

내하율을 이용한 강합성보의 외부 프리텐션과 포스트텐션 보강 설계

Strengthening Design by External Pre-tensioning and Post-tensioning Methods
for Steel-concrete Composite Girders using Rating Factor

최 동 호* 유 동 민** 정 구 상*** 박 경 부****
Choi, Dong-Ho Yoo, Dong-Min Jeong, Gu-Sang Park, Kyung-Boo

Abstract

A method to determine the initial force of external tendon is proposed to improve the load carrying capacity in existing steel-concrete composite bridges. This method is applied to tensioning external tendons prior to and after concrete replacement for strengthening composite girders. A procedure to determine the number of tendon and initial tendon force is described with the proposed rating factor, which considers the increment of tendon force due to live loads. The method is applied to the improvement of rating factor in an existing composite bridge and its validity is confirmed.

요 지

본 논문은 기존 강합성 교량의 내하력 향상을 목적으로 외부 긴장재의 초기 긴장력 결정 방법을 제시하였다. 외부 긴장력은 콘크리트 슬래브 재시공 전과 후에 각각 적용하였다. 활하중에 의하여 발생하는 증가 프리스트레스력을 고려한 내하율식을 제안하여 긴장재 개수와 초기 긴장력의 결정 과정을 제시하였다. 기존 강합성 교량의 내하율 향상에 적용하여 그 타당성을 입증하였다.

Keywords : External tendon, Initial tendon force, Pre-tension, Post-tension, Increment of tendon force, Rating factor

핵심 용어 : 외부 긴장재, 초기 긴장력, 프리텐션, 포스트텐션, 증가 프리스트레스력, 내하율

* 정회원, 한양대학교 토목공학과 교수

** 정회원, 한양대학교 석사졸업, 한국도로교통협회 선임연구원

*** 학생회원, 한양대학교 석사과정

**** 정회원, 한양대학교 박사과정, 한국방재협회 회장

E-mail : samga@hanyang.ac.kr 02-2220-0328

• 본 논문에 대한 토의를 2007년 10월 31일까지 학회로 보내 주시면 2008년 1월호에 토론결과를 게재하겠습니다.

1. 서 론

교량 구조물은 공용기간의 증대, 과적차량, 환경적 요인 등에 의해 손상을 받아 구조물의 내구성과 강성이 감소하거나, 교통량의 증가와 교통하중의 증량화 등으로 인해 현행 교통량에 대한 설계에 부적당한 경우, 적절한 보수·보강을 통해 구조물의 사용성(serviceability)과 안전성(safety)을 확보하여야 한다. 기존 교량의 성능향상을 위한 보강공법 중 외부 긴장재를 이용한 보강공법은 실용성과 경제성에 있어서 효율적이다.⁽¹⁴⁾ 본 논문에서는 이러한 외부 긴장재를 이용한 보강공법 적용시 긴장력의 도입시기에 따라 초기 긴장력과 긴장재 개수를 결정하기 위한 과정을 연구하였다.

외부 긴장 공법과 관련한 국외 연구로써 Reagan과 Krahl⁽⁶⁾은 simple strain method를 제안하여 구조물의 파괴형태는 긴장재의 파괴보다는 콘크리트 슬래브의 파괴로부터 발생한다고 하였다. Saadatmanesh 등^{(9),(10),(11)}은 외부 긴장재로 보강된 강함성보의 정모멘트 구간과 부모멘트 구간의 거동에 대해 탄성 및 소성 해석방법을 제시하였으며, 실험 결과와 비교·분석하여 해석적 연구 결과의 합리성을 보였다. Troitsky 등⁽¹⁴⁾은 긴장재의 배치형상(직선형, 절곡형)과 시공방법(Pre-tensioned, Post-tensioned)을 고려하여 외부 긴장력 도입에 의한 강함성보의 지간 전체 응력분포와 외부 하중재하에 의한 긴장재의 긴장력 증가량의 수치적 해석 방법을 제시하고 실험을 통해 비교·분석하여 정착부 사이의 지간에서는 이론과 실험값의 근접함을 보였다. Tong과 Saadatmanesh⁽¹²⁾는 외부 긴장재로 보강된 연속 강함성교의 탄성해석에 대한 일반적인 해석모형을 제안하였으며, 긴장력, 편심거리, 긴장재 배치형상, 긴장재 설치길이를 변수로 하여 연속 강함성보의 거동을 분석하고 기존 교량에 대한 보강 예를 통해 보강효과를 검증하였다.

최근 국내에서도 기존 강함성교의 효과적인 보강공법의 하나로써 본 공법이 주목되고 있으며 국내 연구로써 백동훈 등⁽⁴⁾은 3경간 연속 함성보의 외부 후긴장에 의한 보강 효과와 적용방법에 대한 연구를 통해 정모멘트구간에 긴장재를 설치하여도 정·부 모멘트의

감소효과를 얻을 수 있고, 횡분배에 의해 일부 보에만 긴장재를 설치하여도 모든 보의 휨강성 증가를 유도할 수 있다고 하였으며, 김기봉 등⁽¹⁾은 단순 강함성보의 정적실험을 통하여 외부 긴장재의 긴장력 변화에 따른 후긴장 보강효과를 검증하였다. 박용걸 등⁽³⁾은 외부 후 긴장력의 도입과정과 긴장재의 절곡 각도에 따른 강함성보의 거동을 실험 및 해석적으로 분석하였다. 외부 긴장 보강시 휨보강 효과 및 전단 보강효과가 검증되었으나, 긴장력 도입시 기계적 오차와 손실 등의 문제는 시공시 고려되어야 한다는 결론을 얻었다. 정승인 등⁽⁵⁾은 외부 긴장재로 보강된 강함성보의 탄소성 영역의 휨거동 특성을 해석적으로 검토하기 위하여 변형증분법을 제안하였고, 실험을 통해 검증하였다. 박영훈 등⁽²⁾은 공용중인 관형교에 대한 거동을 실험적으로 분석하여 횡분배 효과 및 내하력 향상을 위해 필요한 도입 긴장력과 긴장력 도입에 따른 거동을 분석하였다. 국내 강함성 교량의 외부 후 긴장 보강공법은 연구개발 단계에서 실용화 단계로 접어들고 있으며, 실교량에 대한 보강사례⁽²⁾와 가설교의 적용사례⁽⁶⁾가 있다.

그러나 외부 긴장재를 이용하여 효과적으로 보강하기 위해서는 긴장재의 배치형상, 긴장재 개수, 초기 긴장력 등의 보강설계변수 결정과정에서 충분한 검토가 필요하며, 이에 대한 합리적이고 구체적인 제시가 필요하다. 기존에 강함성 교량의 보강설계시 초기 긴장력은 허용응력을 만족시키는 보강응력 또는 추가되는 하중에 의해 증가하는 응력을 보강응력으로 정하여 초기 긴장력을 산정하였다. 그러나 일반적으로 공용중인 교량의 보강은 기존의 내하력을 향상시키고자 이루어지는 경우가 대부분이므로, 보강후의 원하는 목표 내하력을 정하고 이를 만족시킬 수 있는 초기 긴장력을 내하율 산정식으로부터 구하는 것이 효율적이라고 할 수 있다.

본 논문에서는 외부 긴장재로 보강된 단순 강함성보에 대해 콘크리트 슬래브를 재시공할 경우, 긴장력 도입 시기에 따른 초기 긴장력의 계산방법과 그 과정을 내하율 산정식을 이용하여 제시하였다. 슬래브를 제거한 후 콘크리트 슬래브를 재시공하기 전 강주형에 긴장력을 도입한 것을 '프리텐션(Pre-tensioned)', 슬래브를 재시공한 후 강주형에 긴장력을 도입한 것을 '포스

트텐션(Post-tensioned)’이라고 하였다. 각각의 경우, 증가 프리스트레스력을 고려한 내하율 산정식을 제안하였으며, 제안한 내하율 산정식으로부터 초기 긴장력과 긴장재 개수의 계산방법 및 과정을 제시하였다. 또한 실교량에 대한 예제를 통해 제안된 방식을 적용하였다.

2. 외부 긴장재로 보강된 강합성보의 해석

2.1 프리텐션/포스트텐션 방식으로 보강된 강합성보의 응력 분포

단순 강합성보를 외부 긴장재로 보강하는 경우, 콘크리트 슬래브의 노후 등에 의해 재시공을 필요로 하는 경우가 있다. 이러한 경우, 전 기간에 지지보를 설치하지 않고 보강을 하면 고정하중은 강주형이 부담하게 되고, 활하중은 합성단면이 부담하게 되어 활하중 합성보로써 거동한다. Fig. 1은 프리텐션 보강된 강합성보의 단면응력분포를 나타낸 것이다. 기존 교량의 콘크리트 슬래브가 제거되면 강주형의 고정하중에 의하여 중립축 상부에는 압축응력, 하부에는 인장응력이 발생한다(단계 1). 이때 긴장재에 긴장력 T 를 도입하면 압축력 T 에 의해서 강주형의 단면 전체에 압축응력이 발생하고, 부모멘트 $T \cdot e_s$ 에 의해서 중립축 상부에는 인장응력, 하부에는 압축응력이 발생하여 고정하중에 의한 단면응력을 감소시킨다.(단계 2) 그리고 슬래브를 재시공함에 따라 슬래브의 고정하중으로 인하여 강주형의 중립축 상부에는 압축응력, 하부에는 인장응력이 발생하고,(단계 3) 슬래브의 고정하중에 따른 긴장재의 변형으로 인한 증가 프리스트레스력 ΔT_c 가 발생하여 강주형의 단면 전체에 대한 압축응력과 $\Delta T_c \cdot e_s$ 에 의하여 중립축 상부에는 인장응력 하부에는 압축응력이 추가로 발생한다(단계 4). 또한 활하중이 재하되면 합성보의 중립축 상부에는 압축응력, 하부에는 인장응력이 발생하며(단계 5), 외부 활하중 재하에 따른 긴장재의 변형으로 인한 증가 프리스트레스력 ΔT_{LL} 이 발생하여 단면 전체에 대한 압축응력과 $\Delta T_{LL} \cdot e_{cp}$ 에 의하여 중립축 상부에는 인장응력 하부에는 압축응력이 추가로 발생한다.(단계 6) 따라

서, 프리텐션 보강된 강합성보의 임의의 단면에서 콘크리트 슬래브 상부와 플랜지 상·하부의 응력 f'_c , f'_s 와 f'_s 는 식(1), (2), (3)과 같이 표현할 수 있다.

Fig. 2는 포스트텐션 보강된 강합성보의 단면응력 분포를 나타낸다. 기존 교량의 콘크리트 슬래브를 재시공하게 되면 교량의 고정하중은 강주형이 모두 부담하게 된다(단계 1, 2). 콘크리트 슬래브와 강주형의 합성 후에 긴장력 T 를 도입하면 압축력 T 에 의해서 단면 전체에 압축응력이 발생하고, 부모멘트 $T \cdot e_{cp}$ 에 의해서 합성보의 중립축 상부에는 인장응력, 하부에는 압축응력이 발생한다(단계 3). 또한 활하중에 의해 중립축 상부에는 압축응력, 하부에는 인장응력이 발생하며(단계 4), 활하중재하에 따른 긴장재의 ΔT_{LL} 에 의해 단면 전체에 압축응력이 발생하고 $\Delta T_{LL} \cdot e_{cp}$ 에 의하여 중립축 상부에는 인장응력 하부에는 압축응력이 추가로 발생한다(단계 5). 따라서, 포스트텐션 보강된 강합성보의 임의의 단면에서 콘크리트 슬래브 상부와 플랜지 상·하부의 응력 f'_c , f'_s 와 f'_s 는 식(4), (5), (6)과 같이 나타낼 수 있다.

여기서, n = 단성계수비, M_{DL_s} = 강주형의 고정하중에 의한 모멘트, M_{DL_c} = 콘크리트 슬래브의 고정하중에 의한 모멘트, T = 긴장재의 긴장력, ΔT_c = 콘크리트 슬래브의 재시공에 따른 슬래브 고정하중에 의한 긴장재에 발생하는 증가 프리스트레스력, ΔT_{LL} = 외부 활하중 재하에 의해 긴장재에 발생하는 증가 프리스트레스력, I_s = 강주형의 단면2차 모멘트, A_s = 강주형의 단면적, e_s = 강주형의 중립축에서부터 긴장재 도심까지의 거리, y_t = 강주형의 중립축으로부터 상부플랜지 상단까지의 거리, y_b = 강주형의 중립축으로부터 하부플랜지 하단까지의 거리 I_{cp} = 합성보의 단면2차모멘트, A_{cp} = 합성보의 환산단면적, e_{cp} = 합성보의 중립축으로부터 긴장재 도심까지의 거리, y_{ct} = 합성보의 중립축으로부터 콘크리트 상단까지의 거리, y_{st} = 합성보의 중립축으로부터 상부플랜지 상단까지의 거리, y_{sb} = 합성보의 중립축으로부터 하부플랜지 하단까지의 거리이다.

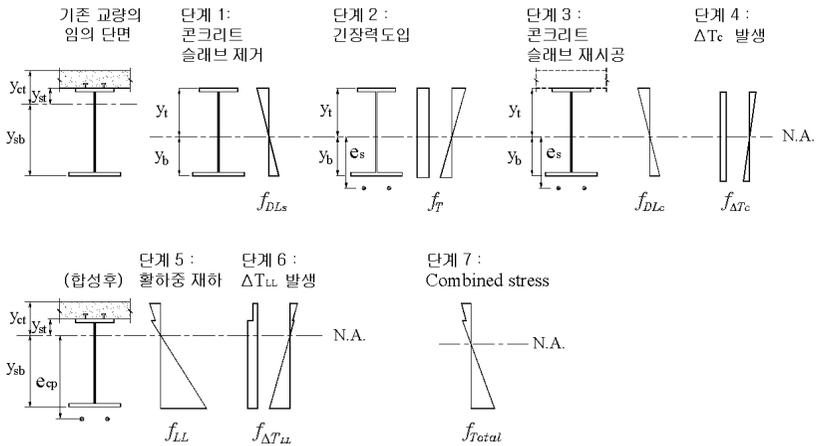


Fig. 1 프리텐션 보강된 단순 강합성보의 단면 응력분포

$$f_c^t = \frac{1}{n} \left(-\frac{M_{LL}}{I_{cp}} y_{ct} - \frac{\Delta T_{LL}}{A_{cp}} + \frac{\Delta T_{LL} \cdot e_{cp}}{I_{cp}} y_{ct} \right) \quad (1)$$

$$f_s^t = -\frac{M_{DLs}}{I_s} y_t - \frac{T}{A_s} + \frac{T \cdot e_s}{I_s} y_t - \frac{M_{DLc}}{I_s} y_t - \frac{\Delta T_c}{A_s} + \frac{\Delta T_c \cdot e_s}{I_s} y_t - \frac{M_{LL}}{I_{cp}} y_{st} - \frac{\Delta T_{LL}}{A_{cp}} + \frac{\Delta T_{LL} \cdot e_{cp}}{I_{cp}} y_{st} \quad (2)$$

$$f_s^b = +\frac{M_{DLs}}{I_s} y_b - \frac{T}{A_s} - \frac{T \cdot e_s}{I_s} y_b + \frac{M_{DLc}}{I_s} y_b - \frac{\Delta T_c}{A_s} - \frac{\Delta T_c \cdot e_s}{I_s} y_b + \frac{M_{LL}}{I_{cp}} y_{sb} - \frac{\Delta T_{LL}}{A_{cp}} - \frac{\Delta T_{LL} \cdot e_{cp}}{I_{cp}} y_{sb} \quad (3)$$

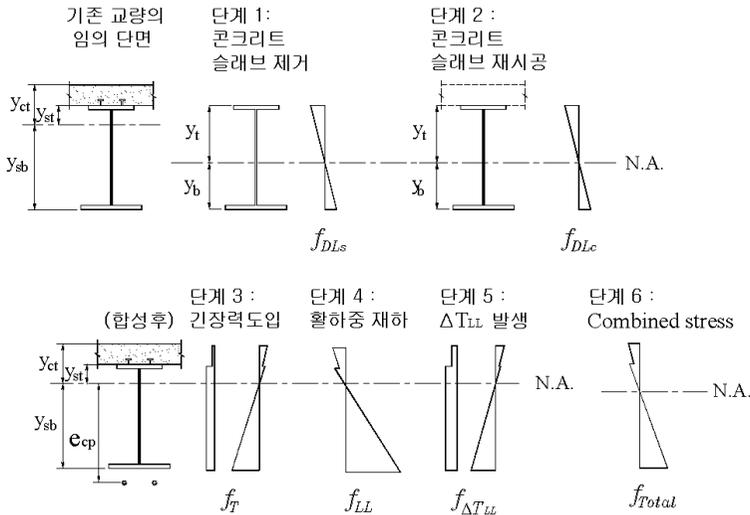


Fig. 2 포스트텐션 보강된 단순 강합성보의 단면 응력분포

$$f_c^t = \frac{1}{n} \left(-\frac{T}{A_{cp}} + \frac{T \cdot e_{cp}}{I_{cp}} y_{ct} - \frac{M_{LL}}{I_{cp}} y_{ct} - \frac{\Delta T_{LL}}{A_{cp}} + \frac{\Delta T_{LL} \cdot e_{cp}}{I_{cp}} y_{ct} \right) \quad (4)$$

$$f_s^t = -\frac{M_{DL_s}}{I_s} y_t - \frac{M_{DL_c}}{I_s} y_t - \frac{T}{A_{cp}} + \frac{T \cdot e_{cp}}{I_{cp}} y_{st} - \frac{M_{LL}}{I_{cp}} y_{st} - \frac{\Delta T_{LL}}{A_{cp}} + \frac{\Delta T_{LL} \cdot e_{cp}}{I_{cp}} y_{st} \quad (5)$$

$$f_s^b = \frac{M_{DL_s}}{I_s} y_b + \frac{M_{DL_c}}{I_s} y_b - \frac{T}{A_{cp}} - \frac{T \cdot e_{cp}}{I_{cp}} y_{sb} + \frac{M_{LL}}{I_{cp}} y_{sb} - \frac{\Delta T_{LL}}{A_{cp}} - \frac{\Delta T_{LL} \cdot e_{cp}}{I_{cp}} y_{sb} \quad (6)$$

2.2 증가 프리스트레스력의 계산

외부 긴장재를 이용한 강합성 교량의 보강 시 외부하중 에 의해 발생하는 증가 프리스트레스력을 산정하는 방법에는 가상일의 원리, (11),(13) 변형증분법, (9) 유한요소해석법 등이 있다.

본 절에서는 가상일의 원리에 의한 증가 프리스트레스력 계산식(7)의 적용성을 검토하고자 유한요소해석의 결과와 비교·분석하였다.

대상교량의 제원은 Table 1, 단면은 Fig. 3과 같고 사용된 긴장재는 Table 2와 같다. 또한 정착구는 지점 으로부터 2m 거리에 정착하였다.

Table 1 외부 긴장재를 이용하여 보강할 대상교량의 제원

상부구조형식	설계하중	목표하중	교폭	경간장	교량단면
3주형 판형교	DB-18	DB-24	8.4 m	40 m	Fig. 3

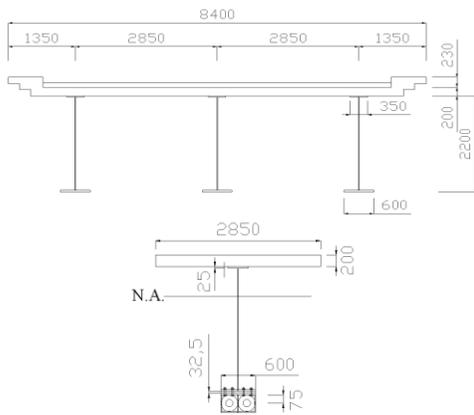


Fig. 3 외부 긴장재로 보강할 대상교량의 단면(단위:mm)

Table 2 긴장재의 물리적 성질

	구분 기호	표준 지름 (mm)	공칭 단면적 (mm ²)	인장 하중 (kN)	0.2% 영구연신율 에 대한 하중(kN)
PS 강연선 (7연선)	SW PC 7B	15.2	138.7	260.68	221.48

2.2.1 가상일의 원리

가상일의 원리는 탄성영역에서 역학적으로 간단히 계산이 가능하며, Fig. 4와 같이 단순 강합성보에 트럭하중과 등분포하중이 각각 작용하고 긴장재를 직선배 치하여 보강할 경우에 증가 프리스트레스력 계산식은 Table 3과 같다. (7)

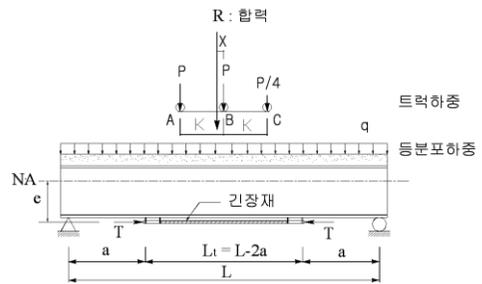


Fig. 4 하중 종류와 긴장재 배치형상

Table 3 긴장재의 배치 형식과 하중 형태에 따른 증가 프리스트레스력 (ΔT)

배치 형식	하중	증가 프리스트레스력 (ΔT)
직선 배치	트럭 하중	$\Delta T = \frac{Pe(0.281L^2 - 0.532K^2 - 1.125a^2)}{(L-2a) \left(e^2 + \frac{I_{cp}}{A_{cp}} + \frac{E_s I_{cp}}{A_s E_t} \right)}$
	등분포 하중	$\Delta T = \frac{qe(L^3 - 6La^2 + 4a^3)}{12(L-2a) \left(e^2 + \frac{I_{cp}}{A_{cp}} + \frac{E_s I_{cp}}{A_s E_t} \right)}$

여기서, P = DB트럭하중, q =등분포하중, A_t =긴장재의 단면적, E_t =긴장재의 탄성계수, e =편심거리, L =부재길이, K =트럭하중 재하시 하중간 거리, a =지점으로부터 정착부 중심까지의 거리이다.

2.2.2 유한요소해석

유한요소해석에 의한 증가 프리스트레스력은 구조해석프로그램 LUSAS 13.6을 이용하였으며, 가상일의 원리에 의한 결과와 비교·분석 하였다. 콘크리트 슬래브와 강주형은 완전 합성으로 가정하였으며, 상부 콘크리트 슬래브의 크리프와 건조수축 그리고 강주형의 잔류응력은 고려되지 않았다.

따라서, 콘크리트 슬래브와 정착구는 solid, 강주형은 shell, Strand는 Bar요소를 사용하였고, 콘크리트 슬래브와 강주형은 완전합성으로 가정하여 Tied mesh 기능으로 연결하였다. 또한 초기 긴장력은 LUSAS 13.6의 Loading Skill 중 Initial stress and strain을 사용하여 응력을 도입하는 방법을 사용하였다. Fig. 5는 유한요소해석 모델링 형상이다.

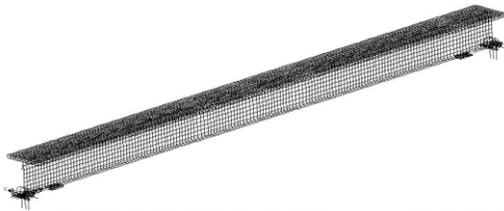


Fig. 6 외부 긴장재로 보강된 강합성보의 유한요소 해석 모델

2.2.3 해석결과의 비교

활하중의 종류에 따른 증가 프리스트레스력을 가상일의 원리와 유한요소해석에 의한 방법으로 각각 계산하여 Fig. 6에 나타내었다. 그 결과, 두 방법은 거의 일치하는 것으로 나타났다.

3. 내하율 산정방법

일반적으로 공용중인 교량에 대한 보강의 경우 기존의 내하력을 상향시키고자 이루어지는 경우가 대부분

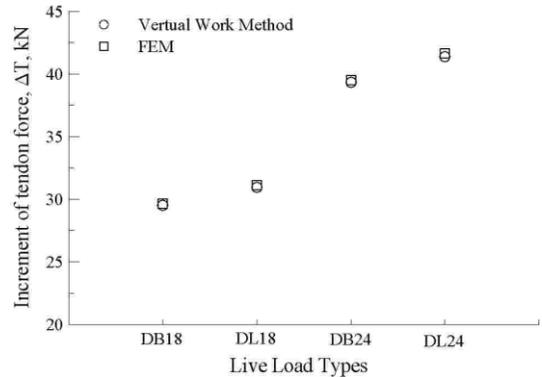


Fig. 5 활하중에 따른 증가 프리스트레스력 비교

이다. 외부 긴장재로 보강된 강합성 교량의 내하율 (Rating Factor)은 식(7)에 의해 계산된다.

$$RF' = \frac{f_a - (f_{DL} + f_T)}{f_{LL}(1+i)} \quad (7)$$

여기서, f_a =거더의 허용응력, f_{DL} =고정하중에 의한 부재의 응력, f_T =긴장력 도입에 의한 부재의 응력, f_{LL} =활하중에 의한 부재의 응력, i =충격계수(15/(40+경간장))이다.

교량의 내하력을 상향시키기 위하여 외부 긴장재를 이용하고 콘크리트 슬래브를 재시공하는 경우 내하율식은 초기 긴장력의 도입시기에 따라 다르게 표현된다.

콘크리트 슬래브의 재시공 전에 긴장력을 도입하는 프리텐션 보강의 경우, 콘크리트 슬래브의 고정하중으로 인하여 긴장재에 발생하는 증가 프리스트레스력(ΔT_c)에 의해 합성보에는 $f_{\Delta T_c}$ 가 발생한다. 또한 활하중으로 인하여 긴장재에 발생하는 증가 프리스트레스력(ΔT_{LL})에 의해, 합성보에는 $f_{\Delta T_{LL}}$ 이 발생한다. $f_{\Delta T_c}$ 는 고정하중에 의한 응력에 영향을 미치고, $f_{\Delta T_{LL}}$ 은 활하중에 의한 응력에 영향을 미친다. 이것을 고려하면 식(7)의 내하율 산정식에서 $f_{DL} + f_T$ 는 $f_{DL} + f_T + f_{\Delta T_c}$ 로 표현할 수 있고, $f_{LL}(1+i)$ 는 $(f_{LL} + f_{\Delta T_{LL}})(1+i)$ 로 표현할 수 있다. 따라서 프리텐션 보강의 내하율 산정식은 식(8)과 같이 나타낼 수 있다.

$$RF' = \frac{f_a - (f_{DL} + f_T + f_{\Delta T_c})}{(f_{LL} + f_{\Delta T_{LL}})(1+i)} \quad (8)$$

여기서, $f_{\Delta T_c}$ = 콘크리트 슬래브의 시공으로 인하여 긴장재에 발생하는 증가 프리스트레스트력에 의한 부재의

응력, $f_{\Delta T_{LL}}$ = 활하중으로 인하여 긴장재에 발생하는 증가 프리스트레스트력에 의한 부재의 응력이다.

콘크리트 슬래브를 재시공하기 전에 긴장력을 도입하는 포스트텐션 보강의 경우, 콘크리트 슬래브를 재시공한 후에 긴장력 도입하므로 ΔT_c 는 발생하지 않는다. 그러나 활하중으로 인하여 긴장재에는 증가 프리스트레스트력(ΔT_{LL})이 발생하며, 이로 인해 합성보에는 $f_{\Delta T_{LL}}$ 이 발생한다. $f_{\Delta T_{LL}}$ 은 활하중에 의한 응력에 영향을 미치므로, 이것을 고려하면 식(7)에서 $f_{LL}(1+i)$ 은 $(f_{LL} + f_{\Delta T_{LL}})(1+i)$ 로 표현할 수 있다. 따라서 포스트텐션 보강의 내하율 산정식은 식(9)와 같이 나타낼 수 있다.

$$RF' = \frac{f_a - (f_{DL} + f_T)}{(f_{LL} + f_{\Delta T_{LL}})(1+i)} \quad (9)$$

4. 초기 긴장력과 긴장재 개수의 산정방법

본 절에서는 교량의 기본 내하력을 상향시키기 위하여 외부 긴장재로 보강할 경우, 식(8)과 (9)의 내하율 산정식을 이용하여 초기 긴장력을 결정하는 방법 및 과정을 제시하였다. 본 연구에서는 초기 긴장력 결정시 콘크리트 슬래브와 강주형을 완전 합성으로 가정하였으며, 상부 콘크리트의 크리프와 건조수축, 강주형의 잔류응력, 긴장력 손실, 좌굴의 영향은 고려되지 않았다.

4.1 프리텐션 보강

초기 긴장력의 도입시기를 슬래브의 재시공 전으로 결정한 경우, 즉 프리텐션 보강의 경우, 초기 긴장력은 식(8)의 내하율 산정식을 이용하여 구할 수 있으며, 그 방법은 다음과 같다. 목표 내하율을 RF' 이라 하고,

식(8)을 초기 긴장력, 콘크리트 슬래브 시공에 의해 발생하는 증가 프리스트레스트력 그리고 활하중에 의해 발생하는 증가 프리스트레스트력에 의한 응력의 합 $f_T + f_{\Delta T_c} + RF' \cdot f_{\Delta T_{LL}}(1+i)$ 로 표현하면 식(10)과 같다.

$$\begin{aligned} f_T + f_{\Delta T_c} + RF' \cdot f_{\Delta T_{LL}}(1+i) \\ = f_a - f_{DL} - RF' \cdot f_{LL}(1+i) \end{aligned} \quad (10)$$

식(10)의 응력식을 긴장재의 긴장력으로 표시하면 식(11)과 같다.

$$\begin{aligned} (T + \Delta T_c) \left(-\frac{1}{A_s} - \frac{e_s}{I_s} y_b \right) \\ + RF' \cdot \Delta T_{LL}(1+i) \left(-\frac{1}{A_{cp}} - \frac{e_{cp}}{I_{cp}} y_{sb} \right) \\ = f_a - f_{DL} - RF' \cdot f_{LL}(1+i) \end{aligned} \quad (11)$$

식(11)에서 긴장재의 긴장력 T 에 대한 식으로 정리하면 식(12)와 같다.

$$\begin{aligned} T = \frac{RF' \cdot f_{LL}(1+i) - f_a + f_{DL}}{\frac{1}{A_s} + \frac{e_s}{I_s} y_b} \\ - \frac{RF' \cdot \Delta T_{LL}(1+i) \left(\frac{1}{A_{cp}} + \frac{e_{cp}}{I_{cp}} y_{sb} \right)}{\frac{1}{A_s} + \frac{e_s}{I_s} y_b} - \Delta T_c \end{aligned} \quad (12)$$

그러나 식(12)에서는 긴장재의 단면적이 정해지지 않았으므로 ΔT_c 와 ΔT_{LL} 의 값을 구할 수 없다. 따라서 긴장재의 개수를 가정하기 위해 식(11)에서 강주형의 단면성질(A_s, I_s, e_s, y_b) 대신 합성단면성질($A_{cp}, I_{cp}, e_{cp}, y_{sb}$)로 바꾸어 긴장재의 긴장력으로 나타내면 식(13)과 같이 정리할 수 있다.

$$\begin{aligned} (T + \Delta T_c + RF' \cdot \Delta T_{LL}(1+i)) \left(\frac{1}{A_{cp}} + \frac{e_{cp}}{I_{cp}} y_{sb} \right) \\ = f_a - f_{DL} - RF' \cdot f_{LL}(1+i) \end{aligned} \quad (13)$$

식(13)을 긴장력 $T + \Delta T_C + RF' \cdot \Delta T_{LL}(1+i)$ 에 대해 정리하면 식(14)와 같다.

$$T + \Delta T_C + RF' \cdot \Delta T_{LL}(1+i) = \frac{RF' \cdot f_{LL}(1+i) - f_a + f_{DL}}{\frac{1}{A_{cp}} + \frac{e_{cp}}{I_{cp}} y_{sb}} \quad (14)$$

필요한 긴장재의 개수 N_t 는 식(14)에서 구해진 긴장력으로부터 식(15)를 사용하여 가정한다.

$$N_t = \frac{T + \Delta T_C + RF' \cdot \Delta T_{LL}(1+i)}{\phi_t F_u} \quad (15)$$

여기서, ϕ_t = 도입 긴장력의 계수(보통 0.4~0.6을 사용), F_u = 긴장재의 인장하중이다.

긴장재의 개수는 편심을 고려하여 식(15)에서 구해진 값 이상인 짝수로 가정하도록 한다.

긴장재의 단면적 A_t 는 '긴장재 한개의 단면적×긴장재 개수'의 식으로 구한다. 그리고 사용되는 긴장재의 단면적 A_t 를 고려하여 ΔT_C , ΔT_{LL} 을 계산한다. 이때 ΔT_C 는 콘크리트 슬래브의 무게를 강재가 부담하면서 발생하는 긴장재의 증가 프리스트레스트력 이므로 A_s , I_s , e_s , y_b 와 A_t 를 이용하여 Table 1의 등분포 하중이 작용하는 경우의 식으로 구하고, ΔT_{LL} 은 슬래브 재시공 후에 합성단면이 활하중을 부담하면서 발생하는 긴장재의 증가 프리스트레스트력 이므로 A_{cp} , I_{cp} , e_{cp} , y_{sb} 와 A_t 를 이용하여 Table 1의 트럭하중이 작용하는 경우의 식으로 구할 수 있다.

ΔT_C 와 ΔT_{LL} 를 구하게 되면, 식(12)에 대입하여 초기 도입하는 긴장재의 긴장력을 구할 수 있다. 그리고 필요한 긴장재의 개수 N_t 는 식(12)에서 구해진 초기 긴장력 T 를 이용하여 식(16)으로 계산하고, 긴장재의 개수를 결정한다.

$$N_t = \frac{T}{\phi_t F_u} \quad (16)$$

만일 식(16)에 의해 정해진 긴장재의 개수와 식(15)에 의해 가정한 긴장재의 개수가 같지 않다면 식(16)에 의해 계산된 긴장재 개수를 고려하여 증가 프리스트레스트력 ΔT_C 와 ΔT_{LL} 을 다시 계산한 후에 식(12)로 초기 긴장력을 계산한다.

긴장재 1개당 도입되는 초기 긴장력은 결정된 T 를 긴장재 개수로 나누어 계산할 수 있다. 여기서 초기 긴장력과 증가 프리스트레스트력에 의한 긴장재의 총 응력은 긴장재의 허용인장응력보다 작아야 한다.

4.2 포스트텐션 보강

초기 긴장력의 도입시기를 슬래브의 재시공 후로 결정한 경우, 즉 포스트텐션 보강의 경우, 초기 긴장력은 식(9)의 내하율 산정식을 이용하여 구할 수 있으며, 그 방법은 다음과 같다. 목표 내하율을 RF' 이라 하고, 식(9)를 초기 긴장력과 활하중에 의해 발생하는 증가 프리스트레스트력에 의한 응력의 합 $f_T + RF' \cdot f_{\Delta T_{LL}}$ 로 표시하면 식(17)과 같다.

$$f_T + RF' \cdot f_{\Delta T_{LL}}(1+i) = f_a - f_{DL} - RF' \cdot f_{LL}(1+i) \quad (17)$$

식(17)의 응력식을 긴장재의 긴장력으로 표시하면 식(18)과 같다.

$$(T + RF' \cdot \Delta T_{LL}(1+i)) \left(\frac{1}{A_{cp}} + \frac{e_{cp}}{I_{cp}} y_{sb} \right) = f_a - f_{DL} - RF' \cdot f_{LL}(1+i) \quad (18)$$

식(18)을 긴장력 $T + RF' \cdot \Delta T_{LL}$ 에 대해 정리하면 식(19)와 같다.

$$T + RF' \cdot \Delta T_{LL}(1+i) = \frac{RF' \cdot f_{LL}(1+i) - f_a + f_{DL}}{\left(\frac{1}{A_{cp}} + \frac{e_{cp}}{I_{cp}} y_{sb} \right)} \quad (19)$$

필요한 긴장재의 개수 N_t 는 식(19)에서 구해진 긴장력으로부터 식(20)을 사용하여 가정한다.

$$N_t = \frac{T + RF' \cdot \Delta T_{LL}(1+i)}{\phi_i F_u} \quad (20)$$

긴장재의 개수는 편심을 고려하여 식(20)에서 구해진 값 이상인 짝수로 가정한다.

긴장재의 단면적 A_t 는 '긴장재 한개의 단면적×긴장재 개수'의 식으로 구한다. 사용되는 긴장재의 단면적 A_t 를 고려하여 ΔT_{LL} 은 Table 1의 식으로 구하고, 초기 도입하는 긴장재의 긴장력은 식(21)과 같이 계산한다.

$$T = \frac{RF' \cdot f_{LL}(1+i) - f_a + f_{DL}}{\left(\frac{1}{A_{cp}} + \frac{e_{cp}}{I_{cp}} y_{sb}\right)} - RF' \cdot \Delta T_{LL}(1+i) \quad (21)$$

필요한 긴장재의 개수 N_t 는 식(21)에서 구해진 초기 긴장력 T 를 이용하여 식(16)에 대입하여 긴장재의 개수를 정한다.

만일 식(16)에 의해 정해진 긴장재의 개수와 이전 단계인 식(20)에 의해 가정한 긴장재의 개수와 같지 않다면 식(16)에 의해 정해진 긴장재의 개수를 고려하여 증가 프리스트레스력 ΔT_{LL} 을 다시 계산한 후에 식(21)로 초기 긴장력을 계산한다.

긴장재 1개당 도입되는 초기 긴장력은 식(21)에서 구해진 값을 정해진 긴장재 개수로 나누어 계산할 수 있다. 여기서 초기 긴장력과 증가 프리스트레스력에 의한 긴장재의 총 응력은 긴장재의 허용인장응력보다 작아야 한다.

5. 보강설계 순서도

4절의 긴장재 개수와 초기긴장력을 구하는 과정을 도표로 나타내면 Fig. 7과 같다.

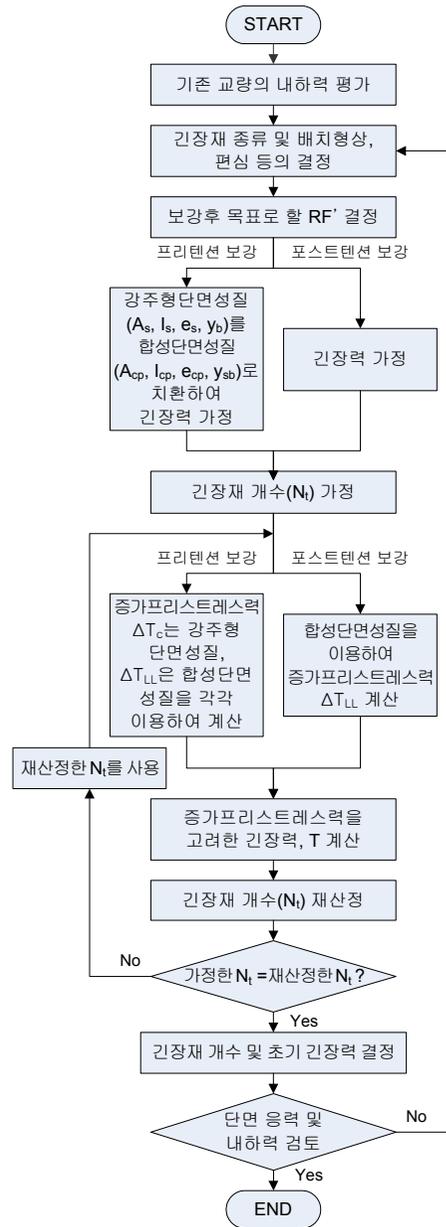


Fig. 7 보강설계 순서도

6. 실교량의 적용

대상 교량은 DB-18로 설계된 경간장이 30 m이고, 교폭이 8.4 m이며, 단면은 Fig. 8과 같다.

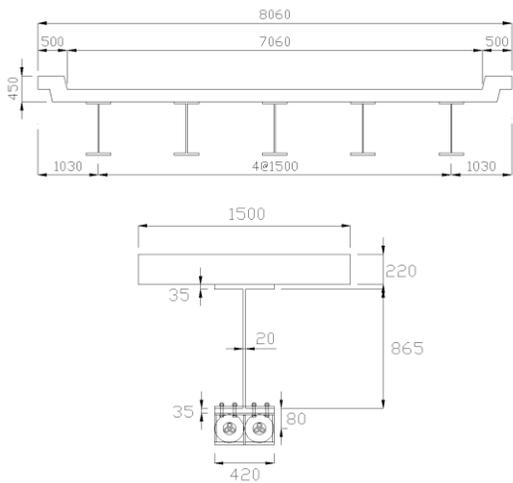


Fig. 8 외부 긴장재를 이용하여 보강 할 대상교량(단위: mm)

보강 전 DB-18하중에 의한 내하율은 1.23, DB-24하중에 의한 내하율은 0.92이다. 본 연구에서는 DB-24하중에 대해 내하율 1.3으로 향상시키기 위해 본 논문에서 제안한 내하율 산정식을 이용하여 긴장재의 개수와 초기 긴장력을 산정하였다.

긴장재는 PS강연선(7연선) SWPC 7B(표준지름 15.2 mm, 공칭단면적 138.7 mm², 인장하중 260.68 kN)를 사용하였고, 긴장재는 하부플랜지 하단으로부터 8 cm 아래에 직선배치 하였으며 정착구는 지점으로부터 150cm 거리에 정착하였다. Fig. 6에서 사용된 단면의 $A_{cp} = 822.85 \text{ cm}^2$, $I_{cp} = 1391418 \text{ cm}^4$, $y_{sb} = 71.72 \text{ cm}$ 이고, $A_s = 467.00 \text{ cm}^2$, $I_s = 703519.2 \text{ cm}^4$, $y_b = 46.75 \text{ cm}$, 이다.

초기 긴장력의 제약 조건으로써 긴장력 도입에 의한 콘크리트 슬래브 상단의 인장응력은 허용 휨인장응력인 1.7 MPa보다 작아야한다. 고정하중에 의한 하부 플랜지 하연 응력은 보강전에는 사활하중 합성보로써 $f_{DL} = 71.27 \text{ MPa}$ 이고, 보강후에는 활하중 합성보로 바뀌게 되므로 $f_{DL} = 91.87 \text{ MPa}$ 이다. 활하중에 의한 하부 플랜지 하연응력 $f_{LL(DB8)}(1+i) = 53.89 \text{ MPa}$, $f_{LL(DB24)}(1+i) = 71.86 \text{ MPa}$ 이다. 본 대상교량에 대해 외부 긴장재로 보강할 경우, 프리텐션과 포스트텐션 보강방법에 따라 긴장재 개수와 초기 긴장력의 결정과정을 보였다.

6.1 프리텐션 보강에 의한 초기 긴장력과 긴장재 개수의 결정

4.1절의 초기 긴장력 결정과정을 이용하여 $T + \Delta T_c + RF' \cdot \Delta T_{LL}(1+i)$ 를 계산하면 783.6 kN, 강연선의 초기 긴장력을 인장하중의 60%로 하면, 긴장재 개수 N_t 는 $783.6 / (0.6 \times 260.68) = 5.0$ 이므로 6개로 가정한다. 긴장재의 단면적 $A_t = 1.387 \times 6 = 8.322 \text{ cm}^2$ 이므로 Table 1을 이용하여 증가 프리스트레스력을 구하면 $\Delta T_c = 39.02 \text{ kN}$, $\Delta T_{LL}(1+i) = 46.19 \text{ kN}$ 이다. 증가 프리스트레스력을 고려한 긴장재의 초기 긴장력 T 는 식(7)에 의해 689.26 kN이고, 긴장재 개수 N_t 는 $689.26 / (0.6 \times 260.68) = 4.40$ 개 이므로 6개로 재산정 되었으며, 가정된 긴장재 개수와 동일하므로 긴장재 개수는 6개로 결정한다. 강연선 1개당 도입되는 긴장력은 114.88 kN이며, 강연선 인장하중 (F_u)의 44%이다. 초기 긴장력과 증가 프리스트레스력을 합한 긴장재의 응력은 930.63 MPa로써 긴장재의 인장강도 1330 MPa보다 작다. 계산된 초기 긴장력을 대상교량에 도입한 후에 단면의 응력을 Table 3에 나타내었다.

고정하중(①)과 활하중(④)에 의한 하부플랜지 하연 응력(①+④)은 초기 긴장력(②)에 의해 24.3% 감소하였고(①+②+④), 증가 프리스트레스력(③+⑤)에 의해 2.9% 추가로 감소하여 총 27.2%가 감소하였다 (total).

기존 내하율 산정식에 의한 RF는 1.22이고, 제안된 식에 의한 내하율(RF')은 1.30으로 기존 식에 의한 내하율(RF) 1.22 보다 6.6% 정도 크게 나타났다.

6.2 포스트텐션 보강에 의한 초기 긴장력과 긴장재 개수의 결정

4.2절의 초기 긴장력 결정과정을 이용하여 $T + RF' \cdot \Delta T_{LL}(1+i)$ 를 계산하면 850.5 kN, 강연선의 초기 긴장력을 인장하중의 60%로 하면, 긴장재 개수 N_t 는 $850.5 / (0.6 \times 260.68) = 5.43$ 이므로 6개로 가정한다. 긴장재의 단면적 $A_t = 1.387 \times 6 = 8.322 \text{ cm}^2$ 이므로 Table 1을 이용하여 증가 프리스트레스력

Table 4 프리텐션으로 보강된 강합성보의 보강후 단면 응력(MPa)

	콘크리트 슬래브	상부 플랜지	하부 플랜지	긴장재 인장응력
①고정하중	0	-91.87	91.87	-
②초기 긴장력	0	10.32	-39.84	822.84
③ ΔT_C	0	0.58	-2.25	49.11
④활하중	-5.10	-21.31	71.86	-
⑤ $\Delta T_{LL}(1+i)$	0.07	0.00	-2.46	58.16
①+④	-5.10	-113.19	163.73	-
①+②+④	-5.10	-102.87	123.90	822.84
total	-5.03	-102.29	119.18	930.10
허용응력	인장 1.7 압축 -9.4	140		1330.00
RF	1.84	2.74	1.22	
RF'	1.87	2.77	1.30	

을 구하면 $\Delta T_{LL}(1+i)=46.19$ kN이다. 긴장재의 초기 긴장력 T 는 식(8)에 의해 790.45 kN이고, 긴장재 개수 N 는 $790.45/(0.6 \times 260.68)=5.05$ 개 이므로 6개로 계산정 되었으며 가정된 긴장재 개수와 동일하므로 긴장재 개수는 6개로 결정한다. 강연선 1개당 도입되는 긴장력은 131.74 kN이며, 강연선 인장하중 (F_w)의 50%이다. 초기 긴장력과 증가 프리스트레스력을 합한 긴장재의 응력은 1005.34 MPa로써 긴장재의 인장강도 1330 MPa보다 작다.

고정하중(①)과 활하중(③)에 의한 하부플랜지 하연응력(①+③)은 초기 긴장력(②)에 의해 24.3% 감소하였고(①+②+③), 증가 프리스트레스력(④)에 의해 2.9% 추가로 감소하여 총 27.2%가 감소하였다(total). 기존 내하율 산정식에 의한 RF는 1.26이고, 제안된 내하율 산정식을 이용할 경우 RF'은 1.30으로 기존 식에 의한 내하율 보다 3.2% 정도 크게 나타났다.

7. 결 론

본 논문에서는 기존 교량의 내하력 향상을 위해 외부 긴장재를 이용하여 프리텐션 또는 포스트텐션으로 보강된 강합성보의 초기 긴장력 결정 방법을 제안하였다. 고정하중과 트럭하중에 의한 긴장재의 증가 프리스트레스력 계산식을 구하였고, 증가 프리스트레스력을 고려

Table 5 포스트텐션으로 보강된 강합성보의 보강후 단면 응력(MPa)

	콘크리트 슬래브	상부 플랜지	하부 플랜지	긴장재 인장응력
①고정하중	0	-91.87	91.87	-
②초기 긴장력	1.18	0.03	-42.09	946.39
③활하중	-5.10	-21.31	71.86	-
④ $\Delta T_{LL}(1+i)$	0.07	0.00	-2.46	58.16
①+③	-5.10	-113.18	163.73	-
①+②+③	-3.92	-113.15	121.64	946.39
total	-3.86	-113.15	119.18	1004.55
허용응력	인장 1.6 압축 -9.4	140.00		1330.00
RF	2.07	2.26	1.26	
RF'	2.10	2.26	1.30	

한 내하율 산정 방법을 제안하여 긴장재 개수와 초기 긴장력의 계산 과정을 제시하였다. 또한 실험량에 적용하여 합리성을 보였으며, 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 외부 프리텐션 보강의 경우에 하부플랜지 하연응력은 초기 긴장력 도입에 의한 응력의 약 12%가 증가 프리스트레스력에 의해 추가로 보강되었고, 외부 포스트텐션 보강의 경우에는 약 6%의 추가 보강응력이 발생하였다.
- 2) 프리텐션 보강의 경우, 보강전 하부플랜지 하연응력은 초기 긴장력에 의해 24.3% 감소하였고, 증가 프리스트레스력에 의해 2.9% 감소하여 총 27.2%가 감소하였다. 포스트텐션 보강의 경우, 보강전 하부플랜지 하연응력은 초기 긴장력에 의해 25.7% 감소하였고, 증가 프리스트레스력에 의해 1.5%가 감소하여 총 27.2%가 감소하였다.
- 3) 대상교량의 보강후 내하율을 검토한 결과, 본 논문에서 제안한 식에 의한 내하율은 기존의 식에 의한 내하율보다 프리텐션 보강의 경우 6%, 포스트텐션 보강의 경우에는 3%정도 크게 나타났다.
- 4) 기존 강합성 교량의 내하력 향상을 위해 본 연구에서 제안한 내하율 산정식을 이용한 초기 긴장력과 긴장재 개수의 결정방법을 대상교량에 적용하여 본 방법의 타당성을 검토하였으며, 실험교량의 보강시 초기 긴장력과 긴장재 개수의 산정에 효율적인 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 한국건설교통기술평가원 건설핵심기술연구개발사업(03산학연 A06-05) 지원으로 수행되었으며, 연구비 지원에 감사드립니다.

참고문헌

1. 김기봉, 정영수, 최혁주, 강보순 (1998), "외부 후긴장으로 보강한 합성보에 대한 실험적 연구," 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제10권, 제4호, 1998, pp. 701-708.
2. 박영훈, 최준혁, 박용걸, "공용중인 판형교의 강성을 고려한 외부 후 긴장 보강," 대한토목학회논문집, 대한토목학회, 제24권, 제3A호, 2004, pp. 445-453.
3. 박용걸, 박영훈, 이승용, "외부 후 긴장 공법을 이용한 강합성보의 보강에 관한 연구," 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제12권, 제5호, 2000, pp. 549-558.
4. 백동훈, 이우현, 김기봉, "후긴장을 이용한 연속 합성 격자형교의 보강방법에 대한 연구," 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제9권, 제3호, 1997, pp. 441-455.
5. 정승인, 류형근, 장승필, "외부 프리스트레스트 강합성 교량의 탄소성 휨 거동해석," 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제15권, 제1호, 2003, pp. 59-68.
6. 조두용, 박대열, 박선규, "현장실험을 통한 외부 후긴장 Steel I-Beam의 휨 거동 특성," 한국구조물진단학회 논문집, 한국구조물진단학회, 제6권, 제3호, 2002, pp. 151-158.
7. 최동호, 정상환, 유동민, "외부 긴장재로 보강된 강합성보의 내하율 산정식을 이용한 초기 긴장력 결정," 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제17권, 제5호, 2005, pp. 527-536.
8. Regan, R. S. and Krahl, N. W., "Behavior of Prestressed Composite Beams", Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 93, No. 12, 1967, pp. 87-108.
9. Saadatmanesh, H., Albrecht, P. and Ayyub, B. M., "Analytical Study of Prestressed Composite Beams," Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 115 No. 9, 1989a, pp. 2364-2381.
10. Saadatmanesh, H., Albrecht, P., and Ayyub, B. M., "Experimental Study of Prestressed Composite Beams," ASCE Journal of Structural Engineering, Vol. 115, No. 9, 1989b, pp. 2348-2363.
11. Saadatmanesh, H., Albrecht, P. and Ayyub, B. M., "Guidelines for Flexural Design of Prestressed Composite Beams," Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 115, No. 11, 1989, pp. 2944-2961.
12. Tong, W. and Saadatmanesh, H., "Parametric Study of Continuous Prestressed Composite Girders," Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 118, No. 1, 1992, pp. 186-206.
13. Troitsky, M. S., "Prestressed Steel Bridges Theory and Design," Van Nostrand Reinhold Company, USA, 1990.
14. Troitsky, M. S., Zielinski, Z. A., and Nouraeyan, A., "Pre-Tensioned and Posttensioned Composite Girders," ASCE Journal of Structural Engineering, Vol. 115, No. 12, 1989, pp. 3142-3153.

(접수일자 : 2006년 6월 23일)