

외부강선으로 긴장된 PSC 거더의 비선형 해석

Nonlinear Analysis of PSC Girders with External Tendons

최 규 천* 이 재 석†
Choi, Kyu-Chon Lee, Jae-Seok

요 지

이 논문에서는 외부강선으로 긴장된 PSC 거더의 비선형 해석방법에 대한 연구를 수행하였다. 외부강선은 정착부와 편향부에서만 부재와 일체로 거동을 하고 정착부-편향부, 편향부-편향부 사이에서 독립적인 거동을 보이는 특성으로 인해 구조물의 처짐이 증가할 경우 부재와 외부강선의 편심량이 감소하여 모멘트가 변화하는 2차 효과(secondary effect)가 발생한다. 또한 편향부에서 외부강선의 인장력 차이로 인해 슬립(slip)이 발생할 경우 외부강선의 인장력이 재분배되어 복잡한 비선형 거동을 보이게 된다. 이 논문에서는 정착부-편향부, 편향부-편향부 사이의 외부강선을 여러 개의 곡선요소로 모사하고, 편향부에서의 마찰력과 driving force(미끄러지는 힘)의 평형관계를 이용하여 외부강선의 인장력을 재분배함으로써 편향부에서의 슬립효과를 고려하였다. 이 논문에서 제시한 외부강선의 유한요소모델과 해석방법을 저자들이 개발한 시공 단계를 고려한 PSC 뼈대의 비선형 해석 프로그램에 통합하고, 외부강선으로 긴장된 PSC 보의 해석에 적용하여 외부강선에 대한 유한요소모델 및 해석방법의 정당성과 적용성을 확인하였다. 또한 편향부의 수와 편향부에서의 마찰계수에 따른 극한거동을 검토해본 결과, 편향부의 수가 증가할수록 PSC 보의 항복하중과 극한하중은 증가하였으며, 편향부에서의 마찰계수에 따른 극한거동은 외부강선과 편향부 사이의 마찰력으로 인해 부재에 전달되는 모멘트의 영향에 따라 마찰계수가 적절한 값일 경우에 극한내력이 최대치를 보이는 것을 확인하였다.

핵심용어 : 외부강선, 편향부, 2차 효과, 비선형 해석, 극한해석, 프리스트레스트 콘크리트 거더

Abstract

A study for the nonlinear analysis method of prestressed concrete(PSC) girders with external tendons is presented. The PSC girders with external tendons show the complex nonlinear behavior due to the slip of external tendons at deviator and the change of eccentricity between the girders and external tendons. The external tendon between anchorage-deviator or deviator-deviator is modeled as an assemblage of the curved elements. The slip effect of the external tendon at deviator is taken into account using the force equilibrium relationship between the friction force and the driving force at each deviator. The finite element model and analysis method of the external tendon suggested herein are integrated in the nonlinear analysis program of segmentally erected PSC frames developed by the authors. The proposed analysis method is verified through the comparison of the analysis and experimental results obtained from other investigators. From the ultimate analysis results of PSC beams with external tendons having different number of deviators, the yielding and ultimate loads of PSC beams found to be increased as the number of deviators are increased. In addition, the ultimate capacity of the PSC beam increases according to the increase of friction coefficient between deviator and external tendon, whereas found to decrease over the certain value of friction due to the effect of the moment transmitted to the member by the friction force exerted from the external tendon.

Keywords : external tendon, deviator, secondary effect, nonlinear analysis, ultimate analysis, PSC girder

1. 서 론

외부강선은 콘크리트 부재의 내부에 쉬스관을 따라 강선을

배치하고 긴장한 후에 그라우팅(grouting)을 통하여 콘크리트 부재와 일체로 거동하는 내부강선과 달리 정착부와 편향부에서만 부재와 일체로 거동을 하고 정착부-편향부, 편향부

† 책임저자, 정회원 · 충북대학교 토목공학부 교수
Tel: 043-261-3242 ; Fax: 043-263-2409
E-mail: leejs@cbnu.ac.kr

* 한국도로공사 도로교통연구원 연구원

• 이 논문에 대한 토론을 2010년 8월 31일까지 본 학회에 보내주시면 2010년 10월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

-편향부 사이에서는 직선적인 거동을 보이는 특성으로 인해 구조물의 처짐이 증가할 경우 부재와 강선의 편심량이 감소하여 모멘트가 변화하는 2차 효과(secondary effect)가 발생하게 된다(김형규 등, 2003). 또한 외부하중이 증가하여 편향부에서 외부강선의 인장력 차이로 인해 슬립(slip)이 발생할 경우, 외부강선의 인장력이 재분배되어 복잡한 비선형 거동을 보이게 된다. 이와 같이 외부강선으로 긴장된 구조물의 복잡한 비선형 거동과 장기거동을 정확히 예측하기 위해서는 외부강선을 실제와 유사하게 모사할 수 있는 유한요소 모델의 선택이 중요하고, 편향부에서의 슬립을 고려할 수 있는 해석방법 뿐만 아니라 재료의 비선형성과 기하학적 비선형성 및 재료의 시간의존적 특성의 영향을 고려할 수 있는 해석방법이 필요하다.

외부강선으로 긴장된 구조물의 거동 특성을 규명하기 위한 연구들을 살펴보면, 오병환 등(1999)은 외부강선을 직선트러스요소로 이상화하고 편향부에서의 슬립을 고려한 해석방법을 제시하였다. 외부강선의 강성은 외부강선이 뼈대요소의 기준축과 평행하고 기준축으로부터 양 절점까지의 편심거리의 평균값만큼 떨어져 있다고 가정하여 근사적으로 구하였다. 편향부에서 슬립으로 인한 외부강선의 인장력은 슬립이 발생하기 전과 후의 총 신장량은 같다는 조건을 이용하여 첫 번째 외부강선의 인장력을 구한 후에 나머지 외부강선의 인장력은 편향부에서의 평형조건을 이용하여 반복계산을 통하여 구하였다. Lou 등(2006)은 외부강선을 직선트러스요소로 이상화하여 외부강선으로 긴장된 부재의 비선형 거동을 예측할 수 있는 해석방법을 제시하였으나 편향부와 외부강선의 슬립효과를 고려하지는 않았다. 광효경 등(2006)은 외부강선을 직선 트러스요소로 이상화하고, 편향부에서의 평형관계로부터 슬립을 유발시키는 힘을 구한 후에 이 힘을 편향부에 걸쳐 있는 외부강선에 재분배함으로써 슬립효과를 고려하였다. 외부강선의 강성은 오병환 등(1999)과 같이 외부강선이 뼈대요소의 기준축으로부터 양 절점까지의 편심거리의 평균값만큼 떨어져 있다고 가정하여 근사적으로 구하였다. 이준석 등(2006)은 외부강선을 다절점 케이블요소로 모사하고, 편향부와 외부강선 사이에 마찰이 발생하지 않는다고 가정하여 슬립이 자유롭게 발생하는 경우에 대한 기하비선형 해석방법을 제시하였으나 편향부에서의 마찰을 고려하지는 않았다. Ramos 등(1996)은 외부강선을 직선 트러스요소로 모사하고, 외부강선이 편향부에 완전히 부착되어 슬립이 발생하지 않는 경우와 슬립이 자유롭게 발생하는 경우를 고려한 해석방법을 제시하였으나 편향부에서의 마찰을 고려하지는 않았다.

이상의 연구들을 고찰해 보면, 외부강선으로 긴장된 구조

물의 비선형 거동을 정확히 예측하기 위해서는 외부강선을 실제와 유사하게 모사할 수 있는 유한요소모델과 편향부에서의 슬립을 고려할 수 있는 해석방법이 필요함을 알 수 있다.

따라서 이 논문에서는 외부강선으로 긴장된 PSC 거더의 구조적 거동을 정확하게 예측하기 위해 외부강선을 곡선요소로 모사하고, 편향부에서의 슬립을 고려한 해석방법을 저자들이 개발한 시공단계를 고려한 PSC 뼈대의 비선형 해석 프로그램(이재석 등, 2007)에 통합한 후에 외부강선으로 긴장된 PSC 보의 해석에 적용하여 이 논문에서 제시한 해석방법의 정당성과 적용성을 검토하였다. 또한 부가적으로 편향부의 수와 편향부에서의 마찰계수가 외부강선으로 긴장된 PSC 보의 극한거동에 미치는 영향도 검토하였다.

2. 유한요소 모델

이 논문에서는 외부강선으로 긴장된 PSC 부재의 비선형 해석을 위해 뼈대요소와 내부강선요소 및 외부강선요소를 고려하였다. 뼈대요소와 내부강선요소는 참고문헌(이재석 등, 2007)에 자세히 설명되었으며, 여기서는 PSC 부재를 구성하는 뼈대요소 및 내부강선요소에 대해 간략히 살펴본 후에 외부강선요소에 대해 상세히 기술하기로 한다.

2.1 PSC 뼈대요소

뼈대요소는 그림 1과 같이 요소의 길이방향으로 단면의 변화가 없는 직선요소로 가정하고, 임의의 단면형상을 표현하고 단면 내에서 두께 방향 뿐만 아니라 폭 방향으로도 변화하는 재료의 상태를 정확히 고려하기 위해 콘크리트와 보강철근 화이버로 이상화하였다. 뼈대요소 내의 각 화이버는 요소의 기준축(reference axis)으로부터 화이버 중심까지의 거리와 단면적으로 정의하였으며, 콘크리트와 보강철근은 완전히 부착되었다고 가정하여 부재 내에서 변위가 연속성을 유지하도록 하였다. 콘크리트의 시간의존적 변형을 예측하기 위해 크리프와 건조수축 및 강도증가를 고려하였다. 압축에서 콘크리트의 비선형 응력-변형을 관계는 Kent-Park 모델(Kent 등, 1971)을 참고하여 포물선-직선-직선 모델로 가정하였고, 인장균열과 인장증강효과 및 하중반전을 고려하였다. 보강철근의 응력-변형을 관계는 인장부와 압축부가 대칭인 이중직선(bilinear)모델로 가정하였고, 하중반전을 고려하였다.

내부강선요소는 뼈대요소의 양 절점에 강체로 연결된 3차원 직선트러스요소로 가정하고 그림 1과 같이 부재 내에서의 다양한 형태로 배치된 내부강선을 표현하기 위해 뼈대요소에

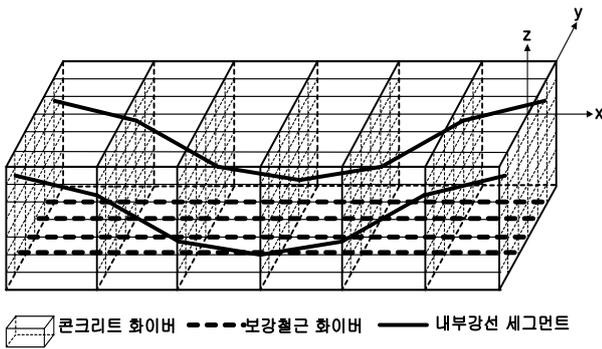


그림 1 PSC 부재의 이상화

걸쳐 있는 직선 세그먼트(linear segment)로 이상화하였다. 내부강선의 긴장방식은 포스트방식과 프리텐션방식을 고려하였다. 인장을 받는 내부강선의 비선형 응력-변형을 관계는 다중직선(multi-linear) 모델로 이상화하였으며, 인장력 손실로는 정착부의 활동에 의한 손실과 이완(relaxation)에 의한 손실을 고려하였다.

2.2 외부강선요소

외부강선은 그림 2와 같이 정착부와 편향부에서만 부재와 일체로 거동을 하고 정착부-편향부, 편향부-편향부 사이에서는 거의 직선적인 거동을 보인다. 특히 외부하중이 작용할 경우에는 그림 3과 같이 부재의 처짐으로 인해 강선의 편심량이 변화하게 되고, 이로 인해 모멘트가 변화하는 2차 효과가 발생하게 된다. 또한 편향부에 걸쳐 있는 외부강선의 인장력 차이로 인하여 발생하는 driving force가 편향부에서의 마찰력보다 크게 될 경우에는 편향부에서 슬립이 발생하게 되어 외부강선의 인장력이 재분배되고, 부재 내의 응력 역시

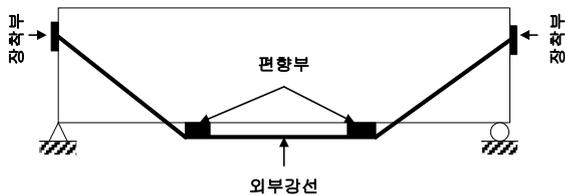


그림 2 외부강선으로 보강된 보

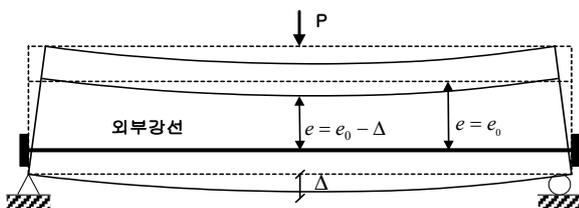


그림 3 외부강선의 2차 효과



그림 4 외부강선의 이상화

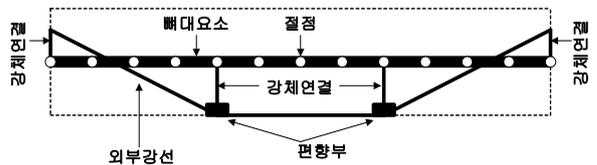


그림 5 외부강선과 빠대요소의 연결

재분배되어 복잡한 비선형 거동을 보인다.

외부강선이 정착부와 편향부에서 부재와 일체로 거동하고 정착부-편향부, 편향부-편향부 사이에서는 부재와 독립적으로 거동하는 특성을 해석적으로 모사하기 위해 그림 4와 같이 정착부-편향부, 편향부-편향부 사이의 강선을 절점이 2개에서 4개까지 가능한 여러 개의 곡선요소로 이상화하고, 그림 5와 같이 정착부와 편향부에서 빠대요소의 절점과 강체로 연결되었다고 가정하였다. 빠대 구조물의 변형으로 인한 정착부나 편향부의 새로운 절점좌표는 편향부의 최초 절점좌표에 외부강선이 강체로 연결된 빠대요소의 절점변위와 강체의 회전으로 발생하는 변위를 더하여 구하였다. 편향부에서 슬립이 발생할 경우, 편향부에 걸쳐 있는 외부강선의 슬립량을 고려하여 외부강선요소를 새로 정의해야 하나 오병환 등(2003)의 실험결과에 의하면 부재의 길이 8m이고, 외부강선이 2개의 편향부로 절곡된 경우에 극한하중 재하상태에서의 슬립은 약 4.2mm로 외부강선의 길이에 비해 상대적으로 작게 발생하는 것으로 나타났다. 따라서 이 논문에서는 편향부에서 슬립이 발생할 경우 외부강선의 길이변화는 상대적으로 작은 것으로 보고, 외부강선요소를 새로 정의하는 대신 편향부에서 걸쳐 있는 두 외부강선의 인장력을 재분배함으로써 슬립효과를 고려하였다.

외부강선은 내부강선과 같이 항복점이 명확히 정의되지 않는 특성이 있기 때문에 비선형 응력-변형을 관계는 다중직선(multi-linear) 모델로 이상화하였다. 외부강선의 재료상태는 응력-변형을 곡선의 각 직선구간별로 정의하고, 탄성계수는 응력-변형을 곡선에서 각 구간의 기울기와 같다고 가정하였다. 또한 외부강선의 인장력 손실로는 탄성변형으로 인한 손실, 건조수축 및 크리프에 의한 손실, 편향부에서의 슬립으로 인한 손실, 정착부의 활동에 의한 손실 및 이완에 의한 손실을 고려하였다.

3. 외부강선요소의 정식화

외부강선은 단면의 연직방향으로만 응력을 전달하고 단면에 대한 연직응력은 단면에 균일하게 분포하며 변형 중에 단면의 형상은 변하지 않는다고 가정하였다. 외부강선요소는 그림 6과 같이 요소의 절점을 2개에서 4개까지 가능하도록 하며 3차원 공간 상에서 변위가 충분히 큰 경우까지 고려할 수 있도록 하였다. 곡선요소의 절점 수를 N 이라고 하면 표 1에 나타낸 형상함수 h_k 를 이용하여 시간 t 와 $t + \Delta t$ 에서 요소내의 임의의 점에 대한 좌표는 식 (1)과 같이 표현하고, 시간 t 에서의 변위 및 변위증분은 식 (2)와 같이 표현할 수 있다. 여기서, $k=1, \dots, N$, $i=1, 2, 3$ 이다.

$${}^t x_i(r) = h_k {}^t x_i^k, \quad ({}^{t+\Delta t} x_i(r) = h_k ({}^{t+\Delta t} x_i^k) \quad (1)$$

$${}^t u_i(r) = h_k {}^t u_i^k, \quad u_i(r) = h_k u_i^k \quad (2)$$

외부강선요소는 단면에 연직력만 작용한다고 가정하였기 때문에 축방향 변형만을 고려하기로 하고 국부 요소(local

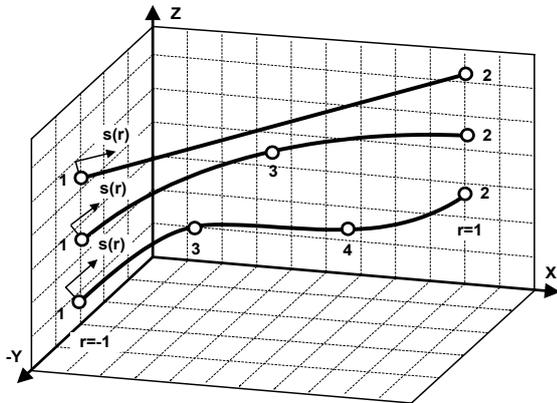


그림 6 외부강선의 기하학적 형상

표 1 형상함수

절점수	2	3	4
h_1	$\frac{1}{2}(1-r)$	$\frac{1}{2}(1-r)$ $-\frac{1}{2}(1-r^2)$	$\frac{1}{2}(1-r) - \frac{1}{2}(1-r^2)$ $+\frac{1}{16}(-9r^3 + r^2 + 9r - 1)$
h_2	$\frac{1}{2}(1+r)$	$\frac{1}{2}(1+r)$ $-\frac{1}{2}(1-r^2)$	$\frac{1}{2}(1+r) - \frac{1}{2}(1-r^2)$ $+\frac{1}{16}(9r^3 + r^2 - 9r - 1)$
h_3		$(1-r^2)$	$(1-r^2) +$ $\frac{1}{16}(27r^3 + 7r^2 - 27r - 7)$
h_4			$\frac{1}{16}(-27r^3 - 9r^2 + 27r + 9)$

element)에 대한 축방향 변형을 $\text{Curl}(\sim)$ 로 표시하면 다음 식과 같다.

$${}^t \tilde{\epsilon}_{11} = {}^t \tilde{\epsilon}_{11} + {}^t \tilde{\eta}_{11} = \frac{d {}^t x_i}{d s} \cdot \frac{d u_i}{d s} + \frac{1}{2} \frac{d u_j}{d s} \cdot \frac{d u_j}{d s} \quad (3)$$

여기서, ${}^t \tilde{\epsilon}_{11}$ 는 변형률 증분의 선형 항, ${}^t \tilde{\eta}_{11}$ 은 비선형 항을 나타내고, ${}^t s(r)$ 은 시간 t 에서 ${}^t x_1(r)$, ${}^t x_2(r)$, ${}^t x_3(r)$ 의 좌표로 표시되는 점에서의 곡선길이로서 절점에서의 곡선길이 s^k 로 나타내면 다음 식과 같다.

$${}^t s(r) = h_k {}^t s^k \quad (4)$$

변형률 증분의 선형 항 ${}^t \tilde{\epsilon}_{11}$ 과 비선형 항 ${}^t \tilde{\eta}_{11}$ 은 다음과 같다.

$${}^t \tilde{\epsilon}_{11} = {}^t J^{-1} \cdot \frac{d h_k}{d r} x_i^k \cdot {}^t J^{-1} \frac{d h_j}{d r} u_i^j \quad (5)$$

$${}^t \tilde{\eta}_{11} = \frac{1}{2} \frac{d u_i}{d s} \cdot \frac{d u_i}{d s} = \frac{1}{2} ({}^t J^{-1} \frac{d h_k}{d r} u_i^k \cdot {}^t J^{-1} \frac{d h_j}{d r} u_j^j) \quad (6)$$

여기서, ${}^t J$ 는 정규좌표계와 요소좌표계 간의 Jacobian이다. 위의 식들을 행렬의 형태로 나타내기 위해 절점좌표벡터 ${}^t x^T$, 절점변위벡터 \hat{u}^T , 형상함수행렬 H 는 다음과 같이 정의한다.

$${}^t x^T = \{ {}^t x_1^1 \quad {}^t x_1^2 \quad {}^t x_1^3 \quad \dots \quad {}^t x_1^N \quad {}^t x_2^N \quad {}^t x_3^N \} \quad (7)$$

$$\hat{u}^T = \{ u_1^1 \quad u_2^1 \quad u_3^1 \quad \dots \quad u_1^N \quad u_2^N \quad u_3^N \} \quad (8)$$

$$H = [h_1 I_3 \dots h_N I_3], \quad I_3 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (9)$$

식 (7), (8), (9)를 이용하여 요소 내의 임의의 점에 대한 좌표와 변위를 나타내면 다음과 같다.

$$\begin{cases} {}^t x_1 \\ {}^t x_2 \\ {}^t x_3 \end{cases} = H \cdot {}^t x, \quad \begin{cases} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \end{cases} = H \cdot \hat{u} \quad (10)$$

절점변위벡터 u^t 및 형상함수행렬 H 를 이용하여 ${}^t \tilde{\epsilon}_{11}$, ${}^t \tilde{\eta}_{11}$ 을 나타내면 다음과 같다.

$${}^t \tilde{\epsilon}_{11} = ({}^t J^{-1})^2 \cdot (H_r {}^t x)^T (H_r \hat{u}) = \frac{1}{J^2} x H_r^T H_r \hat{u} \quad (11)$$

$${}^t \tilde{\eta}_{11} = [{}^t J^{-1} \quad H_r \hat{u}]^T \cdot [{}^t J^{-1} \quad H_r \hat{u}] \quad (12)$$

축방향 변형만을 고려하여 선형화된 증분방정식을 나타내면 다음과 같다.

$$\int_{t_V} \tilde{C}_{1111} \tilde{e}_{11} \delta_t \tilde{e}_{11}^t dV + \int_{t_V} \tilde{\tau}_{11} \delta_t \tilde{\eta}_{11}^t dV \quad (13)$$

$$= \int_{t_V} {}^{t+\Delta t} f_i^B \delta u_i^t dV + \int_{t_S} {}^{t+\Delta t} f_i^S \delta u_i^t dS$$

$$- \int_{t_V} \tilde{\tau}_{11} \delta_t \tilde{e}_{11}^t dV$$

식 (13)에 식 (7)부터 식 (12)를 대입하여 임의의 가상 변위 $\delta \hat{u}$ 를 소거하여 정리하면 다음과 같다.

$$({}^t K_L + {}^t K_{NL}) \cdot \hat{u} = {}^{t+\Delta t} R - {}^t F \quad (14)$$

$${}^t K_L = \int_{t_V} B_L^T {}^t C B_L^t dV, \quad {}^t K_{NL} = \int_{t_V} B_{NL}^T {}^t \tau B_{NL}^t dV$$

$${}^{t+\Delta t} R = \int_{t_V} H^{Tt+\Delta t} \hat{f}^B dV + \int_{t_S} H^{Tt+\Delta t} \hat{f}^S dS$$

$${}^t F = \int_{t_V} B_L^T {}^t \tau_{11}^t dV$$

$$B_L = \frac{1}{l} x^T H_{,r}^T, \quad H_{,r}, \quad B_{NL} = \frac{1}{l} H_{,r}$$

$${}^t \tau = \begin{bmatrix} {}^t \tau_{11} & 0 & 0 \\ 0 & {}^t \tau_{11} & 0 \\ 0 & 0 & {}^t \tau_{11} \end{bmatrix}$$

여기서, ${}^{t+\Delta t} \hat{f}^B$ 과 ${}^{t+\Delta t} \hat{f}^S$ 는 각각 체력 및 면력의 좌표축에 따른 성분을 나타내는 벡터이다. ${}^t K_L$ 은 변형률 증분의 선형 항에 의한 강성도 행렬로서, ${}^t C$ 에 의하여 재료의 비선형 응력-변형률 관계를 나타내는 재료강성도 행렬이 되고, ${}^t K_{NL}$ 은 변형률 증분의 비선형 항에 의한 기하강성도 행렬, ${}^{t+\Delta t} R$ 은 체력 및 면력에 의한 등가하중벡터, ${}^t F$ 은 내부응력에 대한 등가하중벡터가 된다. ${}^t C$ 는 시간 t 에서의 접선탄성계수 행렬이며, 응력-변형률 곡선에서의 접선탄성계수 E_T 가 된다.

절점하중벡터 ${}^{t+\Delta t} R$ 와 비역학적 변형의 증분에 의한 등가 절점하중 ${}^t R_{NM}$ 및 내부지지하중벡터 ${}^t F$ 도 마찬가지로 다음과 같이 구할 수 있다.

$${}^{t+\Delta t} R = \int_{-1}^1 H^{Tt+\Delta t} \hat{f}^B A^t J dr + \int_{-1}^1 H^{Tt+\Delta t} \hat{f}^S P^t J dr \quad (15)$$

$${}^t R_{NM} = \int_{t_V} B_L^T {}^t C_t \tilde{e}_{11}^{NMt} dV = \int_{-1}^1 B_L^T {}^t C_t \tilde{e}_{11}^{NM} A^t J dr \quad (16)$$

$${}^t F = \int_{-1}^1 B_L^T {}^t \tau A^t J dr \quad (17)$$

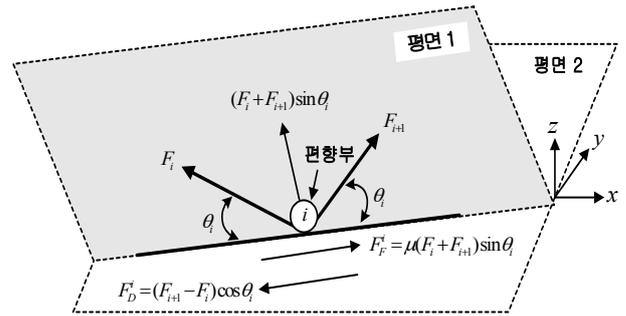


그림 7 편향부에서 힘의 평형

4. 외부강선의 인장력 계산

외부강선이 편향부에 의해 절곡된 경우 편향부와 외부강선 사이에 마찰력이 존재하게 된다. 편향부에서의 마찰력은 외부강선의 인장력과 마찰계수의 크기에 비례하고, 편향부에서 두 외부강선이 이루는 내측 각의 크기에 반비례한다. 3차원 공간상에서 외부강선으로 긴장된 부재는 편향부에 걸쳐 있는 두 강선의 인장력 차이로 인해 발생하는 driving force가 마찰력을 초과하게 되면 편향부에서 슬립이 발생하여 강선의 인장력이 재분배되고, 부재 내의 응력이 역시 재분배되어 복잡한 비선형 거동을 보이게 된다. 즉, 그림 7과 같이 3차원 공간상에서 편향부 i 에 걸쳐 있는 외부강선 i 와 $i+1$ 의 인장력 F_i 와 F_{i+1} 의 크기가 같지 않다면, 편향부 i 에서 두 강선이 이루는 평면 1내에 존재하는 두 강선과 동일한 각(θ_i)을 이루는 직선방향(그림에서 굵은 실선)으로 두 강선의 인장분력 F_i 와 F_{i+1} 의 합인 driving force F_D^i 가 발생하고, driving force F_D^i 가 마찰력 F_f^i 보다 클 경우에는 driving force와 마찰력의 크기가 같아질 때까지 슬립이 발생한다. 마찰력은 직선방향에 대한 수직항력에 마찰계수 μ_i 를 곱한 값이 된다. 여기서는 외부강선을 최초로 긴장할 때의 초기 인장력과 하중 재하시 외부강선의 인장력을 구하는 과정에 대해 설명하기로 한다.

4.1 최초 긴장 시 인장력 계산

외부강선은 최초로 긴장될 때 편향부에서의 마찰로 인해 긴장단에서 멀리 떨어진 편향부에 걸쳐 있는 강선일수록 인장력 손실이 증가하게 된다. 그림 8과 같이 외부강선이 2개의 편향부에 의해 절곡되고, A 단에서 F_1 으로 긴장될 경우에 강선 2와 3의 인장력 F_2, F_3 를 구하는 과정은 다음과 같다.

- 1) 먼저 3차원 공간상에서 각 편향부에 걸쳐 있는 세그먼트

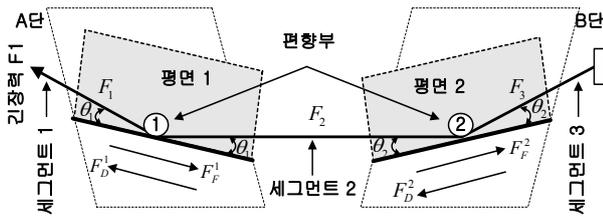


그림 8 초기 긴장력 산정

트가 이루는 평면 1과 2가 같지 않을 경우, 긴장 시 편향부에서의 마찰손실로 인한 세그먼트의 인장력을 구하기 위해 먼저 각 편향부에 걸쳐 있는 세그먼트들의 위치벡터에 대한 내적을 이용하여 θ_1 과 θ_2 를 구한다. θ_i 에 대한 일반식은 다음과 같고, 여기서 P_i 와 P_{i+1} 은 편향부 i 에서 세그먼트 i 와 $i+1$ 의 끝단에 대한 위치벡터이다.

$$\theta_i = \left[180^\circ - \cos^{-1} \left(\frac{P_i \cdot P_{i+1}}{|P_i||P_{i+1}|} \right) \right] / 2 \quad (18)$$

2) 편향부 1에서 driving force F_D^1 와 마찰력 F_F^1 는 다음과 같이 표현된다.

$$F_D^1 = (F_2 - F_1) \cos \theta_1 \quad (19)$$

$$F_F^1 = \mu_1 (F_2 + F_1) \sin \theta_1 \quad (20)$$

3) 편향부 1에서 driving force F_D^1 와 마찰력 F_F^1 은 반대 방향으로 작용하고, 크기가 같다는 조건으로부터 외부강선 2의 인장력 F_2 는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$F_2 = F_1 \left(\frac{\cos \theta_1 - \mu_1 \sin \theta_1}{\cos \theta_1 + \mu_1 \sin \theta_1} \right) \quad (21)$$

4) 외부강선 2의 인장력 F_2 가 결정되면, 외부강선 3의 인장력 F_3 는 식 (21)에서 θ_1 과 F_1 대신 단계 1)에서 구한 θ_2 와 단계 3)에서 구한 F_2 를 대입하여 간단히 구할 수 있다.

외부강선이 여러 개의 편향부로 절곡된 경우에도 외부강선 1의 인장력 F_1 은 이미 알고 있기 때문에 나머지 외부강선의 인장력은 식 (21)을 일반화한 다음 식을 이용하여 순차적으로 구할 수 있다.

$$F_{i+1} = F_i \left(\frac{\cos \theta_i - \mu_i \sin \theta_i}{\cos \theta_i + \mu_i \sin \theta_i} \right) \quad (22)$$

A 단에서 정착구의 활동에 의해 외부강선의 인장력 손실

이 발생한 경우에는 먼저 식 (22)을 이용하여 편향부에서 마찰을 고려한 외부강선의 초기 인장력 F_1, F_2, F_3 을 구한 후에 정착구의 활동으로 인한 외부강선 1의 인장력 손실 $\Delta P = d \cdot E_p \cdot A_p / L$ (E_p : 탄성계수, A_p : 단면적, L : 외부강선 1의 길이)를 구해 외부강선 1의 초기 인장력 F_1 에서 ΔP 를 빼서 외부강선 1의 인장력 F_1' 을 구한다. 다음으로 편향부 1에서 외부강선 1의 인장력 F_1' 과 외부강선 2의 인장력 F_2 에 의한 driving force F_D^1 와 마찰력 F_F^1 를 식 (19)와 (20)을 이용하여 구하고, driving force F_D^1 가 마찰력 F_F^1 보다 클 경우 편향부 1에서 슬립이 발생한 것으로 보고 외부강선 1과 2의 인장력 F_1' 과 F_2' 을 아래의 식을 이용하여 반복계산으로 구한다. 만약 driving force F_D^1 가 마찰력 F_F^1 보다 작을 경우에는 편향부에서 슬립이 발생하지 않은 것으로 보고 외부강선 1의 인장력은 인장력 손실을 고려한 F_1' , 외부강선 2, 3의 인장력은 초기 인장력 F_2, F_3 로 한다. 외부강선 2의 인장력 F_2' 이 결정되면 편향부 2에서의 슬립 여부를 결정하여 슬립이 발생할 경우에는 외부강선 3의 인장력 F_3' 은 아래의 식을 이용하여 동일한 방법으로 구한다.

$$F_i' = F_i + \frac{(F_{i+1} - F_i)}{2 \cos \theta_i} I_i \quad (23)$$

$$F_{i+1}' = F_{i+1} - \frac{(F_{i+1} - F_i)}{2 \cos \theta_i} I_i$$

여기서, I_i 는 편향부의 우측 외부강선 $i+1$ 의 인장력이 좌측 외부강선 i 의 인장력보다 크면 1, 작으면 -1이 된다.

4.2 하중재하 시 슬립으로 인한 인장력 계산

곽효경 등(2006)은 평면상에서 편향부에서의 driving force가 마찰력보다 큰 경우에 편향부에서 슬립이 발생한 것으로 보고 외부강선의 인장력은 driving force와 마찰력의 차이를 편향부에 걸쳐 있는 양 외부강선에 분배함으로써 구하였다. 이 논문에서도 이 방법을 채택하되 3차원 곡선 거더에도 적용이 가능하도록 3차원 공간 상에서 절곡된 강선에 대한 인장력을 구할 수 있도록 확장하였다. 그림 9와 같이 외부하중으로 인하여 편향부에서 슬립이 발생할 경우 외부강선의 인장력을 구하는 과정을 요약하면 다음과 같다.

1) 먼저 편향부에서 슬립이 발생하지 않은 상태 즉, 외부강선이 편향부에서 뼈대요소에 강제로 연결되었다고 가정하여 강선의 인장력 F_1, \dots, F_n 을 구한다.

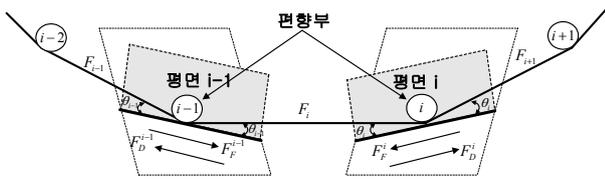


그림 9 Driving Force와 마찰력의 관계

2) 각 편향부에서 driving force F_D^1, \dots, F_D^{n-1} 와 마찰력 F_F^1, \dots, F_F^{n-1} 를 식 (19)와 (20)을 이용하여 구한다.

3) 각 편향부에서 driving force와 마찰력의 차이인 $\Delta F_1, \dots, \Delta F_{n-1}$ 을 아래의 식을 이용하여 구한다. 이 값들은 편향부에서 슬립을 유발하는 힘들로서 0보다 크면 편향부에서 슬립이 발생한 것으로 보고 단계 4)에서 슬립을 고려한 외부강선의 인장력을 계산하고, 0보다 작으면 슬립이 발생하지 않은 것으로 보고 외부강선의 인장력은 단계 1)에서 구한 값으로 그대로 사용한다.

$$\begin{aligned} \Delta F_i &= F_D^i - F_F^i \\ &= I_i(F_{i+1} - F_i)\cos\theta_i - \mu_i(F_{i+1} + F_i)\sin\theta_i \end{aligned} \quad (24)$$

4) 만약 편향부 $i-1$ 과 i 에서 슬립이 발생하였다면 ($\Delta F_{i-1} > 0, \Delta F_i > 0$), 강선 i 의 인장력은 아래의 식을 이용하여 편향부 $i-1$ 과 i 에서 슬립이 발생하지 않을 때까지 반복계산을 통해 구한다. 즉, 슬립을 유발하는 힘 ΔF_{i-1} 과 ΔF_i 를 분배계수 M 으로 나눈 값을 아래의 식에 대입하여 강선 $i-1, i, i+1$ 의 인장력 F'_{i-1}, F'_i, F'_{i+1} 을 구하고, 이 값들을 이용하여 다시 편향부 $i-1$ 과 i 에서의 driving force와 마찰력을 계산하여 driving force와 마찰력의 크기가 같아질 때까지 반복해서 강선 $i-1, i, i+1$ 에 인장력을 분배한다.

$$F'_i = F_i - \frac{\Delta F_{i-1}/M}{\cos\theta_{i-1}}I_{i-1} + \frac{\Delta F_i/M}{\cos\theta_i}I_i \quad (25)$$

위에서 분배계수 M 은 슬립을 유발하는 힘 ΔF_{i-1} 과 ΔF_i 를 작게 분할하여 보정함으로써 반복계산을 안정적으로 진행하기 위한 수치이다. 편향부에서 driving force와 마찰력의 차이가 크고, M 을 작게 정의할 경우 반복계산 수는 줄일 수 있으나 반복계산 중에 분배되는 강선의 인장력이 상대적으로 커지기 때문에 마지막 반복계산 단계에서 슬립이 발생하는 반대방향에 있는 강선의 인장력이 크게 분배될 수 있고, 슬립이 발생하는 방향에 있는 강선의 인장력은 작게 분배될 수 있다. 이와 같이 편향부에서의 슬립으로 인한 강선의 인장력

분배에 대한 오차를 최소화하기 위해서는 M 을 적당한 크기로 정의해야 하며, 이 논문에서는 2보다는 큰 값을 입력 데이터로 조절할 수 있도록 하였다.

5. 외부강선으로 긴장된 PSC 보의 극한해석

이 논문에서 제시한 외부강선에 대한 유한요소모델 및 해석방법에 대한 정당성 및 적용성을 검토하기 위해 외부강선으로 긴장된 PSC 보를 대상으로 극한해석을 수행하여 해석 결과를 선형 연구자의 해석결과 및 실험결과와 비교하였으며, 편향부의 수에 따른 PSC 보의 거동 특성을 검토한 후에 분배계수가 PSC 보의 극한거동을 예측하는데 미치는 영향을 검토하였다. 또한 편향부에서의 마찰계수에 따른 PSC 보의 거동 특성도 검토하였다.

5.1 외부강선요소 및 해석방법 검증

그림 10과 같이 구형단면을 갖는 PSC 보에 사전가력으로 균열을 발생시킨 후에 그림 11과 같이 외부강선으로 긴장한 경우에 대한 극한해석을 수행하여 해석결과를 광효경 등 (2006)의 해석결과 및 실험결과와 비교를 통하여 이 논문에서 제시한 외부강선요소 및 해석방법에 대한 정당성을 검토하였다. 외부강선으로 긴장되지 않은 보는 CB0, 외부강선이 1개의 편향부로 절곡되어 긴장된 보는 EPCB1, 외부강선이 2개의 편향부로 절곡되어 긴장된 보는 EPCB2로 표기하였다.

실험은 콘크리트를 타설하고 7일이 경과한 후에 내부강선을 긴장하고, 11일에서 16일 사이에 균열을 발생시키기 위해 경간의 1/3과 2/3 지점에 집중하중을 240.1kN 재하한 후에 제거하였다. 재령 20일에 외부강선이 없는 CB0는 집중하중을 파괴가 일어날 때까지 재하하고, 외부강선으로 긴장된 EPCB1과 EPCB2는 외부강선에 긴장력을 도입한 후에 집중하중을 파괴가 일어날 때까지 재하하였다.

내부강선과 외부강선은 각각 SWPC 7B(D=15.2mm), SWPC 7B(D=12.7mm)를 사용하였다. EPCB1의 외부강선은 4절점 곡선요소 2개로 모사하고, EPCB2의 외부강선은 4절점 곡선요소 3개로 모사하였다. 해석에 사용된 재료성질은 선형 연구자가 제시한 값을 표 2에 나타난 것과 같이 적용하였고, 부족한 자료는 일반적으로 사용되는 값으로 적절히 가정하였다. 콘크리트의 성질은 ACI 모델을 따르는 것으로 하였고, 극한 크리프 계수와 건조수축 계수는 2.35와 0.0007로 가정하였다. 편향부에서의 마찰계수 μ 는 0.3을 적용하였다.

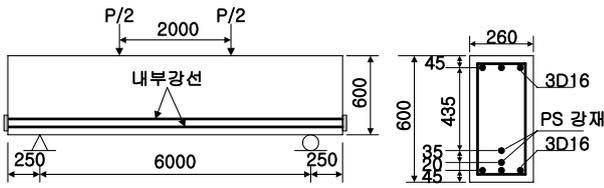
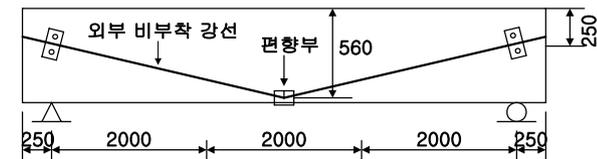
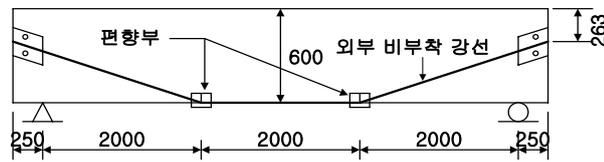


그림 10 구형 보(CB0)의 형상(단위 : mm)



(a) EPCB1



(b) EPCB2

그림 11 외부강선의 배치도(단위 : mm)

표 2 재료성질

콘크리트		보강철근	
압축강도 f_c	= 36.2MPa	항복응력 f_y	= 471MPa
탄성계수 E_c	= 30.12GPa	탄성계수 E_s	= 210GPa
극한변형률 ϵ_{cu}	= 0.0035	극한변형률 ϵ_{su}	= 0.3
내부강선		외부강선	
항복응력 f_{py}	= 1,580MPa	항복응력 f_{py}	= 1,598MPa
탄성계수 E_p	= 200GPa	탄성계수 E_p	= 200GPa
극한응력 f_{pu}	= 1,858MPa	극한응력 f_{pu}	= 1,881MPa
단면적 A_p	= 98.7mm ²	단면적 A_p	= 138.7mm ²
긴장력 P_i	= 133.67kN	EPCB1-긴장력 P_i	= 41.2kN
		EPCB2-긴장력 P_i	= 49.1kN

해석은 콘크리트를 재령 7일에 내부강선에 긴장력을 도입하여 해석을 시작하고, 재령 16일까지 크리프와 건조수축 및 내부강선의 이완을 고려한 시간의존적 해석을 수행하였다. 16일에 집중하중 240.1kN을 10단계로 나누어 재하한 후에 제거하고, 재령 20일까지 시간의존적 해석을 수행하였다. 재령 20일에 CB0은 중앙경간의 처짐을 단계별로 증가시키면서 국부파괴가 발생할 때까지 해석을 하였고, EPCB1과 EPCB2는 외부강선에 긴장력을 도입한 후에 중앙경간의 처짐을 단계별로 증가시키면서 국부파괴가 발생할 때까지 해석을 하였다.

그림 12부터 14에는 하중증가에 따른 중앙경간의 처짐을 선행 연구자의 실험결과 및 해석결과와 비교하여 나타냈으며, 이 논문의 해석결과와 유사한 결과를 보임을 확인하였다.

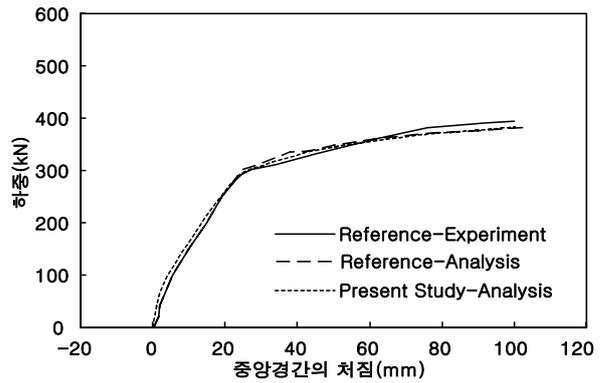


그림 12 CB0의 하중-처짐 곡선

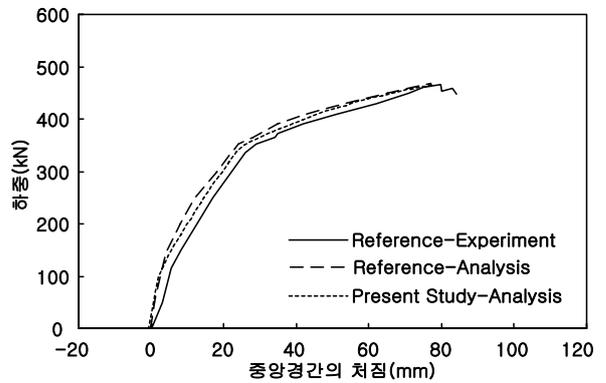


그림 13 EPCB1의 하중-처짐 곡선

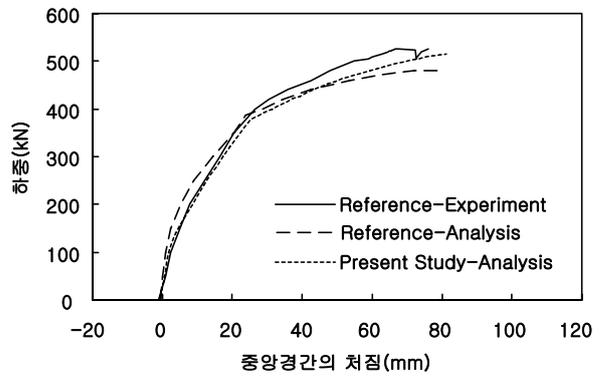


그림 14 EPCB2의 하중-처짐 곡선

표 3 극한하중 재하상태에서 내부강선과 외부강선의 응력 (단위 : kN/m²)

	내부강선 (응력/항복응력)	외부강선 (응력/항복응력)
CB0	1.865×10 ⁶ (1.167)	-
EPCB1	1.826×10 ⁶ (1.143)	1.178×10 ⁶ (0.746)
EPCB2	1.787×10 ⁶ (1.118)	1.424×10 ⁶ (0.901)

항복하중은 최초로 보강철근이 항복할 때까지 재하된 하중으로 정의하였다. 각 실험체의 항복하중과 극한하중을 살펴보면, CB0는 각각 295.0kN, 383.3kN으로서 실험결과와

표 4 외부강선요소에 따른 거동 분석(단위 : kN)

	2절점요소 1개	3절점요소 1개	4절점요소 1개	4절점요소 2개
항복하중	377.75	377.75	377.76	377.77
극한하중	515.08	515.10	515.11	515.12

294.0kN, 394.0kN와 각각 0.34%, 2.72%의 차이를 보였고, EPCB1은 350.3kN, 465.6kN으로서 실험결과의 354.8kN, 466.5kN과 각각 1.27%, 0.19%의 차이를 보였다. 또한 EPCB2는 377.8kN, 515.1kN으로서 실험결과의 397.9kN, 526.3kN과 각각 5.05%, 2.14%의 차이를 보였다. EPCB1과 EPCB2의 해석결과가 선행 연구자의 해석결과와 다소 차이를 보인 것은 외부강선모델과 외부강선의 강성을 구하는 방법의 차이에서 기인된 것으로 판단된다. 이 논문에서는 외부강선을 4절점 곡선요소로 모사하고 외부강선의 강성(stiffness)을 강선의 배치형태를 고려하여 가능한 정확히 구하였으나 선행 연구자는 외부강선을 직선 트러스요소로 모사하고 외부강선의 강성을 요소의 중간점에서의 평균값, 즉 외부강선이 배대요소의 기준축으로부터 양 절점까지의 편심거리의 평균값만큼 떨어져 있다고 가정하여 근사적으로 구하였다.

표 3에는 극한하중 재하상태에서 내부강선과 외부강선의 응력을 나타냈다. CB0와 EPCB1 및 EPCB2의 내부강선은 각각 극한하중의 68.5%와 69.9% 및 73.7%가 재하되었을 때 최초로 항복되었으며, 극한하중이 재하된 상태에서의 응력은 각각 항복응력의 116.7%, 114.3%, 111.8%인 것으로 나타났다. 반면 외부강선은 극한하중이 재하되었을 때 EPCB1과 EPCB2 모두 항복응력상태에 도달하지 못하였으며, 극한하중 재하상태에서의 응력은 각각 항복응력의 74.6%와 90.1%인 것으로 나타났다.

표 4에는 EPCB2에서 정착부-편향부, 편향부-편향부 사이의 외부강선을 2절점 곡선요소 1개, 3절점 곡선요소 1개, 4절점 곡선요소 1개 및 4절점 곡선요소 2개로 모사한 경우에 대한 항복하중과 극한하중을 나타냈으며, 외부강선은 극한하중에 근접할수록 거의 직선적인 거동을 보이기 때문에 외부강선요소에 따른 PSC 보의 거동 차이는 크지 않은 것으로 나타났다.

5.2 편향부의 수에 따른 거동 특성

그림 15와 같이 편향부가 1, 2, 3, 5개인 경우에 대한 극한해석을 수행하여 편향부의 수에 따른 거동 특성을 분석하였다. 해석은 재령 20일에 내부강선과 외부강선을 동시에 긴장한 후에 국부파괴가 발생할 때까지 중앙경간의 처짐을 단

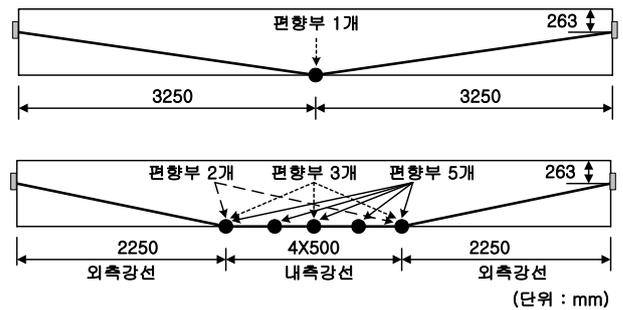


그림 15 편향부의 수에 따른 강선의 배치형태

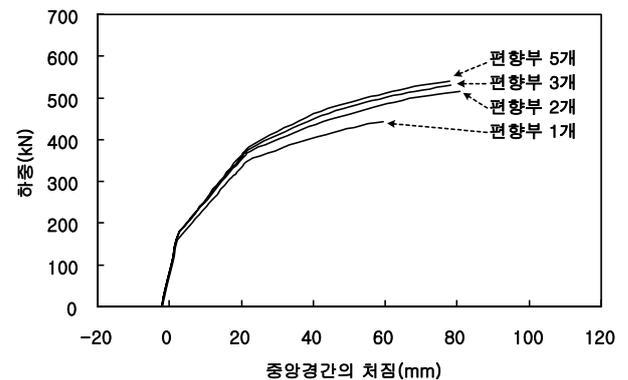


그림 16 편향부의 수에 따른 하중-처짐 곡선

계별로 증가시키면서 수행하였다. 정착부-편향부, 편향부-편향부 사이의 외부강선은 각각 4절점 곡선요소 1개씩으로 이상화하였다.

그림 16에는 편향부의 수에 따른 하중-처짐 곡선을 나타냈다. 균열하중은 보에 최초로 균열이 발생할 때까지 재하된 하중으로 정의하였으며, 편향부의 수가 1, 2, 3, 5개인 경우에 균열하중은 각각 167.4kN, 177.6kN, 177.4kN, 177.0kN으로서 편향부 수가 1개인 경우를 제외하고 거의 동일한 하중재하 상태에서 균열이 발생하였다. 반면 항복하중과 극한하중은 편향부의 수가 1개인 경우에는 351.8kN과 468.0kN, 2개인 경우에는 373.9kN과 516.9kN, 3개인 경우에는 378.8kN과 530.6kN, 5개인 경우에는 382.8kN과 540.5kN으로서 편향부의 수가 증가할수록 증가하는 것으로 나타났다. 편향부의 수가 2, 3, 5개인 경우에 균열하중이 거의 유사하게 나타난 이유는 균열발생 전까지의 처짐은 상대적으로 작게 발생하여 강선의 편심량 감소로 인한 2차 효과가 보의 거동에는 큰 영향을 미치지 못하였기 때문이다. 반면 편향부 수가 증가할수록 항복하중 및 극한하중이 증가한 이유는 편향부 수가 증가할수록 보의 처짐으로 인한 강선의 편심량 손실이 감소하게 되고, 이에 더하여 강선의 연직방향 분력이 증가한 편향부를 통하여 부재에 전달되었기 때문이다.

5.3 분배계수의 영향 검토

분배계수가 외부강선으로 긴장된 PSC 부재의 극한거동을 예측하는데 미치는 영향을 검토하기 위해 외부강선이 2개의 편향부로 절곡된 PSC 보를 대상으로 분배계수와 하중증분의 크기를 변화시킨 경우에 대한 극한해석을 수행하여 극한거동을 검토하였다. 해석은 콘크리트 재령 20일에 내부강선과 외부강선을 동시에 긴장한 후에 하중증분법을 이용하여 경간의 1/3과 2/3 지점에 집중하중의 합력을 각각 10, 20, 30, 40, 50kN씩 단계별로 균일하게 증가시킨 5가지 경우에 대해 분배계수를 변화시키면서 수행하였으며, 각각의 경우에 대한 극한하중 및 극한하중에서의 처짐을 표 5에 나타냈다. 이 예제의 경우 하중증분이 30kN이하인 경우에는 분배계수와 관계없이 극한거동은 거의 유사하게 나타난 반면 하중증분이 40kN이상이고 분배계수가 2인 경우의 극한하중은 동일한 하중증분(40kN이상)에 대해 분배계수를 100을 한 경우보다 각각 4.4%와 4.7% 작게 예측되었고, 극한하중에서의 처짐도 각각 28.3%와 29.67% 작게 예측되었으나 분배계수를 10이상으로 한 경우에는 거의 유사한 극한거동이 예측되었다. 하중증분이 30kN이하인 모든 경우와 40kN이상이고, 분배계수가 10이상인 경우에는 중앙경간에 위치한 상부 콘크리트에서 압축파괴를 일으켰으나 하중증분이 40kN이상이고, 분배계수가 2인 경우에는 양 편향부의 외측에 위치한 상부 콘크리트에서 압축파괴를 일으켰다. 이와 같이 하중증분이 40kN이상이고, 분배계수가 2인 경우의 파괴양상이 다르게 예측되고, 낮은 하중단계에서 파괴를 일으킨 이유는 편향부에서 걸쳐 있는 두 외부강선의 인장력 차이가 분배계수를 10이상으로 한 경우보다 상대적으로 크게 예측되었으며, 이 힘에 의한 증가한 모멘트가 편향부를 통하여 편향부의 외측에 위치한 상부 콘크리트의 압축변형률을 증가시키는 방향으로 보에 전달하였기 때문에 상대적으로 낮은 하중단계

에서 파괴를 일으켰다.

이 예제를 통하여 슬립으로 인한 외부강선의 인장력을 정확히 구하기 위해서는 분배계수를 적절히 가정하는 것이 중요함을 확인할 수 있었으며, 분배계수는 외부강선의 배치형태, 편향부의 수, 부재의 지지조건 및 하중조건 등에 따라 달라질 수 있으나 약 50에서 100정도로 가정할 경우 PSC 부재의 거동을 정확하고 안전하게 예측할 수 있을 것으로 판단된다.

5.4 마찰계수에 따른 거동 특성

편향부와 외부강선 사이의 마찰계수가 PSC 보의 극한거동에 미치는 영향을 검토하기 위해 외부강선이 2개의 편향부로 절곡된 PSC 보를 대상으로 마찰계수를 변화시킨 경우에 대한 해석을 수행하여 극한거동을 검토하였다. 해석은 콘크리트 재령 20일에 내부강선과 외부강선을 동시에 긴장한 후에 중앙경간의 변위를 단계별로 증가시키면서 국부파괴가 발생할 때까지 수행하였다.

그림 17부터 19에는 편향부와 외부강선 사이의 마찰계수를 0.0, 0.5, 1.0, ∞로 변화시킨 경우와 외부강선을 내부강선요소로 모사하여 편향부에서의 슬립을 고려하지 않은 경우에 대한 하중-처짐 곡선과 PSC 보의 모멘트 및 파괴양상을 나타냈다. 마찰계수가 0.0인 경우에는 편향부에서 마찰력이 발생하지 않기 때문에 슬립에 자유로운 상태를 나타내고, 마찰계수가 ∞인 경우에는 외부강선이 편향부에 강체로 연결되어 슬립이 발생하지 않는 상태를 나타낸다. PSC 보의 처짐은 그림 17에 나타난 것과 같이 동일한 하중이 재하되었을 때 마찰계수가 감소할수록 증가하는 것으로 나타났으며, 극한하중은 마찰계수가 0.0에서 0.5로 증가하는 경우에 다소 증가하는 것으로 나타났으나 마찰계수가 1.0과 ∞로 증가하는 경우에는 오히려 감소하는 것으로 나타났다. 보의 최대모멘트는 그림 18에 나타난 것과 같이 마찰계수가 0.0과 0.5인 경우에는 보의 중앙부에서 발생하였으나 마찰계수가 1.0과 ∞인 경우에는 편향부가 위치한 보의 1/3과 2/3 지점의 외측에서 발생하였다. 보의 파괴는 그림 19에 나타난 것과 같이 마찰계수가 0.0인 경우에는 보의 중앙에 위치한 요소의 상연 콘크리트에서 발생하였고, 마찰계수 0.5인 경우에는 보의 중앙에 인접한 요소의 상연 콘크리트에서 발생하였다. 또한 마찰계수가 1.0보다 큰 경우에는 양 편향부의 외측에 위치한 요소의 상연 콘크리트에서 발생하였다. 이와 같이 마찰계수에 따라 극한하중 및 파괴양상이 차이를 보이는 이유는 마찰계수가 증가함에 따라 편향부에서 증가한 마찰력에 의한 모멘트 M1과 M2가 그림 19와 같이 양 편향부 사이에

표 5 분배계수에 따른 극한거동; 극한하중 kN, (처짐mm)

분배계수 \ 하중증분	2	10	50	100
10kN	518.8, (82.0)	518.6, (81.9)	518.6, (81.9)	518.6, (81.9)
20kN	519.3, (82.4)	518.7, (81.9)	518.7, (81.9)	518.7, (81.9)
30kN	521.7, (84.4)	521.8, (84.5)	520.4, (83.2)	520.4, (83.2)
40kN	496.7, (59.0)	519.3, (82.2)	519.3, (82.2)	519.3, (82.2)
50kN	495.8, (58.5)	519.2, (82.1)	520.3, (83.1)	520.3, (83.1)

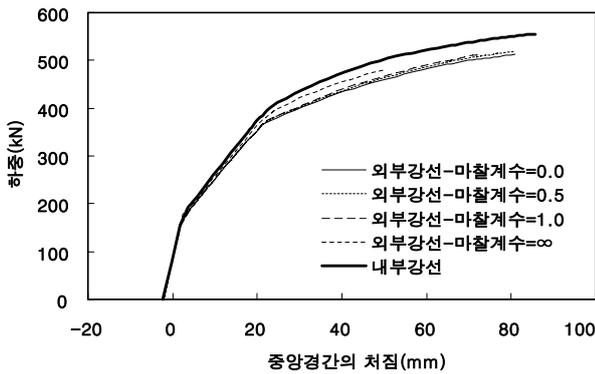


그림 17 마찰계수에 따른 하중-처짐 곡선

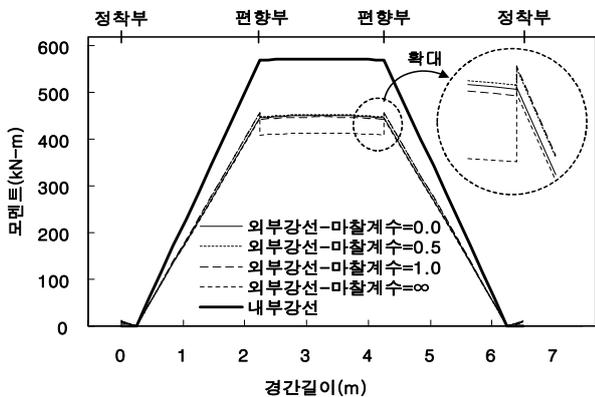


그림 18 마찰계수에 따른 보의 모멘트

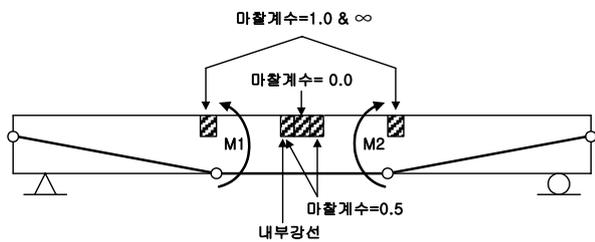


그림 19 마찰계수에 따른 보의 파괴양상

위치한 상연 콘크리트의 압축 변형률을 감소시키고, 편향부의 외측에 위치하 상연 콘크리트의 압축 변형률을 증가시키는 방향으로 보에 전달되었기 때문에 마찰계수가 일정한 크기로 증가할 때까지는 양 편향부 사이에 위치하 상연 콘크리트의 압축 변형률이 점차적으로 감소하여 극한하중이 다소 증가하였으나 마찰계수가 일정한 크기 이상으로 증가할 경우에는 편향부 사이에 위치하 상연 콘크리트의 압축 변형률은 감소한 반면 양 편향부의 외측에 위치하 상부 콘크리트의 압축 변형률이 크게 증가하여 낮은 하중단계에서 파괴를 일으켰다. 외부강선을 내부강선으로 모사한 경우의 극한하중은 편향부에서의 슬립효과와 보의 처짐으로 인한 2차 효과가 반영되지 않았기 때문에 마찰계수를 0.0, 0.5, 1.0, ∞로 가정하고 외부강선요소를 이용하여 슬립효과를 고려한 해석보다

각각 7.7%, 6.5%, 7.5%, 13.4% 크게 예측되었다.

이 예제의 해석결과로부터 편향부에서의 마찰계수에 따른 극한거동은 외부강선의 배치형태, 편향부의 수, 지지조건 및 하중조건에 따라 차이가 있을 수 있으나 이 예제와 같이 외부강선이 2개의 편향부에 의해 절곡되고 편향부와 같은 위치에 하중이 작용할 경우, 편향부에서의 마찰계수가 일정한 크기로 증가할 때까지는 극한지지력이 증가하였으나 그 이상으로 증가할 경우에는 편향부에서의 마찰력에 의한 모멘트가 극한지지력을 감소시키는 방향으로 편향부를 통하여 보에 전달되기 때문에 극한지지력은 오히려 감소함을 확인하였다. 또한 외부강선을 내부강선으로 모사할 경우 편향부에서의 슬립효과와 편심량 감소로 인해 모멘트가 변화하는 2차 효과를 고려할 수 없기 때문에 극한거동이 상당한 차이를 보였으며, 이 결과로부터 외부강선으로 긴장된 PSC 부재의 극한거동을 정확히 예측하기 위해서는 외부강선을 실제와 유사하게 모사할 수 있는 유한요소모델과 편향부에서의 슬립을 고려할 수 있는 해석방법 뿐만 아니라 편심량 감소로 인한 2차 효과를 고려할 수 있는 해석방법이 중요함을 확인하였다.

6. 결 론

이 논문에서는 외부강선으로 긴장된 PSC 거더의 비선형 거동을 예측하기 위해 외부강선을 곡선요소로 모사하고 편향부에서의 슬립을 고려하는 해석방법을 제시한 후 저자들이 개발한 시공단계를 고려한 3차원 PSC 뼈대의 비선형 해석 프로그램에 통합하고, 외부강선으로 긴장된 PSC 보의 극한 해석을 수행하여 다음과 같은 결과를 얻었다.

- 1) 외부강선으로 긴장된 PSC 보의 극한해석 결과를 선행된 실험결과와 비교하여 두 연구결과가 유사하며, 외부강선의 강성을 상대적으로 정확히 구함으로써 선행된 해석결과보다 개선된 결과를 얻을 수 있음을 확인하였다.
- 2) 분배계수를 50이상으로 가정할 경우, 외부강선으로 긴장된 PSC 보의 극한거동을 안정적으로 예측할 수 있었으며, 이 결과를 통하여 외부강선으로 긴장된 PSC 보의 극한거동을 정확히 예측하기 위해서는 분배계수를 적절히 정의함으로써 슬립으로 인한 외부강선의 인장력을 안정적으로 재분배하는 것이 중요함을 확인하였다.
- 3) 외부강선으로 긴장된 PSC 보에 균열이 발생하기 전까지의 편심량 손실은 보의 거동에 큰 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다. 반면, 균열이 발생한 이후에는 보의 처짐 증가로 인하여 외부강선의 편심량 손실이 크게 증가하나 편향부의 수를 증가시킴으로써 외부강선의 편심량 손실을 감소시킬 수 있었고, PSC 보의 항복하중 및 극

한하중을 증가시킬 수 있었다. 이 결과로부터 편향부를 적절한 수로 배치함으로써 외부강선으로 긴장된 PSC 교량의 내하력을 극대화할 수 있음을 확인하였다.

- 4) 편향부에서의 마찰계수에 따른 극한거동은 외부강선의 배치형태, 편향부의 수, 지지조건 및 하중조건에 따라 차이가 있을 수 있으나 외부강선이 2개의 편향부에 의해 절곡되고 편향부와 동일한 위치에 하중이 작용하는 경우, 편향부에서의 마찰계수가 일정한 크기로 증가할 때까지는 극한지지력이 증가하였으나 그 이상으로 증가할 경우에는 편향부에서의 마찰력에 의한 모멘트가 극한지지력을 감소시키는 방향으로 편향부를 통하여 보에 전달되기 때문에 극한지지력은 오히려 감소함을 확인하였다.

감사의 글

이 논문은 2008년도 충북대학교 학술연구지원사업의 연구비 지원에 의하여 연구되었으며, 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

곽효경, 손제국, 김선용, 박영환 (2006) 외부 비부착 강선을 갖는 PSC 보의 해석프로그램 개발, 대한토목학회 논문집, 26(2A), pp.247~260.
 김형규, 양동석, 박선규, 엄준석 (2003) 자켓-반침형 정착장치를 이용한 외부강선으로 보강된 RC 보의 실험적 평가, 대한토목학회 논문집, 23(3A), pp.503~511.

오병환, 유성원, 조운구, 서정인 (1999) 외부 비부착강선을 가진 PSC 교량의 휨거동 해석기법 및 해석 프로그램 개발, 대한토목학회 논문집, 19(I~5호), pp.761~771.
 오병환, 유성원, 조운구, 서정인 (2003) 강선 형상과 편향부수에 따른 외부 강선을 가진 PSC 보의 휨거동 실험, 대한토목학회 논문집, 23(4A), pp.795~804.
 이재석, 최규천 (2007) 순차적으로 시공되는 곡선 PSC 사장교의 비선형 해석, 대한토목학회 논문집, 27(1A), pp.45~57.
 이준석, 김문영, 한만엽, 김성보, 김낙경 (2006) 다절점 케이블요소를 이용한 외부 긴장된 강구조 시스템의 기하학적 비선형해석, 한국강구조학회 논문집, 18(6), pp.727~735
 Kent, D.C., Park, R. (1971) Flexural Members with Confined Concrete, *Journal of the structural division*, ASCE, 97(ST7), pp.1969~1990.
 Lou, T.J., Xiang, Y.Q (2006) Finite Element Modeling of Concrete Beams Prestressed with External Tendons, *Engineering Structures*, 28, pp.1919~1926.
 Ramos, G., Aparicio, A.C. (1996) Ultimate Analysis of Monolithic and Segmental Externally Prestressed Concrete Bridges, *Journal of Bridge Engineering*, ASCE, pp.10~17.

- 논문접수일 2010년 3월 8일
- 논문심사일 2010년 3월23일
- 게재확정일 2010년 4월22일