 보에 있어서 외부 프리스트레싱 긴장재의 극한응력은 이론적으로 PS 긴장재 깊이와 중립축 깊이의 비의 함수로 나타낼 수 있으며 실험을 통한 응력수정계수의 결정으로 합리적이고 정확한 응력예측식을 만들 수 있다.
- 3) 외부 프리스트레싱 CFRP 긴장재의 극한응력 예측 시 부착감소계수와 비슷한 응력 평준화계수를 사용하여 시간에 따른 외부 프리스트레싱 긴장재 편심의 변화와 재하하중에 의한 모멘트 변화를 합리적으로 고려할 수 있다.
- 4) 외부 프리스트레싱 CFRP 긴장재의 깊이와 중립축의 깊이의 비로 나타낸 외부 프리스트레싱 긴장재의 극한응력 제안식은 응력 평준화계수와 응력수정계수 등을 도입하여 일반적인 관계식으로 나타낼 수 있으며 실측된 외부 프리스트레싱 긴장재의 극한응력을 매우 잘 예측하고 있다.
- 5) 프리스트레스트 콘크리트 보에서 외부 프리스트레싱 CFRP 긴장재의 극한응력은 내부 프리스트레싱 긴장재비와 외부 프리스트레싱 긴장재비의 증가에 따라 감소한다.
- 6) 외부 프리스트레싱 CFRP 긴장재의 극한응력은 시간/외부 PS 긴장재의 깊이비의 증가에 따라 감소한다.
- 7) 외부 프리스트레싱 긴장재의 응력은 프리스트레스트 콘크리트 보의 처짐과 선형적으로 비례한다.

감사의 글

본 연구는 제주대학교 발전기금 국외파견연구지원 (과제명: FRP 외부 긴장재를 이용한 콘크리트 보의 보강)에 의하여 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. Du, G and Tao, X., "Ultimate Stress in Unbonded Tendons of Partially Prestressed Concrete Beams", *PCI Journal*, Vol.30, No.6, 1985, pp.72~91.
2. Mattock, A. H., Yamazaki, J., and Jattula, B. T., "Comparative Study of Prestressed Concrete Beams with and without Bond", *ACI Journal*, Vol.68, No.3, 1971, pp.116~125.
3. Warwaruk, J., Sozen, M. A., and Siess, C. P., "Strength and Behavior in Flexure of Prestressed Concrete Beams", *University of Illinois Engineering Experiment Station Bulletin*, No.464, Urbana., Ill., Aug. 1962, 107pp.
4. ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Reinforced Concrete (ACI 318-05)*, American Concrete Institute, Detroit, Michigan, 2005, pp.272
5. AASHTO, *AASHTO LRFD Bridge Design Specification*, SI Unit 1st Ed., American Association of State Highway and

- Transportation Official, 1994, 2004, pp.5-34~35.
6. 건설교통부, 콘크리트구조설계기준, 한국콘크리트학회, 2003.
 7. 오병환, 유성원, “외부 비부착 강선을 가진 PSC 교량의 휨거동 해석기법 및 해석 프로그램 개발”, 대한토목학회 논문집, 19권 I-5호, 1999, pp.761~771.
 8. 오병환, 유성원, “외부 프리스트레스트 콘크리트 부재의 극한상태에서의 강선응력 예측식 제안”, 콘크리트학회 논문집, 11권 6호, 1999, pp.12~24.
 9. 이종윤, 임재형, 문정호, 신경재, “비부착 긴장재를 갖는 프리스트레스트 콘크리트 보에서 긴장재 응력의 과대평가”, 콘크리트학회 논문집, 11권 4호, 1999, pp.73~81.
 10. 임재형, 문정호, 음성우, 이리형, “프리스트레스트 콘크리트 부재에서 비부착 긴장재의 극한응력에 관한 연구 (II)-변형도 적합조건을 이용한 설계식의 제안”, 콘크리트학회지, 9권 5호, 1997, pp.105~113.
 11. 임재형, 문정호, 음성우, 이리형, “프리스트레스트 콘크리트 부재에서 비부착 긴장재의 극한응력에 관한 연구 (I)-기준연구 및 ACI 규준식의 고찰”, 콘크리트학회지, 9권 4호, 1997, pp.167~176.
 12. 임재형, 문정호, 이리형, “비부착 긴장재의 응력산정을 위한 극한강도 설계식의 평가”, 콘크리트학회 논문집, 11권 3호, 1999, pp.113~122.
 13. Campbell, T. I. and Chouinard, K. L., “Influence of Non-prestressed Reinforcement on the Strength of Unbonded Partially Prestressed Concrete Members”, *ACI Structural Journal*, Vol.88, No.5, 1991, pp.546~551.
 14. Canadian Standards Association Can3-A23.3-M84, *Design of Concrete Structures for Buildings*, Canadian Standards Association, Dec. 1984, 281pp.
 15. Naaman, A. E. and Alkhairi, F. M., “Stress at Ultimate in Unbonded Post-Tensioning Tendons: Part 2-Proposed Methodology”, *ACI Structural Journal*, Vol.88, No.6, 1991, pp.683~692.
 16. Pannell, F. N., “The Ultimate Moment of Resistance of Unbonded Prestressed Concrete Beams”, *Magazine of Concrete Research*, Vol.21, No.66, 1969, pp.43~54.
 17. Tom, A. and Pannell, F. N., “The Ultimate Moment of Resistance of Unbonded Partially Prestressed Reinforced Concrete Beams”, *Magazine of Concrete Research*, Vol.28, No.97, Dec. 1976, pp.203~208.
 18. 박상렬, “외부 프리스트레싱으로 보강된 RC 보에서 강재량 및 텐던깊이에 따른 프리스트레싱 강재의 극한응력”, 콘크리트학회 논문집, 15권, 4호, 2003, pp.585~593.

요 약 본 연구는 CFRP 긴장재를 이용하여 외부 프리스트레싱으로 보강된 프리스트레스트 콘크리트 보에 관한 문헌 연구와 프리스트레싱 CFRP의 극한응력 예측식의 개발, 극한응력에 영향을 미치는 변수들에 대한 실험 등이다. 새로운 통합 예측식 개발을 위하여 비부착 프리스트레싱 CFRP의 극한응력에 대한 ACI 시방서 설계식을 확장하고 분석하였다. 본 논문에서는 외부 CFRP 긴장재의 극한응력에 대한 새로운 합리적 예측식을 제안하고 있는데, 프리스트레싱 긴장재와 중립축의 깊이비의 함수로서 표현하여 내부 PS 강재의 영향을 고려하고 있다. 실험 연구에서는 프리스트레싱 CFRP의 극한응력에 가장 큰 영향을 미치는 실험 변수를 가지고 외부 프리스트레싱으로 보강된 PSC 보를 제작하여 실험하였다. 실험 연구에서 채택한 영향인자들은 내부 PS 강재비, 외부 PS 긴장재비, 시간과 PS 강재 깊이비 등이다. 실험 결과는 분석되어 외부 프리스트레싱 CFRP의 극한응력에 대한 제안된 예측식의 합리성과 적용성을 확인하였다.

핵심용어 : 외부 프리스트레싱, 극한응력, CFRP 긴장재, 예측식