한국해양공학회지 제24권 제1호, pp 123-132, 2010년 2월 (ISSN 1225-0767)

진동기반 구조식별을 통한 프리스트레스트 콘크리트 거더의 긴장력 손실 검색 기법

호득유이* · 홍동수* · 김정태*
*부경대학교 해양공학과 스마트구조공학연구실

Prestress-Loss Monitoring Technique for Prestressd Concrete Girders using Vibration-based System Identification

Duc-Duy Ho*, Dong-Soo Hong* and Jeong-Tae Kim*
**Smart Structure Engineering Laboratory, Ocean Engineering, Pukyong National University, Busan, Korea*

KEY WORDS: Prestressd concrete girder 프리스트레스트 콘크리트 거더, Prestress force 긴장력, Finite element model 유한요소모델, Prestress loss prediction 긴장력손실 예측, Natural frequency 고유진동수, System identification 구조식별

ABSTRACT: *This paper presents a prestress-loss monitoring technique for prestressed concrete (PSC) girder structures that uses a vibration-based system identification method. First, the theoretical backgrounds of the prestress-loss monitoring technique and the system identification technique are presented. Second, vibration tests are performed on a lab-scaled PSC girder for which the modal parameter was measured for several prestress-force cases. A numerical modal analysis is performed by using an initial finite element (FE) model from the geometric, material, and boundary conditions of the lab-scaled PSC girder. Third, a vibration-based system identification is performed to update the FE model by identifying structural parameters since the natural frequency of the FE model became identical to the experimental results. Finally, the feasibility of the prestress-loss monitoring technique is evaluated for the PSC girder model by using the experimentally measured natural frequency and numerically identified natural frequency for several prestress-force cases.*

1. 서 론

산업사회로 발전하는 과정에서 건설된 대형 구조물과 시설물들은 설계 및 시공과정에서의 결함 또는 설계 당시에 고려하지 못하였던 각종 요인으로 인하여 구조 손상이 발생할 위험이 있다. 또한, 구조물의 사용기간이 경과함에 따라 노후화되어 안전성마저 크게 위협을 받고 있다. 심각한 정도의 구조손상이 발생한 구조물의 경우에는 설계 당시에 계획되었던 설계 사용년한에 크게 못 미칠 정도로 사용년한의 단축을 초래하는 경우도 빈번히 발생하고 있다. 이에, 구조물의 장기적인 안정성 및 작동성을 확보하기 위한 노력이 절실히 요구되고 있다. 특히 건물, 교량, 댐, 해양 구조물, 원자력 발전소 등과 같은 대형 구조물은 각종 운영하중, 외부 물체에 의한 충격, 지진, 풍하중, 파랑하중, 부식 등에 지속적으로 노출되어 있으며, 이들로부터 구조물의 안전을 확보하는 문제는 사회적 현안이 되었다(김정태, 1999; 김정태 등, 2000; 2003; 윤정방과 이형진, 1997).

구조물의 안전성을 평가하는 방법은 실험을 통해 얻어진 결과를 바탕으로 평가하는 것과 유한요소모델과 같은 수치해석을 통해 얻어진 결과를 바탕으로 평가하는 방법이 있다. 실험을 통한 방법은 신뢰도가 높은 결과를 얻을 수 있으나, 많은 시간과 비용이 소요되고 설계 변화에 대한 대응이 어렵다는 단점이 있다. 유한요소모델을 통한 방법은 많은 비용과 시간을 필요로 하지 않기 때문에 매우 유용하나, 차량과 같은 복잡한 조건들을 가지는 구조물에서는 각각의 시스템에 대한 모델의 불확실성으로 인하여 정확한 결과를 예측하기 어렵다는 단점이 있다. 이에, 구조물의 복합한 부분은 실험해석의 결과를 포함시키고 나머지는 유한요소모델을 사용하는 혼합기법을 적용하거나, 실험해석의 결과를 반영하여 유한요소모델을 수정하는 기법들이 새로운 대안으로 부각되고 있다. 이와 같이 실험해석과 유한요소해석을 상호 보완하는 방법들을 이용하여 개발된 모델들은 다양한 수치해석 기법을 적용할 수 있기 때문에 구조물의 안정성을 평가하는데 유용하게 활용될 수 있다(김정태 등, 2002; 윤정방 등, 2003).

프리스트레스트 콘크리트(Prestressed concrete; PSC)는 일반적으로 외력에 기인한 응력을 소정의 한도까지 상쇄할 수 있도록 미리 인공적으로 그 응력의 분포와 크기를 정하여 내력을 준 콘크리트로 정의된다. 이 같은 구조형식은 고강도 콘크리트의 개발, 프리스트레스(Prestress; PS) 텐던의 강도증가 및 질적 향상, 전산 구조해석 기술의 발전으로 인하여 오늘날 다양한 토목구조물에 적용되고 있다. PSC 구조물은 공용 중의 하중 이력,

교신저자 김정태: 부산시 남구 대연3동, 051-629-6585, idis@pknu.ac.kr

콘크리트 크리프와 건조수축, PS 텐던의 리렉세이션, 정착부 손상 및 온도 변화, 또는 PS 텐던 자체의 국부 손상 등의 요인에 의해 프리스트레스 긴장력의 손실이 발생한다. 이로 인해 구조물의 성능 저하 또는 심각한 안전도 저하가 야기된다. 따라서, 외부 하중조건과 환경적 요인들로부터 PSC 교량에 대한 안전성을 유지하기 위한 연구가 중요한 이슈로 대두되고 있다(김정태와 박재형, 2005).

PSC 교량의 긴장력 손실 예측에 관한 많은 연구가 진행되었다. 국외에서 Lin(1963)은 구조물의 긴장력 손실이 구조적 강성에 변화를 준다는 것을 증명하였으며, Saiidi et al.(1994)과 Miyamoto et al.(2000)은 긴장력 손실과 구조물의 진동 특성과의 관계를 정적으로 연구하였다. Civjan et al.(1995)은 손상된 PSC 구조물의 잔류 긴장력 평가 방법을 제시하였으며, Pessiki et al.(1996)은 수십년의 공용기간이 경과한 PSC 거더의 긴장력 추정 연구를 수행하였다. Burns et al.(1991)와 Sharif et al. (1993)은 비부착된 연속보에서의 긴장력 손실과 PSC 합성보에서의 시간에 따른 긴장력 손실에 대한 연구를 수행하였다. 국내에서 정배근 등(2000)은 실물크기의 PSC 거더에서 긴장력의 마찰손실에 관한 연구를 수행하였으며, 오병환 등(2001)은 실제의 PSC 박스거더 교량 시공시의 텐던 긴장력의 현장 측정을 통하여 긴장력 초기손실 추정 연구를 수행하였다. 김운학 등(2003)은 긴장력의 즉시손실과 장기손실을 모두 고려한 손실 추정에 관한 해석적 연구를 수행하였다. 특히, Kim et al.(2004)은 고유진동수의 변화로부터 긴장력 변화를 예측할 수 있는 모델을 제시하였다.

본 논문에서는 진동기반 구조식별 기법을 이용한 PSC 거더 구조물의 긴장력 손실 검색 기법을 제시하였다. 첫 번째로, 긴장력 손실 검색 기법과 구조식별 기법의 이론적 배경을 제시하였다. 진동기반 구조식별 기법은 Stubbs and Osegueda(1990)에 의해 제안된 고유민감도(Eigensensitivity)기반 구조식별 기법을 이용하였다. 먼저, PSC 거더 구조물의 재료특성, 기하학적 형상 및 경계조건 등을 고려하여 구조 파라메터들을 선정하였다. 다음으로, 진동 민감도 및 구조물의 진동응답특성 추출에 미치는 영향을 고려하여 선정된 구조 파라메터들을 여러 그룹으로 분할하고 모델 개선을 위한 우선순위를 선정한 뒤, 순차적으로 모델 개선을 수행하였다. 또한, 긴장력 손실 검색 기법은 Kim et al.(2004)에 의해 제안된 긴장력 변화 예측 기법을 이용하였다. 두 번째로, 다수의 긴장력 조건하의 모형 PSC 거더에 대한 모드파라메터들을 측정하기위해 진동실험을 수행하였다. 모형 PSC 거더의 형상, 재료 및 경계조건으로부터 초기 유한요소모델을 설정하여 수치모드해석을 수행하였다. 세 번째로, 유한요소모델의 구조파라메터 개선을 통해 실험결과와 유사한 고유진동수를 얻기 위한 진동기반 구조식별을 수행하였다. 마지막으로, 다수의 긴장력 조건하에서 실험을 통해 측정된 고유진동수와 수치적으로 식별된 고유진동수를 이용하여 PSC 거더의 진동기반 긴장력 검색 기법의 적합성을 검증하였다.

2. PSC 거더 편심 텐던의 긴장력 손실 검색 기법

PSC 거더 편심 텐던의 긴장력 손실 검색 기법은 Kim et al. (2004)에 의하여 제안된 기법을 적용하였다. 이 기법은 PSC 구조물에서 추출된 고유진동수의 변화로부터 긴장력 변화를 검색한다. 본 연구에서는 Fig. 1과 같이 텐던의 편심 e에 배치된 단순 지지 PSC 보를 선정하였다. 만일, Fig. 1(a)과 같이 지간 길이가 초기 긴장력에 의해 L_r로 수축되고, 텐던이 긴장력에 의해 탄성 신장한 후에도 여전히 인장 하에 놓이게 된다고 가정하면, 보의 초기 변형으로 인한 보 지간의 길이 감소 $\delta L(= L - L_r)$가 발생된다. 또한, 보의 단면은 프아송 효과에 의해 증가한다. 이와 같은 보의 지배 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2}\left(E_r I_r \frac{\partial^2 y}{\partial x^2}\right) + m_r \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} = 0 \tag{1}$$

여기서, E_rI_r는 Fig. 1(b)와 같이 변형 된 PSC 보 단면의 등가 휨 강성이며, m_r은 변형 후 보의 단위 길이 당 질량이다. PSC 보의 복합 휨 강성 및 질량은 다음과 같이 환산 된다.

$$E_rI_r = E_cI_c + E_TI_T,\ m_r = \rho_cA_c + \rho_TA_T \tag{2}$$

여기서, E_cI_c와 E_TI_T는 각각 콘크리트와 텐던의 휨 저항에 해당하는 등가 휨 강성이며, ρ_cA_c와 ρ_TA_T는 각각 콘크리트와 텐던의 단위 길이 당 질량이다. 만일, PSC 보가 중심축으로부터 ε 위치에 배치된 편심 텐던을 가진다면, 식 (2)의 등가 휨 강성은 다음 식과 같이 표현된다.

$$E_rI_r = E_cI_c + E_T(I_T + A_T\varepsilon^2) \tag{3}$$

여기서, ε는 PSC 보의 단면 중심축와 텐던 단면 중심축 사이의 거리를 나타낸다. 양단 핀 지지된 텐던의 등가 휨 강성 E_TI_T은 케이블의 모드 특성과 등가 보 모델의 모드 특성으로부터 계산될 수 있으며, 다음 식과 같다.

$$E_TI_T = \left(\frac{L_r}{n\pi}\right)^2 T \tag{4}$$

여기서, n는 모드 수를 나타내며, T은 인장력을 나타낸다. 식 (4)를 식 (3)에 대입하면, PSC 보의 전체 휨 강성은 다음 식과 같다.

$$E_rI_r = E_cI_c + \left(\frac{L_r}{n\pi}\right)^2 T + E_TA_T\varepsilon^2 \tag{5}$$

식 (5)를 식 (1)에 대입하여 경계조건을 적용하면 식 (6)과 같이 PSC 보의 n번째 모드에 대응하는 고유진동수를 얻을 수 있다. 식 (6)을 긴장력 T에 관하여 정리하면 식 (7)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\omega_n^2 = \left(\frac{n\pi}{L_r}\right)^4 \frac{1}{m_r}\left(E_cI_c + \left(\frac{L_r}{n\pi}\right)^2 T + E_TA_T\varepsilon^2\right) \tag{6}$$

$$(T)_n = \omega_n^2 m_r \left(\frac{L_r}{n\pi}\right)^2 - \left(E_cI_c + E_TA_T\varepsilon^2\right)\left(\frac{n\pi}{L_r}\right)^2 \tag{7}$$

여기서, $(T)_n$은 n번째 모드에 대응하는 고유진동수에 의해 식별된 긴장력을 나타내며, 긴장력의 1차 변분량은 다음 식과 같다.

$$\delta(T)_n = \delta\omega_n^2 m_r\left(\frac{L_r}{n\pi}\right)^2 - \delta\left(E_cI_c + E_TA_T\varepsilon^2\right)\left(\frac{n\pi}{L_r}\right)^2 \tag{8}$$

여기서, $\delta(T)_n$은 n번째 모드에 대한 긴장력 변화를 나타내며, $\delta\omega_n^2$는 n번째 모드에 대한 고유진동수 변화를 나타낸다. 식 (7)과 식 (8)로부터 긴장력의 상대적 변화를 구하면 다음 식과 같다.

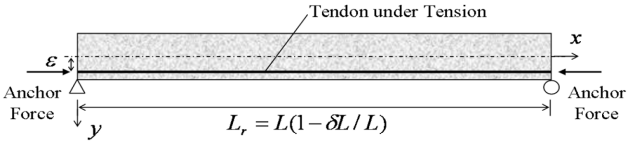
$$\left(\frac{\delta T_n}{T_n}\right) = \frac{\delta\omega_n^2 m_r\left(\frac{L_r}{n\pi}\right)^2 - \delta\left(E_cI_c + E_TA_T\varepsilon^2\right)\left(\frac{n\pi}{L_r}\right)^2}{\omega_n^2 m_r\left(\frac{L_r}{n\pi}\right)^2 - \left(E_cI_c + E_TA_T\varepsilon^2\right)\left(\frac{n\pi}{L_r}\right)^2} \tag{9}$$

만일, 텐던의 긴장력이 완전히 제거되어 편심 텐던의 휨 강성 $E_TA_T\varepsilon^2$이 매우 작아 콘크리트 휨 강성 E_cI_c에 비해 무시할 만 하다고 가정하면, 편심 텐던의 휨강성에 대한 1차 변분량 $\delta E_TA_T\varepsilon^2$ 또한 0으로 가정할 수 있다. 이로부터, 식 (9)는 다음과 같이 표현된다.

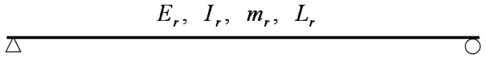
$$\left(\frac{\delta T}{T}\right)_n = \frac{\delta\omega_n^2 - \delta\varpi_n^2}{\omega_n^2 - \varpi_n^2} \tag{10}$$

$$\varpi_n^2 = \left(\frac{n\pi}{L_r}\right)^4 \frac{E_cI_c}{m_r}, \quad \delta\varpi_n^2 = \left(\frac{n\pi}{L_r}\right)^4 \frac{\delta E_cI_c}{m_r} \tag{11}$$

여기서, ϖ_n^2는 긴장력이 완전히 제거된 상태의 n번째 모드에 대한 고유치를 나타낸다. 하지만, 실 PSC 구조물로부터 실험적으로 ϖ_n^2값을 계측하는 것은 매우 어렵다. 이에, 구조식별된 유한요소모델의 수치해석으로부터 ϖ_n^2값을 추정할 수 있다. 또는, 텐던의 긴장력이 완전히 제거되어 텐던의 휨 강성 $E_TA_T\varepsilon^2$이 매우 작다고 가정하여 식 (11)과 같이 콘크리트의 휨 강성 E_cI_c를 이용하여 추정할 수 있다. $\delta\varpi_n^2$는 긴장력이 완전히 제거된 상태의 n째 모드에 대한 고유치의 1차 변분량을 나타내며, 실험을 통해 계측하는 것은 매우 어렵다. 이에, ϖ_n^2의 추정과 동일한 조건으로부터 콘크리트의 휨 강성 E_cI_c의 변화를 이용하여 추정할 수 있다. 만일, 긴장력 변화에 따른 콘크리트 휨 강성 δE_cI_c가 매우 작다고 가정하면, 식 (10)에서 분자항의 $\delta\varpi_n^2$값이 소거되어 긴장력 손실 추정의 계산이 간략진다.



(a) PSC beam with an eccentric tendon under prestressed deformation



(b) Beam of Equivalent Flexural Rigidity

Fig. 1 Equivalent flexural rigidity model of PSC beam with an eccentric tendon (Kim et al., 2004).

3. 진동기반 구조식별 기법

모형 PSC 거더의 형상, 재료 및 경계조건으로부터 설계된 초기 유한요소모델의 개선은 Stubbs and Osegueda(1990)에 의해 제안된 고유민감도(Eigensensitivity)기반 구조식별 기법을 이용하였다. 유한요소모델과 실험으로부터 얻어진 모드 정보간의 모순을 정의하는 목적함수를 최적화 문제를 통해 모델 개선을 수행한다. 여기에 재료특성 및 기하학적 특성, 경계조건과 같은 구조물의 파라메터들이 설계변수로 정의된다. 설계변수들은 반복적인 모델 개선을 통해 적절한 파라메터의 구성이 이루어진다. 물리적으로 모델 개선이 불가능한 파라메터를 없애기 위해, 파라메터의 상·하한 경계치를 적용하였다. 초기 유한요소모델에 사용된 파라메터가 반복적인 모델 개선의 시작점이 되며, 단계별 반복과정에서 고유민감도 해석은 이전의 반복과정에서 개선된 파라메터를 적용하여 수행된다. 초기 모델 개선을 위한 반복과정에 사용되는 고유민감도는 다음의 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$S_{ij} = \frac{\delta\omega_i^2}{\omega_i^2}\frac{P_j}{\delta P_j} \tag{12}$$

여기서, S_{ij}는 j번째 구조 파라메터 P_j에 대응하는 i번째 고유치 ω_i^2의 무차원화된 민감도를 나타낸다. δP_j는 모델 개선과정에서 구조 파라메터 P_j의 변화량을 나타내며, $\delta\omega_i^2$은 δP_j에 의해 고유치 ω_i^2의 변화량을 나타낸다. 서로 다른 두 구조계에서 i번째 고유치의 미소변화 Z_i는 다음과 같이 나타낸다.

$$Z_i = \frac{\delta\omega_i^2}{\omega_i^2} \tag{13}$$

이에, 개선된 유한요소모델의 수렴기준은 다음 식과 같이 나타낸다.

$$|Z_i| = \left|\frac{w_{i,m}^2 - w_{i,a}^2}{w_{i,a}^2}\right| \le \text{tolerance} \tag{14}$$

여기서, $\omega_{i,m}$과 $\omega_{i,a}$는 각각 실험 및 수치해석으로부터 추출된 i번째 고유치를 나타낸다. 만일, M개의 고유치를 가지는 구조물의 j번째 부재의 알려지지 않는 파라메터 P_j^*와 M개의 고유치를 가지는 유한요소모델의 j번째 부재의 알려진 파라메터 P_j가 주어지고 유한요소모델에 대응하는 j번째 부재의 미소 구조 파라메터의 변화가 $\alpha_j \ge -1$이라면, 구조 파라메터는 다음 식과 같이 나타낸다.

$$P_j^* = P_j(1+\alpha_j) \tag{15}$$

또한, NE부재의 미소 구조파라메터의 변화는 다음 식과 같이 나타낸다.

$$\{\alpha\} = [S]^{-1}\{Z\} \tag{16}$$

여기서, $\{\alpha\}$는 유한요소모델과 실험간의 구조파라메터의 미소변화를 나타내는 $NE\times 1$ 행렬을 나타낸다. $\{Z\}$는 유한요소모델과

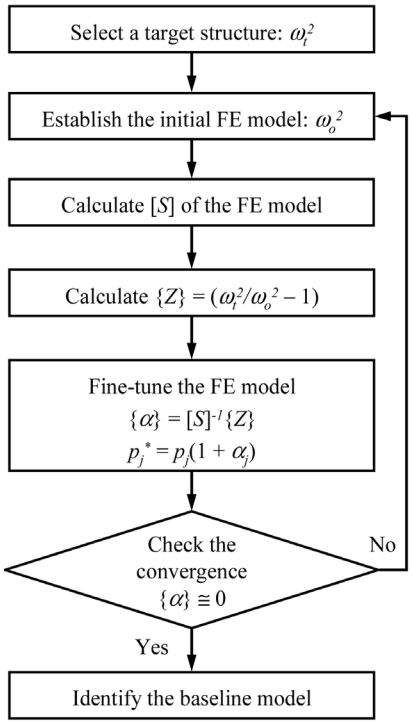


Fig. 2 Procedure of eigensensitivity-based system identification technique (Stubbs an Osegueda, 1990)

실험간의 고유치의 미소변화를 나타내는 $M \times 1$ 행렬이다. [S]는 구조파라메터의 미소변화와 고유치의 미소변화에 상관된 $M \times NE$ 민감도 행렬을 나타낸다. 민감도 행렬 [S]는 초기 유한요소 모델로부터 수치적으로 결정된다. 먼저, 초기 모델로부터 M개의 고유치 ω_{io}^2를 결정한다. 다음으로, j번째 부재에 손상 α_j가 모사된 초기 모델의 고유치 ω_i^2를 해석한다. 이들 고유치의 변화율 $Z = (\omega_i^2/\omega_{io}^2 - 1)$을 계산하여 민감도 행렬 $S_{ij} = Z_i/\alpha_j$을 계산한다. 전체 NE개 구조파라메터에 대한 반복적으로 연산을 통해 $M \times NE$ 민감도 행렬을 결정한다.

고유민감도 기반 유한요소모델의 구조식별 과정은 Fig. 2와 같이 구성된다. 먼저, 유한요소모델 개선에 사용될 대상구조물의 소수의 고유치를 선정한다. 다음으로, 대상 구조물의 설계 및 시공과정에 대한 정보로부터 초기 유한요소모델을 설계한다. 이로부터, 유한요소모델의 민감도 행렬을 계산한 뒤, 대상구조물과 유한요소모델 간의 고유치 변화를 계산한다. 다음으로, 식 (16)을 이용하여 구조파라메터의 변화를 계산한 뒤, 식 (15)을 이용하여 구조파라메터를 개선하여 유한요소모델을 조정한다. 마지막으로, 유한요소모델의 구조 파라메터들의 식별로 $\{Z\} \cong 0$ 혹은 $\{\alpha\} \cong 0$ 될 때까지 반복 수행한다.

유한요소모델의 구조식별과정에 사용되는 구조파라메터의 수가 기준 모델의 정확성에 크게 영향을 미친다. 만일, 구조파라메터의 수가 추출된 진동모드 수보다 크다면($NE \geq M$), 식 (16)으로부터 부정확한 해가 도출된다. 개선될 구조파라메터의 수가 진동모드의 수보다 작거나 동일한 경우($NE \leq M$), 식 (16)으로부터 정확한 해를 구할 수 있다. 이에, 대상구조물을 몇 개의 그룹으로 분할하고 각 그룹별 모델 개선을 통해 전체 구조물의 모델 개선을 수행하고자 한다. 각 그룹 중 진동 민감도 및 구조물의 진동응답특성 추출에 미치는 영향을 고려하여 우선순위 선정 후, 순차적으로 모델 개선을 수행한다.

4. PSC 거더 진동실험

PSC 거더 교량의 긴장력 손실에 대한 실험검증을 위해 Fig. 3

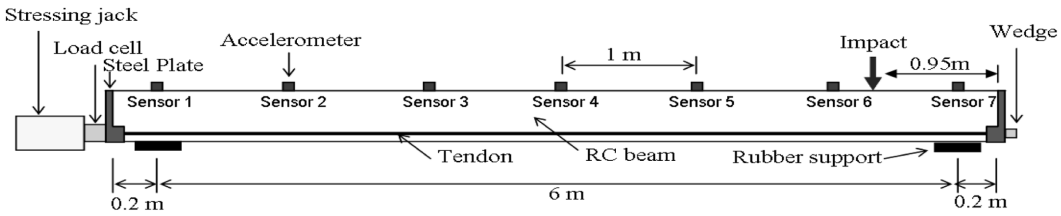
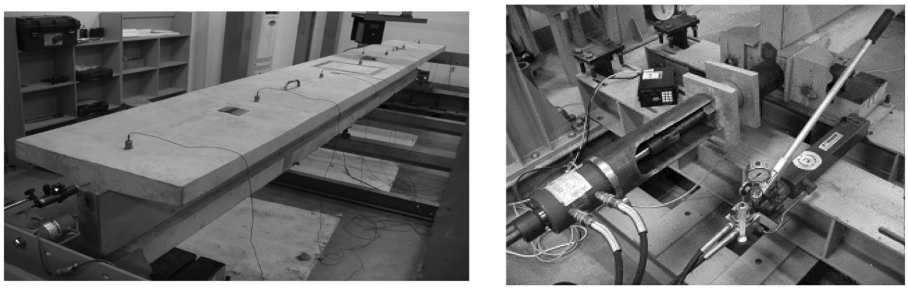


Fig. 3 Schematic of lab-scaled PSC girder



(a) Installed accelerometers on girder (b) Installed prestress force

Fig. 4 Experimental setup on lab-scaled PSC girder

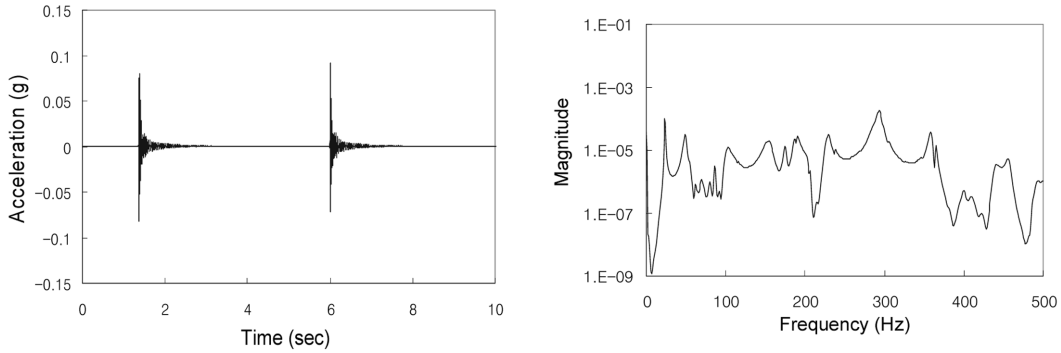
과 같이 T형 단면을 가지는 지간 6m의 모형 PSC 거더를 제작하였다. 단순지지 지점조건을 만족하기 위해 고무패드를 이용하였다. 지름 15.2mm의 Grade 250 7-연선을 텐던으로 사용하였으며, Fig. 4(b)와 같이 유압잭을 이용하여 하부 플랜지의 중앙에 직선으로 배치하였다. 텐던은 25mm 덕트내에 설치되었으며 그라우팅 되지 않았다. 유압잭이 설치된 단면의 반대편은 쐐기를 이용하여 텐던을 고정시켰다. 유압잭과 쐐기를 이용하여 모형 PSC 거더에 1단계로 긴장력 39.2kN을 도입하였다. 유압잭의 하중에 인해 발생하는 구조물의 동특성변화를 최소화하기 위해 긴장력 도입 후에 유압잭을 구조물로 분리하여 신호를 취득하였다. 콘크리트의 28일 압축강도는 23.6MPa이며 단위중량은 2.35kN/m^3이다.

모형 PSC 거더의 진동실험을 통해 진동특성인 고유진동수 및 모드형상을 추출하기 위해 Fig. 3 및 Fig. 4(a)와 같이 압전형 가속도계(PCB 393B04)를 등간격(1m)으로 총 7개(Sensor 1-7) 배열하였다. 거더 위측 끝에서 0.95m 위치에 충격해머를 이용한 가진을 통해, 가속도 신호를 취득하였다. 가속도 측정은 PCB Piezotronics 사의 16채널의 Signal Conditioner(481A03)와 Terminal Block, NI(National Instruments) 사의 DAQ card를 이용하였다. DAQ card는 노트북의 PCMCIA 슬롯과 연결되며 MATLAB으로 프로그램된 언어를 이용하여 가속도 신호를 계측하였다. 가속도 신호는 1kHz의 샘플링 주파수로 10초 동안 취득되었다. Fig. 5는 1단계 긴장력 39.2kN(PS1) 상태에서 Sensor 3에서 계측된 가속도 신호와 이에 상응하는 주파수응답함수를 보여준다. 모형 PSC 거더의 동특성 추출은 실험에서 취득된 가속도 신호를 상호상관스펙트럼 행렬로 특이치 분해하여 고유진동수와 모드형상을 추출하는 주파수영역분해법(Frequency domain decomposition, FDD)을 이용하였다(Brinker et al., 2001; Yi and Yun, 2004). Fig. 6은 초기 긴장력 39.2kN(PS1) 상태에서 FDD 기법을 이용하여 추출된 초기 2개의 휨 진동모드와 이에 상응하는 고유진동수를 보여준다.

모형 PSC 거더에 대한 긴장력은 Table 1과 같이 1단계 긴장력 39.2kN(PS1) 상태를 기준으로 최대 117.6kN(PS5)까지 19.6kN씩

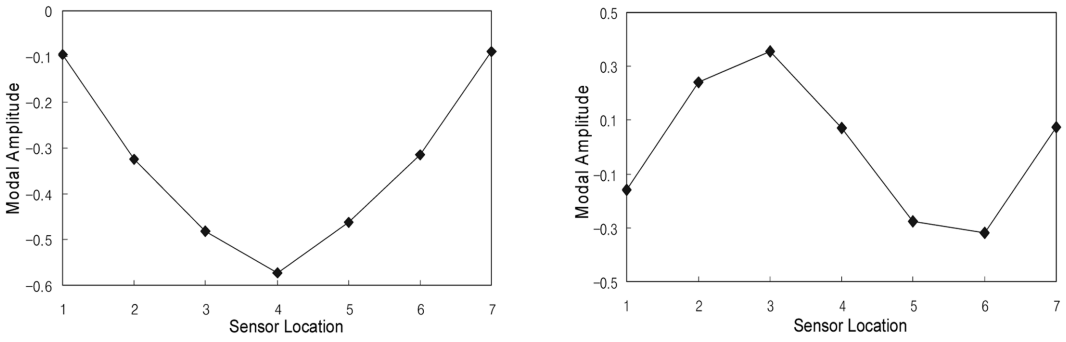
Table 1 Natural frequencies for five prestress cases extracted from lab-scaled PSC girder

Prestress case	Prestress force (kN)	Measured natural frequency (Hz)	
		Mode 1	Mode 2
PS1	39.2	23.08	98.73
PS2	58.8	23.23	101.39
PS3	78.4	23.39	101.65
PS4	98.0	23.60	101.70
PS5	117.6	23.73	102.54



(a) Acceleration signal (b) Frequency response

Fig. 5 Acceleration signal and frequency response function extracted from sensor 3 on lab-scaled PSC girder



(a) Mode 1 (23.08Hz) (b) Mode 2 (98.73Hz)

Fig. 6 Natural frequency and mode shape for PS1 on lab-scaled PSC girder

긴장력을 증가시켰다. 5단계의 긴장력에 대한 진동특성 추출 실험을 수행하였다. 각 단계별 8회의 계측을 수행하였으며, 각 단계별로 평균하여 Table 1과 같이 하나의 고유진동수를 도출하였다.

5. PSC 거더의 구조식별

5.1 긴장력 단계별 유한요소모델 구조파라메터 개선

대상구조물인 모형 PSC 거더에 대한 유한요소모델 설계 및 구조식별은 SAP2000을 이용하여 수행되었다. Fig. 7과 같이 콘크리트 거더부를 포함한 모든 부분은 Solid 요소를 이용하여 3차원 모델로 설계되었다. 모델의 치수는 실제 대상구조물과 동일하게 구성되었다. 경계조건은 대상구조물이 고무패드를 이용하여 지지되어 있는 것을 고려하여 스프링요소를 이용하여 구속되어 있는 것으로 가정하였다. 초기 유한요소모델에 사용된 재료특성 및 기하학적 특성, 경계조건에 대한 물성치는 다음과 같다. 콘크리트의 탄성계수 $E_c = 2 \times 10^{10}\text{N/m}^2$이며, 단위 질량 $\rho_{gc} = 2500\text{kg/m}^3$이고, 프아송비 $\upsilon_c = 0.2$이다. 텐던의 탄성계수 $E_T = 3 \times 10^{11}\text{N/m}^2$이며, 단위 질량 $\rho_{gT} = 7850\text{kg/m}^3$이고, 프아송비 $\upsilon_T = 0.3$이다. 지점부의 스프링 강성은 $k = 10^9\text{N/m}$로 선정하였다. 이상과 같은 물성치를 가진 초기 유한요소모델에 대한 구조해석결과 Fig. 8과 같이 초기 2개의 휨 진동모드에 대해 각각 23.65Hz(Mode 1)과 97.77Hz(Mode 2)의 고유진동수 및 모드형상을 추출하였다.

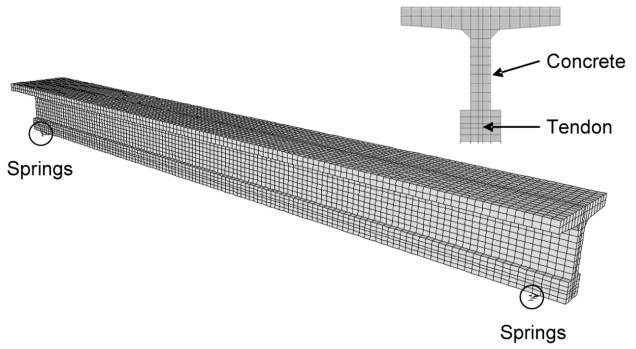
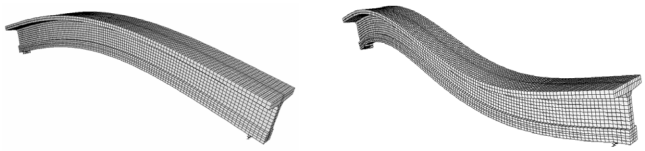


Fig. 7 Initial finite element model for lab-scaled PSC girder



(a) Mode 1 (23.65Hz) (b) Mode 2 (97.77Hz)

Fig. 8 Mode shape extracted from the initial finite element model

이 같은 초기 유한요소모델에 대한 진동기반 구조식별을 수행하였다. 먼저, 대상구조물의 기본모델을 생성하고자, Fig. 9와 같이 총 6개의 구조파라메터를 선정하였다. 콘크리트의 휨강성(E_cI_c)과 텐던의 휨강성(E_TI_T)이 있으며, 지점부는 고무패드의 효과를 고려하기 위해 수직 스프링강성(k_v)가 수평 스프링강성(k_h)으로 구분하였다. 또한, 6m 경간을 제외하고, 지점부 외측으로 각각 0.2m의 내민 부분에서 텐던을 고정하기 위해 설치된 강판 및 로드셀의 영향을 고려하기 위해 좌·우측을 각각 휨강성 $E_{lo}I_{lo}$과 $E_{ro}I_{ro}$로 구분하였다. Table 2와 같이 6개의 구조파라메터를 가지는 초기 유한요소모델의 고유민감도 해석을 수행하였다. 다음으로, 민감도 및 구조물의 진동응답특성의 추출에 미치는 영향을 고려하여 2개의 구조파라메터를 하나의 그룹으로 분류하였다. 첫 번째 그룹이 콘크리트의 휨강성 E_cI_c과 텐던의 휨강성 E_TI_T이며, 두 번째 그룹은 지점부의 수직 및 수평 스프링강성 k_v과 k_h이다. 세 번째 그룹은 지점부 외측의 좌·우측 내민보의 휨강성 $E_{lo}I_{lo}$과 $E_{ro}I_{ro}$이다. 반복적인 과정을 통해 구조파라메터를 개선하면서 개선된 모델의 고유진동수가 모형 PSC 거더의 고유진동수에 수렴할 때까지 수행하였다.

먼저, 초기 유한요소모델을 이용하여 39.2kN(PS1)의 긴장력에 대한 유한요소모델 개선을 수행하였다. Table 3과 Table 4는 총 12회의 반복수행을 통하여 최종 개선된 PS1 상태에 대한 기준모델의 고유진동수 및 구조파라메터를 보여준다. Fig. 10은 개선과정 중 발생한 유한요소모델과 실험결과사이의 고유진동수 오차에 대한 수렴과정을 보여준다. 총 12회의 반복 수행 후, 유한요소모델의 고유진동수가 실험결과의 고유진동수에 매우 근

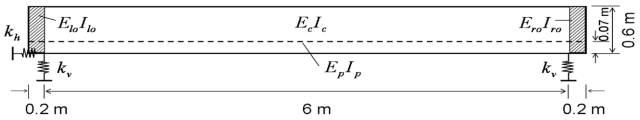


Fig. 9 Six structural parameters for a lab-scaled PSC girder

Table 2 Eigenvalue sensitivities of six structural parameters of test structure

Mode number	Eigenvalue sensitivities					
	E_cI_c	E_TI_T	k_v	k_h	$E_{lo}I_{lo}$	$E_{ro}I_{ro}$
1	0.8855	0.1039	0.0029	0.0007	0.0064	0.0034
2	0.8817	0.0537	0.0150	0.0268	0.0223	0.0105

Table 3 Natural frequencies (Hz) during system identification iterations for PS1 (39.2 kN)

Mode number	Initial frequency (Hz)	Girder & tendon					Support springs				Overhang zones			Target frequency (Hz)
		1th	2th	3th	4th	5th	6th	7th	8th	9th	10th	11th	12th	
1	23.65	23.54	23.30	23.10	23.17	23.21	23.19	23.17	23.17	23.16	23.12	23.12	23.11	23.08
2	97.77	99.39	98.51	97.76	98.02	98.17	98.60	98.53	98.49	98.37	98.47	98.92	98.64	98.73

Table 4 Structural parameters during system identification iterations for PS1 (39.2kN)

Structural parameter	Initial value	Girder & tendon					Support springs			Overhang zones				Updated value
		1th	2th	3th	4th	5th	6th	7th	8th	9th	10th	11th	12th	
E_cI_c (Nm^2)	9.81E+7	1.08E+8	1.06E+8	1.05E+8	1.05E+8	1.06E+8	1.06E+8	1.06E+8	1.06E+8	1.06E+8	1.06E+8	1.06E+8	1.06E+8	1.06E+8
E_TI_T (Nm^2)	5.73E+6	5.73E+5	2.87E+5	2.12E+5	2.01E+5	1.93E+5	1.93E+5	1.93E+5	1.93E+5	1.93E+5	1.93E+5	1.93E+5	1.93E+5	1.93E+5
k_v (N/m)	1.00E+9	1.00E+9	1.00E+9	1.00E+9	1.00E+9	1.00E+9	5.50E+8	4.15E+8	3.95E+8	3.68E+8	3.68E+8	3.68E+8	3.68E+8	3.68E+8
k_h (N/m)	1.00E+9	1.00E+9	1.00E+9	1.00E+9	1.00E+9	1.00E+9	3.90E+9	3.37E+10	1.64E+12	1.65E+12	1.65E+12	1.65E+12	1.65E+12	1.65E+12
$E_{lo}I_{lo}$ (Nm^2)	9.81E+7	9.81E+7	9.81E+7	9.81E+7	9.81E+7	9.81E+7	9.81E+7	9.81E+7	9.81E+7	9.81E+7	2.45E+8	3.68E+8	3.90E+8	3.90E+8
$E_{ro}I_{ro}$ (Nm^2)	9.81E+7	9.81E+7	9.81E+7	9.81E+7	9.81E+7	9.81E+7	9.81E+7	9.81E+7	9.81E+7	9.81E+7	9.81E+6	4.90E+6	9.81E+5	9.81E+5

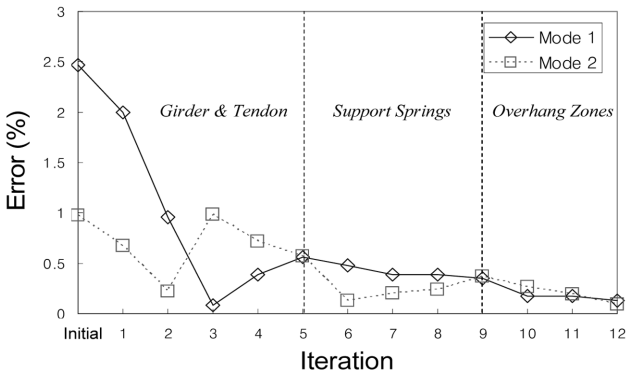


Fig. 10 Convergence errors of natural frequencies for PS1 (39.2 kN)

접하게 수렴해 가는 것을 볼 수 있다.

다음으로, 앞서 개선된 PS1 상태의 유한요소모델로부터 19.6kN의 긴장력을 추가 도입한 PS2에 대한 구조식별을 수행하였다. 이렇게, 개선된 PS2 상태의 기준모델을 이용하여 다시 PS3에 대한 구조식별을 수행하였다. 이와 같은 과정을 통해 마지막 PS5까지 유한요소모델의 구조식별을 수행하였다. 이상과 같은 구조식별을 통해 최종적으로 개선된 각 긴장력 단계별 고유진동수의 변화가 Table 5와 같다. Table 6은 구조식별을 통해 개선된 각 긴장력 단계별 구조파라메터들을 보여준다. 식별과정에서 고유진동수 및 구조파라메터들의 개선을 위한 반복수행 횟수는 PS1에 대한 반복수행 횟수가 12회인 것에 비해 5~6회 정도의 반복수행 후 수렴하였다. 이는 PS1에 대한 기준모델의 정확도가 매우 높으며, 긴장력 단계에 대한 고유진동수의 변화가 크지 않은 것이 요인으로 생각된다.

5.2 PSC 거더의 구조파라메터에 미치는 긴장력의 영향

유한요소모델의 구조식별을 통해 각 긴장력 단계에 대한 고유진동수 및 구조파라메터들을 산정하였다. 이들 구조파라메터들과 긴장력간의 선형관계를 분석하여, 아래 식들과 같은 선형관계식을 도출하였다.

$$E_cI_c = 7.75 \times 10^4 T + 1.04 \times 10^8 \text{Nm}^2 \quad (17)$$

$$E_pI_p = 4.86 \times 10^3 T + 1.15 \times 10^3 \text{Nm}^2 \quad (18)$$

$$k_v = 5.16 \times 10^4 T + 3.66 \times 10^8 \text{N/m} \quad (19)$$

Table 5 Natural frequencies (Hz) from experimental results and updated FE models for five prestress cases

Prestress case	Prestress force (kN)	Mode 1 (Hz)			Mode 2 (Hz)		
		Experiment	FEM	Error (%)	Experiment	FEM	Error (%)
PS1	39.2	23.08	23.11	0.12	98.73	98.64	0.09
PS2	58.8	23.23	23.51	1.18	101.39	100.28	1.09
PS3	78.4	23.39	23.63	1.02	101.65	100.77	0.87
PS4	98.0	23.60	23.75	0.62	101.70	101.26	0.43
PS5	117.6	23.73	23.91	0.80	102.54	101.95	0.58

Table 6 Structural parameters of updated FE models for five prestress cases

Prestress case	Prestress force (kN)	Updated structural parameters					
		E_cI_c (Nm^2)	E_TI_T (Nm^2)	k_v (N/m)	k_v (N/m)	$E_{lo}I_{lo}$ (Nm^2)	$E_{lo}I_{lo}$ (Nm^2)
PS1	39.2	1.06E+8	1.93E+5	3.68E+8	1.65E+12	3.90E+8	9.81E+5
PS2	58.8	1.09E+8	2.88E+5	3.72E+8	1.66E+12	3.98E+8	1.05E+6
PS3	78.4	1.10E+8	3.78E+5	3.67E+8	1.64E+12	4.01E+8	1.13E+6
PS4	98.0	1.11E+8	4.78E+5	3.71EE_cI_c+8	1.65E+12	4.04E+8	1.20E+6
PS5	117.6	1.12E+8	5.75E+5	3.74E+8	1.66E+12	4.10E+8	1.31E+6

$$k_h = 4.94 \times 10^7 \mathrm{T} + 1.65 \times 10^{12} \mathrm{N/m} \quad (20)$$

$$E_{lo}I_{ol} = 2.42 \times 10^5 \mathrm{T} + 3.82 \times 108 \mathrm{Nm}^2 \quad (21)$$

$$E_{ro}I_{ro} = 4.13 \times 10^3 \mathrm{T} + 8.1 \times 105 \mathrm{Nm}^2 \quad (22)$$

긴장력-구조파라메터 선형관계식은 PSC 거더의 건설시 도입하고자 하는 긴장력에 대한 6개 구조파라메터들의 동적응다자료로 활용가능하다. 임의의 긴장력이 도입된 구조물의 동적응답을 추출하기 위한 유한요소모델도 6개의 구조파라메터들을 이용하여 추출가능하다. 또한, 6개의 구조파라메터로 구성된 기본모델은 대상구조물의 안전 진단 및 향후 거동 예측에 활용할 수 있을 것으로 사료된다.

6. 진동기반 긴장력 손실 검색 기법의 검증

식 (10)을 이용하여 모형 PSC 거더의 PS 텐던의 긴장력 손실($\delta T/T$)을 예측하기 위해서는 긴장력이 완전히 제거된 상태의 고유진동수가 필요하다. 이에, 앞서 해석된 구조파라메터들과 긴장력간의 선형관계식으로부터 긴장력이 완전히 제거된 상태의 고유진동수를 산출하여 긴장력 손실 검색 기법의 검증을 수행하였다. 또한, 유한요소모델의 구조식별시에 선정된 6개의 구조파라메터의 개선 효과에 대해서도 살펴보았다. 이를 위해, 긴장력이 완전히 제거된 고유진동수가 3개의 기본모델에서 도출된 고유진동수와 동일한 것으로 가정하여 긴장력 손실 검색 기법의 검증을 수행하였다. 총 3개의 기본모델을 이용하여 고유진동수 추정하기 위해 산정된 구조파라메터의 값은 Table 7과 같다. 또한, Table 8~Table 10 및 Fig. 11은 3개의 기본모델에 대한 긴장력 손실을 추정한 결과를 보여준다.

첫 번째 기본모델(Initial FE model)은 초기 유한요소모델의 구조파라메터를 이용해 도출된 고유진동수를 긴장력이 제거된 상태의 고유진동수로 가정하였다. 먼저, 초기 유한요소모델에서 추출된 고유진동수 23.65Hz와 97.77Hz를 긴장력이 제거된 상태의 고유진동수로 가정하였다. 이로부터, Table 8과 같이 실험을 통해 각 긴장력 손실 단계별 추출된 고유진동수로부터 식 (10)을 이용하여 긴장력 손실을 추정하였다. Mode 1의 고유진동수를 이용하여 추정한 결과, 긴장력이 제거된 상태의 고유진동수

Table 7 Three baseline models and natural frequencies of zero prestress state

Baseline model type	Structural parameter of zero prestress state						Natural Frequency (Hz)	
	E_cI_c (Nm^2)	E_TI_T (Nm^2)	k_v (N/m)	k_h (N/m)	$E_{lo}I_{lo}$ (Nm^2)	$E_{ro}I_{ro}$ (Nm^2)	Mode 1	Mode 2
Initial FE model	9.81E+7	5.73E+6	1.00E+09	1.00E+09	9.81E+07	9.81E+07	23.65	97.77
Updated FE model	1.04E+08	1.15E+03	3.66E+08	1.65E+12	3.82E+08	8.10E+05	22.83	97.19
Analytical model	1.04E+08	1.15E+03	-	-	-	-	24.11	96.45

Table 8 Prestress force monitoring results using initial FE model as zero prestress state (Natural frequencies for zero prestress force: $f1 = 23.65$ Hz, $f2 = 97.77$ Hz)

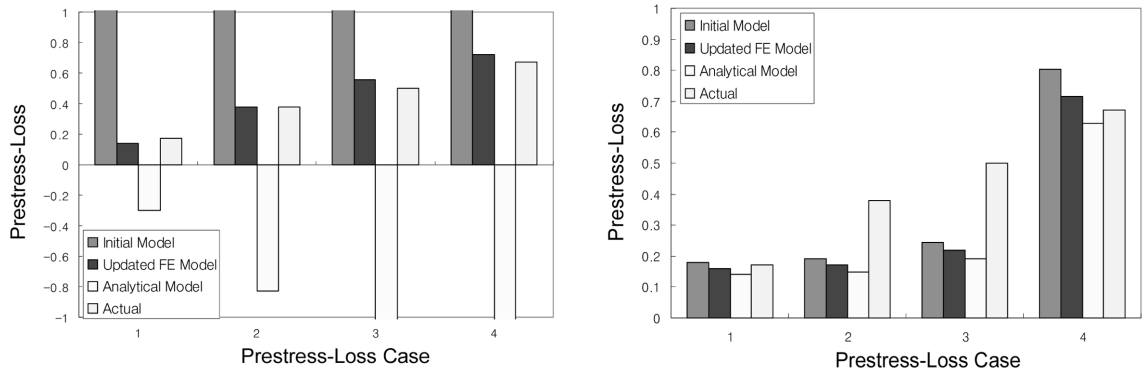
Prestress-loss case	Inflicted prestress-loss scenario			Predicted prestress force by equation 10 (mode 1)		Predicted prestress force by equation 10 (mode 2)	
	Before loss T_f (kN)	After loss T (kN)	Loss rate $(T_f - T)/T_f$	Loss rate $(\delta T/T)_1$	After loss T_1 (kN)	Loss rate $(\delta T/T)_2$	After loss T_2 (kN)
1	117.6	98.0	0.17	1.71	-83.79	0.18	96.48
2	117.6	78,4	0.33	4.69	-433.76	0.19	95.23
3	117.6	58.8	0.50	6.94	-698.30	0.25	88.74
4	117.6	39.2	0.67	9.03	-944.66	0.80	23.22

Table 9 Prestress force monitoring results using updated FE model as zero prestress state (Natural frequencies for zero prestress force: $f1 = 22.83$ Hz, $f2 = 97.19$ Hz)

Prestress-loss case	Inflicted prestress-loss scenario			Predicted prestress force by equation 10 (mode 1)		Predicted prestress force by equation 10 (mode 2)	
	Before loss T_f (kN)	After loss T (kN)	Loss rate $(T_f - T)/T_f$	Loss rate $(\delta T/T)_1$	After loss T_1 (kN)	Loss rate $(\delta T/T)_2$	After loss T_2 (kN)
1	117.6	98.0	0.17	0.14	101.48	0.16	98.72
2	117.6	78,4	0.33	0.38	73.47	0.17	97.60
3	117.6	58.8	0.50	0.56	52.30	0.22	91.79
4	117.6	39.2	0.67	0.72	32.58	0.72	33.21

Table 10 Prestress force monitoring results using analytical model as zero prestress state (Natural frequencies for zero prestress force: $f1 = 24.11$ Hz, $f2 = 96.45$ Hz)

Prestress-loss case	Inflicted prestress-loss scenario			Predicted prestress force by equation 10 (mode 1)		Predicted prestress force by equation 10 (mode 2)	
	Before loss T_f (kN)	After loss T (kN)	Loss rate $(T_f - T)/T_f$	Loss rate $(\delta T/T)_1$	After loss T_1 (kN)	Loss rate $(\delta T/T)_2$	After loss T_2 (kN)
1	117.6	98.0	0.17	–0.30	153.40	0.14	100.95
2	117.6	78,4	0.33	–0.83	215.61	0.15	99.96
3	117.6	58.8	0.50	–1.23	262.64	0.19	94.84
4	117.6	39.2	0.67	–1.61	306.43	0.63	43.18



(a) Mode 1 (b) Mode 2

Fig. 11 Prestress-loss prediction results for lab-scaled PSC girder

가 긴장력 PS4의 고유진동수보다 크게 추정되어 긴장력이 매우 크게 감소한 것처럼 나타났다.

두 번째 기본모델(Updated FE model)은 총 6개의 개선된 구조파라메터에 대한 선형관계식을 이용해 도출된 고유진동수를 긴장력이 제거된 상태의 고유진동수로 가정하였다. 먼저, 구조파라메터들의 개선을 통해 도출된 선형관계식(식 (17)~식 (22))으로부터 긴장력이 제거된 상태의 고유진동수 22.83Hz와 97.19Hz를 산출하였다. 이로부터, Table 9와 같이 긴장력 손실을 추정하였다. 구조파라메터들의 개선이 수행되면서 비교적 정확하게 긴장력 손실이 추정되면 알 수 있었다.

세 번째 기본모델(Analytical model)은 콘크리트 및 텐던의 휨 강성에 대한 개선된 구조파라메터를 식 (6)에 적용하여 도출된 고유진동수를 긴장력이 제거된 상태의 고유진동수로 가정하였다. 먼저, 식 (17)과 식 (18)로부터 도출된 긴장력이 제거된 상태의 콘크리트 및 텐던의 휨 강성을 식 (6)에 도입하여, 고유진동수 24.11Hz와 96.45Hz를 산출하였다. 이로부터, Table 10과 같이 긴장력 손실을 추정하였다. 긴장력이 제거된 상태의 고유진동수가 최대 긴장력 PS5의 고유진동수보다 크게 추정되어 긴장력이 매우 크게 증가한 것처럼 나타났다. 2차 휨진동모드의 고유진동수를 이용하여 추정한 결과, 긴장력 PS3과 PS4에 대한 추정에서 매우 큰 추정오차를 가지는 것을 볼 수 있으나, 구조파라메터들의 개선이 수행되면서 비교적 정확하게 긴장력 손실을 추정되어짐을 볼 수 있다. 차후, 긴장력 PS3과 PS4에 해당하는 개선 모델의 추가적인 개선이 필요하다.

추정된 긴장력 손실($\delta T/T$) 결과로부터 다시 손실 후의 긴장력(T)을 추정하였다. 그 결과, 총 6개의 구조파라메터들의 개선이 수행되었을 경우, 비교적 정확하게 긴장력을 추정하는 것을 볼 수 있다. 차후, 주어진 진동기반의 정보들로부터 좀 더 명확하게 긴장력을 추정하는 방법에 대한 연구를 수행하고자 한다.

7. 결 론

본 논문에서는 진동기반 구조식별 기법을 이용한 PSC 거더 구조물의 긴장력 손실 검색 기법을 제시하였다. 먼저, 긴장력 손실 검색 기법과 구조식별 기법의 이론적 배경을 제시하였다. 두 번째로, 5단계의 긴장력을 가지는 모형 PSC 거더에 대한 고유진동수를 측정하기위해 진동실험을 수행하였다. 이로부터 초기 2개의 휨 진동모드에 해당하는 고유진동수를 추출하였다. 또한, 모형 PSC 거더의 형상, 재료 및 경계조건으로부터 초기 유한요소모델을 설정하여 수치모드해석을 수행하였다. 세 번째로, 유한요소모델의 구조파라메터 개선을 통해 실험결과와 유사한 고유진동수를 얻기 위한 진동기반 구조식별을 수행하였다. 이로부터, 실험결과와 유한요소모델간의 고유진동수 오차가 1% 이내로 수렴하는 개선된 기준모델을 선정하였다. 또한, 개선된 구조파라메터와 긴장력간의 선형관계식을 도출하였다. 도출된 선형관계식으로부터 긴장력이 완전히 제거된 상태의 고유진동

수를 추정하였다. 마지막으로, 다수의 긴장력 조건하에서 실험을 통해 측정된 고유진동수와 수치적으로 식별된 고유진동수를 이용하여 PSC 거더의 진동기반 긴장력 검색 기법의 적합성을 검증하였다. 또한, 추정된 긴장력 손실 결과로부터 다시 손실 후의 긴장력을 추정해 보았다.

이상과 같은 연구를 통해 진동기반 구조식별된 PSC 거더의 개선된 구조파라메터의 정확도가 긴장력 손실 추정에 매우 큰 영향을 미친다는 것을 알 수 있었다. 또한, 몇 개의 긴장력 단계에 대한 구조식별 모델에 대한 추가적인 개선이 필요하며, 수렴기준을 명확하게 할 필요가 있다는 것도 알 수 있었다. 차후, 주어진 진동기반의 정보들로부터 좀 더 명확하게 구조식별을 수행하고, 긴장력을 추정하는 방법에 대한 연구를 수행하고자 한다.

후 기

본 연구는 한국과학재단 우수연구센터인 스마트 사회기반 연구센터의 연구비 지원(R11-2002-101-03002-0) 및 국토해양부가 지원하는 건설기술혁신사업의 연구비 지원(06건설핵심B05)에 의해 수행되었습니다. 또한, 연구에 참여한 대학원생들은 BK21 프로그램의 지원을 받았습니다.

참 고 문 헌

김운학, 라정균, 김태훈, 신현목 (2003). “PSC 교량의 프리스트레스 손실에 관한 해석적 연구”, 한국구조물진단학회지, 제7권, 제1호, pp 131-138.

김정태 (1999). “소수의 고유진동수를 사용하는 비파괴 균열발견모델의 유도 및 검증“, 한국전산구조공학회지, 제12권, 제2호, pp 140-159.

김정태, 류연선, 정성오, 추상훈 (2000). “트러스의 구조손상추정을 위한 진동모드민감도의 패턴인식”, 한국해양공학회지, 제14권, 제1호, pp 80-87.

김정태, 류연선, 조현만 (2002). “고유진동수 이용 손상추정법과 모드형상 이용 손상추정법에 의한 PSC 보의 비파괴 손상검색”, 한국전산구조공학회지, 제15권, 제1호, pp 43-58.

김정태, 박재형 (2005). “PSC 보의 동적 모드정보를 통한 긴장력 감소 식별”, 한국전산구조공학회지, 제18권, 제3호, pp 39-45.

김정태, 윤재웅, 백종훈 (2003). “강판형의 진동모드특성에 미치는 온도의 영향”, 한국해양공학회지, 제17권, 제6호, pp 58-64.

오병환, 양인환, 김지상 (2001). “프리스트레스트 콘크리트 박스거더 교량의 프리스트레스 손실 추정에 관한 연구”, 한국구조물진단학회지, 제5권, 제2호, pp 111-120.

윤정방, 이종재, 구기영 (2003). “교량 건전성 모니터링 및 손상추정기술”, 한국전산구조공학회지, 제16권, 제1호, pp 7-14.

윤정방, 이형진 (1997). “System Identification 기법을 이용한 교량의 안전진단방법”, 대한토목학회지, 제45권, 제2호, pp 74-82.

정배근, 한경봉, 박선규 (2000). “PS 긴장재의 마찰손실에 관한 실험적 연구”, 대한토목학회지, 제20권, 5-A호, pp 797-804.

Brinker, R., Zhang, L. and Andersen, P. (2001). “Modal Identification of Output-only Systems Using Frequency Domain Decomposition”, Smart Materials and Structures, Vol 10, pp 441-445.

Burn, N.H., Helwig, T. and Tsujimoto, T. (1991). ”Effective Prestress Force in Continuous Post-Tensioned Beams with Unbonded Tendons”, ACI Structural Journal, Vol 88, No 1, pp 84-90.

Civjan, S.A., Jirsa, J.O., Carrasquillo, R.L. and Fowler, D.W. (1995). Method to Evaluate Remaining Prestress in Damaged Prestressed Bridge Girders, Research Report No. 1370-2, Center for Transportation Research, Bureau of Engineering Research, The University of Texas, Austin.

Kim, J.T., Yun, C.B., Ryu, Y.S. and Cho, H.M. (2004). ”Identification of Prestress-loss in PSC Beams Using Modal Information, Structural Engineering and Mechanics”, Vol 17, No 3-4, pp 467-482.

Lin, T.Y. (1963). Design of Prestressed Concrete Structures, John Wiley & Sons, USA.

Miyamoto, A., Tei, K., Nakamura, H. and Bull, J.W. (2000). ”Behavior of Prestressed Beam Strengthed with External Tendons, Journal of Structural Engineering”, ASCE, Vol 126, No 9, pp 1033-1044.

Pessiki, S., Kaczinski, M. and Wescott, H.H. (1996). ”Evaluation of Effective Prestress Force in 28-Year-Old Prestressed Concrete Bridge Beams”, PCI Journal, Vol 41, No 6, pp 78-89.

Saiidi, M., Douglas, B. and Feng, S. (1994). ”Prestress Force Effect on Vibration Frequency of Concrete Bridges, Journal of Structural Engineering”, ASCE, Vol 120, No 7, pp 2233-2241.

Sharif, A., Taher, S.E.F. and Basu, P.K. (1993). ”Time-dependent Losses in Prestressed Continuous Composite Beams, Journal of Structural Engineering”, ASCE, Vol 119, No 11, pp 3151-3168.

Stubbs, N. and Osegueda, R. (1990). ”Global Non-destructive Damage Evaluation in Solids, The International Journal of Analytical and Experimental Modal Analysis”, Vol 5, No 2, pp 67-79.

Yi, J.H. and Yun, C.B. (2004). ”Comparative Study on Modal Identification Methods using Output-only Information”, Structural Engineering and Mechanics, Vol 17, No 3-4, pp 445-446.

2009년 12월 17일 원고 접수
2010년 1월 25일 심사 완료
2010년 2월 1일 게재 확정