

외부 긴장재로 보강된 강합성보의 내하율 산정식을 이용한 초기 긴장력 결정

Determination of the Initial Tendon Force using Rating Factor Equation in Composite Girders Strengthened with External Tendons

최 동 호¹⁾ · 정 상 환²⁾ · 유 동 민³⁾
Choi, Dong Ho · Chung, Sang Hwan · Yoo, Dong Min

요 약 : 외부 긴장재를 이용한 보강공법은 효과적인 보강기술의 하나로써 연구되고 있으며 그 적용사례가 증가하고 있다. 본 논문에서는 기존 강합성 교량의 내하력 향상을 위해 외부 긴장재의 초기 긴장력 결정 방법을 제안하였다. 긴장재의 배치 형상과 재하되는 활하중의 종류에 따른 증가 프리스트레스력 계산식을 구하여 강합성보의 보강효과를 수치적으로 분석하였다. 증가 프리스트레스력을 고려한 내하율 산정 방법을 제안하여 긴장재 개수와 초기 긴장력의 계산 방법을 제시하였다. 제안된 방법을 실험교량에 적용하여 합리성을 보였다.

ABSTRACT : A method of reinforcement using external tendons has been found to be one of the effective techniques of reinforcement and its application is increasing. In this paper, the method to calculate the initial tendon force is proposed for the improvement of load-carrying capacity in existing steel-concrete composite bridges. An equation for the increment of tendon force was derived for tendon configurations and live load types, and the effect of reinforcement in a composite beam was numerically studied. The method to calculate the number of tendon and initial tendon force was presented by proposing the new method to calculate the rating factor, which considers the increment of tendon force. The method was shown to be effective for an existing steel-concrete bridge.

핵심어 : 외부 긴장재, 합성보, 초기 긴장력, 증가 프리스트레스력, 배치 형상, 내하율

KEYWORDS : external tendon, composite girder, initial tendon force, increment of tendon force, tendon configuration, rating factor

1. 서론

최근 국내에는 교통량의 증가와 교통하중의 증량화 등으로 인하여 현행 교통량에 대한 설계에 부적당하거나 보수·보강이 필요한 경우가 있다. 교량의 보강방법 중에서 외부 긴장재를 이용한 보강공법을 도입하면 실용성과 경제성에 있어서 효율적인 보수·보강을 할 수 있다(Troitsky 등, 1989). 외부 긴장재를 이용하여 교량을 보강할 경우 구조물의 탄성거동범위를 증대시키고, 극한하중의 증가와 피로 및 파괴 강도를 향상시키며(Saadatmanesh 등, 1989a, b, c), 콘크리트 거더의 보강에 많은 적용 사례가 있으므로(Harajli, 1993; Ng, 2003) 기존의 다른 보강공법과 비교하여 상당히 유리한

보강공법의 하나라고 여겨지고 있다.

강교량에 대한 연구로 Abbott(1960)은 직선배치된 긴장재의 영향을 연구하여 탄성보이론에 의해 계산된 응력과 변위를 실제 실험값과 비교하였다. Hoadly(1963)는 긴장재가 직선배치된 강합성보의 거동을 연구하여 pre-tensioned된 강재보가 구조물의 사하중을 지탱한다고 하였으며, Tachibana 등(1964)은 절곡배치된 긴장재로 보강된 두 개의 강합성교량의 거동을 연구하였다. Reagan과 Krahl(1967)은 simple strain method를 제안하여 구조물의 파괴형태는 긴장재의 파괴보다는 콘크리트 슬래브의 파괴로부터 발생한다고 하였으며, Saadatmanesh 등(1989a, b, c)은 직접 실험을 통하여 얻은 데이터를 통해서 구조물의 변형을 예측하여 합성보의 정모멘트

1) 정회원, 한양대학교 토목공학과 교수, 공학박사
(Tel: 02-2220-0328, Fax: 02-2293-9977, E-mail: samga@hanyang.ac.kr)
2) 한양대학교 토목공학과 박사과정(shch1878@hanmail.net)
3) 한양대학교 토목공학과 석사과정(myjem@lycos.co.kr)

본 논문에 대한 토의를 2006년 4월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

구간과 부모멘트 구간에 각각 외부 긴장 도입을 위한 기준을 제시하고 그에 따른 식을 유도하였다. Li 등(1995)은 외부 긴장재로 보강된 강합성보의 피로거동을 연구하여 긴장재의 피로문제를 고려한 적절한 긴장력의 크기를 제안하였다.

최근 국내에서는 기존 강합성교의 효과적인 보강공법의 하나로써 본 공법이 주목되고 있으며 국내 연구로써 김기봉 등(1998)은 실험을 통하여 외부 후긴장 보강효과를 검증하였고, 백동훈 등(1998)은 연속교의 정·부 모멘트 구간에 긴장재 설치 위치에 관한 이론식을 통하여 보강방법을 제시하였다. 2000년 이후 긴장재의 배치 형상에 대한 연구를 통하여 절곡배치시 전단보강효과를 실험을 통해 검증하였고(박용걸 등, 2000), 공용중인 판형교에 대한 거동을 실험적으로 분석하여 횡분배 효과 및 내하력 향상을 위해 필요한 도입긴장 응력식과 긴장력 도입에 따른 거동을 분석하였다(박영훈 등, 2004). 또한 외부 후긴장 보강 공법을 도입할 경우 증가 프리스트레스력의 계산을 위해 변형증분법을 제시하였다(류형근 등, 2002). 최근에는 교량의 강성을 고려한 외부 후긴장공법의 보강 설계에 관한 연구가 진행되고 있으며, 앞으로 강합성교량에 대하여 외부 긴장재를 이용한 보강 사례의 증가가 예상된다. 그러나 최적의 보강설계 또는 효과적인 보강을 실현하기 위해서는 긴장재의 배치 형상, 개수 그리고 초기 긴장력의 결정 과정 등의 설계에서 충분한 검토가 이루어져야 한다. 이처럼 외부 긴장재를 이용한 보강설계는 긴장재의 배치 형상 및 개수 그리고 초기 긴장력 등의 변수가 서로 밀접하게 관련되어 있다. 그러므로 설계조건에 대한 충분한 고려 후 편심거리, 긴장재의 배치 형상과 개수에 있어서 최적의 변수를 선택하여 적합한 초기 긴장력을 결정하여야 한다(宮本文穗 등, 1995; 鄭勝仁 등, 1999).

본 논문에서는 긴장재의 배치 형상에 따라 트럭하중 및 등

분포하중 재하 시 긴장재의 증가 프리스트레스력 산정식을 정리하여 강합성보의 거동을 분석하였고, 증가 프리스트레스력을 고려한 내하율 산정식을 제안하였으며 이를 이용하여 보강설계 순서에 따라 긴장재의 개수 및 초기 긴장력 결정 과정의 연구를 수행하였다.

2. 긴장재의 배치 형상에 따른 강합성보의 거동 분석

2.1 외부 긴장재로 보강된 강합성보의 응력분포

외부 긴장재로 보강된 강합성보의 임의 단면의 응력분포를 살펴보면 그림 1과 같다. 초기 자중에 의해 발생하는 모멘트 M_D 와 외부하중 P 재하 시 지간에 발생하는 모멘트 M_L 에 의해서 합성보의 콘크리트 상부와 상부플랜지에는 압축응력이 발생하고 하부플랜지에는 인장응력이 발생한다. 그리고 긴장재에 긴장력 T 를 도입하면 이때 발생하는 압축력 T 에 의해서 단면 전체에 압축응력이 발생하고, 부모멘트 $T \cdot e$ 에 의해서 상부에는 인장응력, 하부에서는 압축응력이 발생한다. 그리고 외부하중 P 재하에 따른 긴장재의 변형으로 인한 증가 프리스트레스력 ΔT 가 발생하여 단면 전체에 대한 압축응력과 $\Delta T \cdot e$ 에 의하여 상부에는 인장응력, 하부에서는 압축응력이 추가적으로 발생한다. 따라서 긴장력 T 가 도입된 강합성보에 외부하중 P 가 작용할 때 임의의 단면에서 콘크리트 슬래브 상부와 플레이트 거더 상·하부의 응력 σ_c^t , σ_s^t 와 σ_s^b 는 식 (1), (2), (3)과 같다.

여기서, I_{cp} 는 합성보의 단면2차모멘트, A_{cp} 는 합성보의 단면적 그리고 e 는 합성보의 중립축으로부터 긴장재 도심까지의 거리이다.

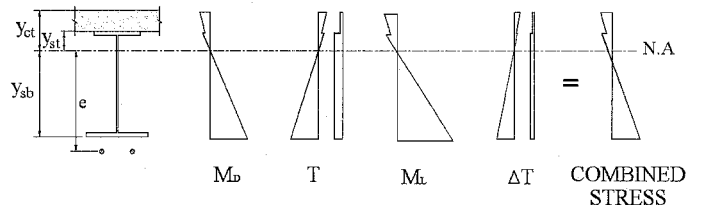
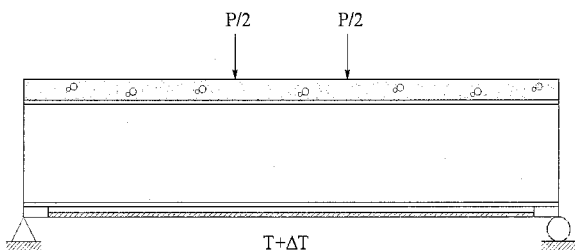


그림 1. 외부 긴장재로 보강된 강합성보와 재하하중에 따른 단면의 응력 분포

$$\sigma_c^t = \frac{1}{n} \left(-\frac{M_D}{I_{cp}} y_{ct} - \frac{T}{A_{cp}} + \frac{T \cdot e}{I_{cp}} y_{ct} - \frac{M_L}{I_{cp}} y_{ct} - \frac{\Delta T}{A_{cp}} + \frac{\Delta T \cdot e}{I_{cp}} y_{ct} \right) \quad (1)$$

$$\sigma_s^t = -\frac{M_D}{I_{cp}} y_{st} - \frac{T}{A_{cp}} + \frac{T \cdot e}{I_{cp}} y_{st} - \frac{M_L}{I_{cp}} y_{st} - \frac{\Delta T}{A_{cp}} + \frac{\Delta T \cdot e}{I_{cp}} y_{st} \quad (2)$$

$$\sigma_s^b = +\frac{M_D}{I_{cp}} y_{sb} - \frac{T}{A_{cp}} - \frac{T \cdot e}{I_{cp}} y_{sb} + \frac{M_L}{I_{cp}} y_{sb} - \frac{\Delta T}{A_{cp}} - \frac{\Delta T \cdot e}{I_{cp}} y_{sb} \quad (3)$$

2.2 증가 프리스트레스력의 산정

외부 긴장재를 이용한 강합성 교량의 보강 시 외부하중에 의해 발생하는 증가 프리스트레스력을 산정하는 방법에는 가상일의 원리(Saadatmanesh 등, 1989c; Troitsky, 1990), 변형 증분법(Saadatmanesh 등, 1989a), 유한요소해석법등이 있다. 본 논문에서는 탄성영역에서 역학적으로 간단히 계산이 가능한 가상일의 원리를 이용하여 배치 형상과 하중 형태에 따른 증가 프리스트레스력 계산식을 산정하여 강합성보의 거동을 살펴보았다.

2.2.1 하중조건 및 긴장재 배치 형상

본 연구에서는 트럭하중과 등분포하중의 2가지 하중형태를 고려하여 긴장재의 증가 프리스트레스력을 산정하였고, 이를 이용하여 단순지지된 강합성보의 거동을 분석하였다. 그림 2는 트럭 및 등분포하중 재하시 모멘트도를 나타낸다. 트럭바퀴하중의 비율은 1:1:1/4이고, 바퀴간격은 각각 K로 동일하며, B점 트럭하중 P와 트럭하중합력 R의 중간점이 거더의 중앙에 위치하게 재하하였다. 이 하중조건은 B점에서 최대모멘트를 발생시키는 경우이다.

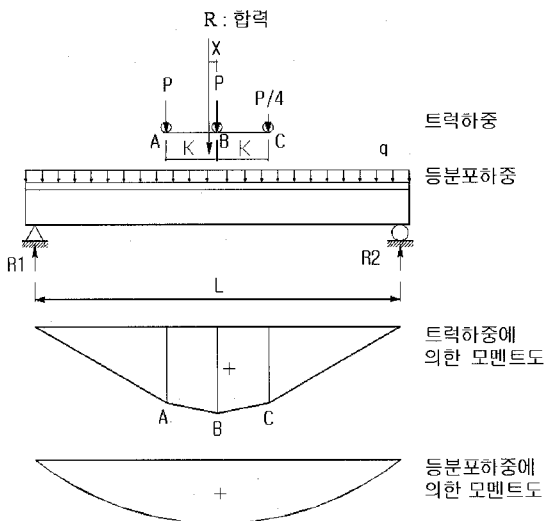


그림 2. 트럭하중(P)과 등분포하중(q)에 따른 모멘트도

그림 3은 긴장재의 배치 형상으로써 (a)는 하부플랜지 하단에 직선배치를 한 경우이고 (b)는 강주형의 복부에 절곡배치를 한 경우이다.

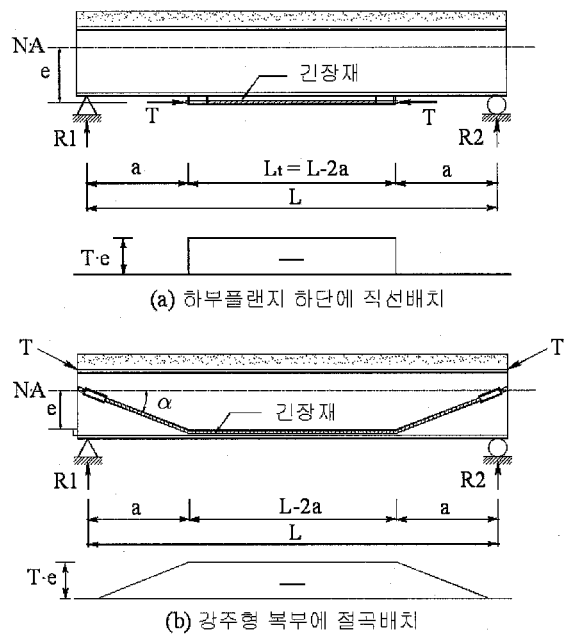


그림 3. 외부 긴장재 배치 형상 및 모멘트도

2.2.2 증가 프리스트레스력의 계산방법

본 연구에서는 직선배치와 절곡배치의 경우 트럭하중 또는 등분포하중에 의해 긴장재에 발생하는 증가 프리스트레스력을 계산하였다. 외부하중의 재하에 따라 긴장재의 긴장력은 증가하며, 이 증가량은 가상일의 원리를 이용하여 계산하였다. 그 방법은 다음과 같다.

합성보에 긴장재를 설치하고 시간 중앙부에서 긴장재를 잘라둔 것으로 가정한 후 합성보에 하중을 재하한다. 이때 발생하는 긴장재 절단면의 상대변위를 계산하고, 긴장재에 ΔT 를 도입하였을 때 긴장재의 상대변위가 다시 0이 된다고 가정하면 식 (4)를 얻을 수 있다(Saadatmanesh 등, 1989; Troitsky 1990).

$$\delta_{11} \Delta T + \delta_{1P} = 0 \quad (4)$$

여기서, δ_{11} 은 긴장재에 단위하중을 도입하였을 경우 긴장재 절단면의 신장량이며, δ_{1P} 는 외부하중 재하에 의한 긴장재 절단면의 신장량으로 각각 식 (5)와 식 (6)으로 나타낼 수 있다.

$$\delta_{11} = \int_0^L \frac{e^2}{E_s I_{cp}} dx + \int_0^L \frac{1}{E_s A_{cp}} dx + \int_0^L \frac{1}{E_t A_t} dt \tag{5}$$

$$\delta_{1P} = \int_0^L \frac{M_x m_x}{E_s I_{cp}} dx \tag{6}$$

여기서, A_t 는 긴장재의 단면적, E_s 는 거더의 탄성계수 그리고 E_t 는 긴장재의 탄성계수이다.

긴장재의 배치 형식에 따라 외부하중 재하에 의한 합성모의 모멘트 M_x 와 긴장재에 단위하중을 도입하였을 경우 합성모에 발생하는 모멘트 m_x 를 계산하여 식 (5), (6)에 대입함으로써 증가 프리스트레스력을 구할 수 있다.

긴장재가 직선배치인 경우 δ_{11} 은 식 (7)이고, 트럭하중 재하 시 δ_{1P} 는 식 (8)이며, 등분포하중 재하 시 δ_{1P} 는 식 (9)과 같다.

$$\delta_{11} = (L - 2a) \left(\frac{e^2}{E_s I_{cp}} + \frac{1}{E_s A_{cp}} + \frac{1}{E_t A_t} \right) \tag{7}$$

$$\delta_{1P} = \frac{P \cdot e}{E_s I_{cp}} (0.281L^2 - 0.532K^2 - 1.125a^2) \tag{8}$$

$$\delta_{1P} = \frac{q \cdot e}{12 E_s I_{cp}} (4a^3 - 6a^2L + L^3) \tag{9}$$

긴장재가 절곡배치일 경우 δ_{11} 은 식 (10)이고 트럭하중 재하 시 δ_{1P} 는 식 (11)이며 등분포하중 재하 시 δ_{1P} 는 식 (12)와 같다.

$$\delta_{11} = \frac{e^2}{E_s I_{cp}} \cdot \frac{3L - 4a}{3} + \frac{L}{E_s A_{cp}} + \frac{1}{E_t A_t} \left(L + \frac{2a}{\cos \alpha} (1 - \cos \alpha) \right) \tag{10}$$

$$\delta_{1P} = \frac{P \cdot e}{E_s I_{cp}} (0.281L^2 - 0.532K^2 - 0.375a^2) \tag{11}$$

$$\delta_{1P} = \frac{q \cdot e}{12 E_s I_{cp}} \{ L^3 - a^2(2L - a) \} \tag{12}$$

위의 식을 각각 식 (4)에 대입하면 표 1과 같은 증가 프리스트레스력 ΔT 의 산정식을 얻을 수 있다.

2.2.3 보강효과

본 연구에서는 외부 긴장재를 이용한 보강공법의 효과와 ΔT 의 영향을 검토하고 초기 긴장력 산정 방법의 기초 자료를 제시하고자 긴장재의 배치 형상, 긴장재의 개수, 도입 긴장력의 크기에 따른 보강효과를 수치적으로 분석하였다. 연구 대상 교량은 1973년에 준공되어 1996년에 내하력 증대를 목적으로 외부 긴장재를 이용하여 보강된 경간장이 40 m인 3주형 관형교이다.

표 1. 긴장재의 배치 형식과 하중 형태에 따른 증가 프리스트레스력 (ΔT)

배치 형식	하중	증가 프리스트레스력(ΔT)
직선배치	트럭하중	$\Delta T = \frac{Pe(0.281L^2 - 0.532K^2 - 1.125a^2)}{(L - 2a) \left(e^2 + \frac{I_{cp}}{A_{cp}} + \frac{E_s I_{cp}}{A_t E_t} \right)}$
	등분포하중	$\Delta T = \frac{qe(L^3 - 6La^2 + 4a^3)}{12(L - 2a) \left(e^2 + \frac{I_{cp}}{A_{cp}} + \frac{E_s I_{cp}}{A_t E_t} \right)}$
절곡배치	트럭하중	$\Delta T = \frac{Pe(0.281L^2 - 0.532K^2 - 0.375a^2)}{\frac{e^2(3L - 4a)}{3} + \frac{LI_{cp}}{A_{cp}} + \frac{E_s I_{cp}}{E_t A_t} \left\{ L + \frac{2a}{\cos \alpha} (1 - \cos \alpha) \right\}}$
	등분포하중	$\Delta T = \frac{qe \{ L^3 - a^2(2L - a) \}}{12 \left[\frac{e^2(3L - 4a)}{3} + \frac{LI_{cp}}{A_{cp}} + \frac{E_s I_{cp}}{E_t A_t} \left\{ L + \frac{2a}{\cos \alpha} (1 - \cos \alpha) \right\} \right]}$

여기서, P =DB 트럭하중, q =등분포하중, I_{cp} =합성모의 단면2차모멘트, A_{cp} =합성모의 단면적, L =부재길이, e =편심거리, E_s =거더의 탄성계수, E_t =긴장재의 탄성계수, a =지점으로부터 정착부 중심까지의 거리, A_t =긴장재의 단면적, K =트럭하중 재하시 하중간 거리, α =긴장재 절곡배치시 중립축과 긴장재 사이의 각이다.

대상 교량의 제원 및 단면은 각각 표 2, 그림 4와 같고 긴장재의 물리적 성질은 표 3에 나타내었다(박영훈 등, 2004). 콘크리트 슬래브와 강주형은 완전 합성으로 가정하였으며, 상부 콘크리트 슬래브의 크리프와 건조수축 그리고 강주형의 잔류응력은 고려되지 않았다.

표 2. 대상교량 제원

상부구조형식	설계하중	목표하중	교폭	경간장	교량단면
3주형 판형교	DB-18	DB-24	8.4m	40m	그림 4

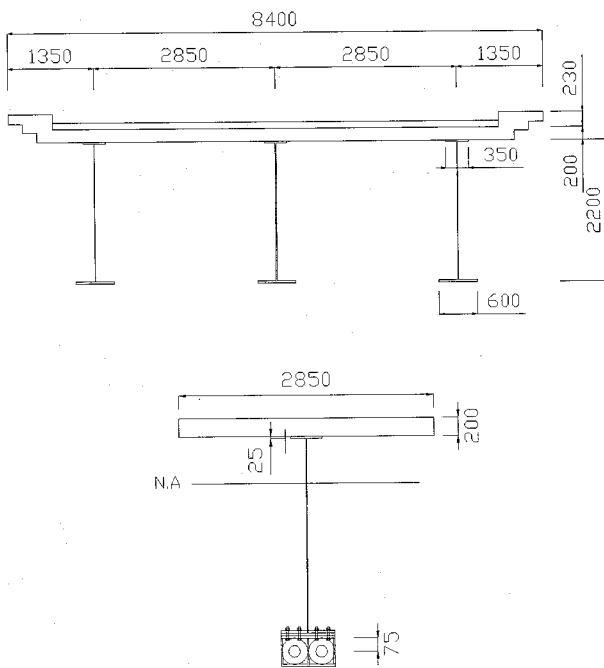


그림 4. 외부 긴장재를 이용하여 보강 할 대상교량 (단위 : mm)

표 3. 긴장재의 물리적 성질

	구분 기호	표준지름 (mm)	공칭단면적 (mm ²)	인장하중 (kN)	0.2% 영구연신율 에 대한 하중(kN)
PS강연선 (7연선)	SWP C 7B	15.2	138.7	260.68	221.48

초기 긴장력 결정시 표 4과 같이 강연선의 초기 긴장력을 강연선 인장하중(F_u)의 40%, 50%, 60%로 정하고, 강연선 (strand) 개수를 2, 4, 6, 8개 사용하였을 때 강합성보의 하부플랜지 하단응력과 콘크리트 상부응력을 비교하였다. 강연선의 중량을 고려할 경우, 하부플랜지 하단응력에 미치는 영향은 합성보의 자중에 비해 0.5% 정도이므로 본 논문에서는 외부긴장재의 중량을 고려하지 않았다.

표 4. 강연선의 개수와 강연선에 도입되는 초기 긴장력에 따른 긴장재의 초기 긴장력

Number of Strand	Initial tendon force, T (kN)		
	$0.4F_u$	$0.5F_u$	$0.6F_u$
2	208.54	260.68	312.82
4	417.09	521.36	625.63
6	625.63	782.04	938.45
8	834.18	1042.72	1251.26

(주) F_u : 긴장재의 인장하중 (260.68 kN)

그림 5는 DB-24하중 하에서 강연선의 개수, 긴장재의 배치 형상 (하부플랜지 하단에 직선배치, 하부플랜지 상단에 직선배치, 강주형의 복부에 절곡배치 $a/L = 0.375$)에 따른 긴장재의 증가 프리스트레스력 ΔT 를 나타내었다.

e' 는 하부플랜지 하단에서 긴장재 도심까지의 거리를 나타낸다. ΔT 는 강연선의 개수가 증가하거나 편심거리가 큰 경우에 증가하고, 절곡배치 보다 직선배치인 경우에 크게 나타났다. 그러나 강연선 1개당 증가 프리스트레스력은 강연선 개수 변화에 따라 큰 차이를 보이지 않았다.

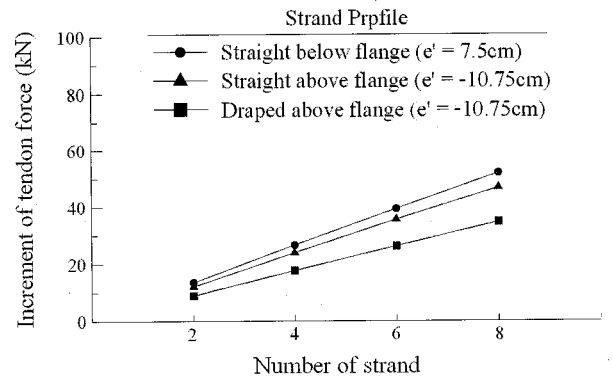
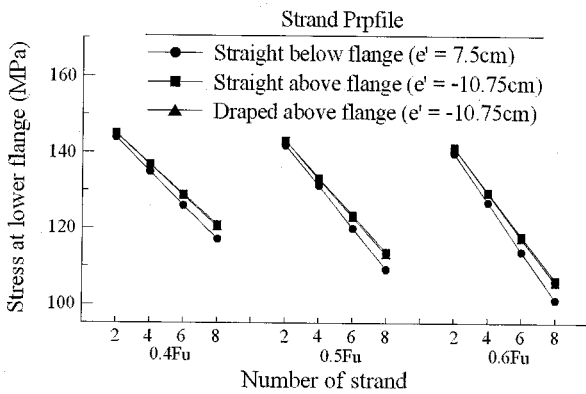
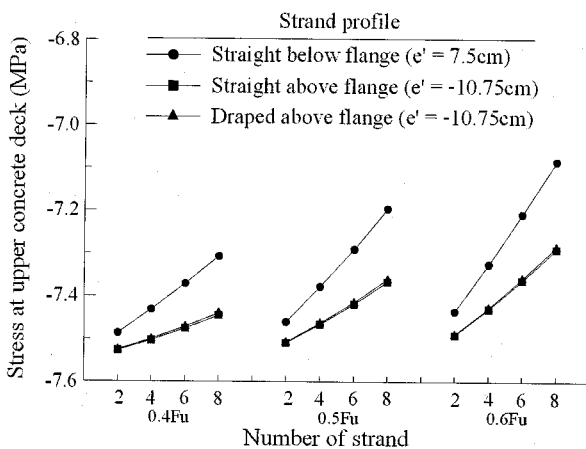


그림 5. 긴장재의 배치형상과 강연선 개수에 따른 긴장재의 증가 프리스트레스력 ΔT

그림 6은 강연선 개수와 도입된 초기 긴장력에 따른 부재의 응력 변화를 나타낸 것이다. 그림 6(a)의 하부플랜지 하단의 인장응력과 그림 6(b)의 콘크리트 슬래브 상단의 압축응력은 편심거리와 강연선의 개수 그리고 초기 긴장력의 증가에 따라 감소한다. 긴장재의 배치 형상별로 보면 같은 편심거리의 경우 긴장재의 절곡배치 보다 직선배치 경우에 보강 효과가 크게 나타났으나 그 차이는 미소하였다. 또한 절곡배치의 경우 편향부의 설치가 필요하나 외부하중에 의해 발생하는 전단력을 감소시킬 수 있는 장점이 있다.



(a) 하부플랜지 하단의 응력변화



(b) 콘크리트 슬래브 상단의 응력변화

그림 6. 강연선 개수와 도입된 초기 긴장력에 따른 부재의 응력변화

한다.

- 7) 상부 콘크리트의 응력, 하부 주형의 응력 등을 검토한다.
- 8) 7)의 과정에서 구한 단면응력이 허용값을 초과하는 경우에는 허용값을 만족할 때까지 2)~7)의 과정을 반복한다.

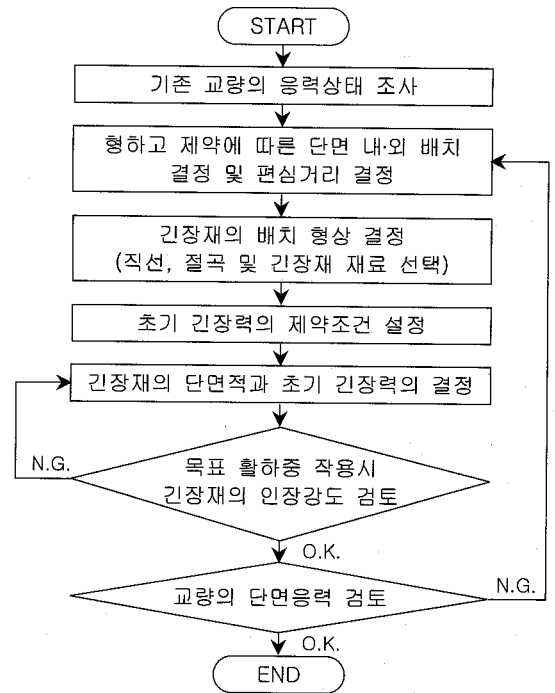


그림 7. 외부긴장재를 이용한 보강설계 순서도

3. 외부 긴장재를 이용한 강함성보의 보강 설계

3.1 보강설계순서

외부 긴장재를 이용하여 강함성 교량의 내하력 증진을 위한 보강설계순서는 다음과 같고, 그림 7에 순서도를 나타내었다.

- 1) 기존 교량의 응력상태를 조사한다.
- 2) 형하고를 고려하여 단면 내·외의 배치형식, 정착위치 그리고 편심을 결정한다.
- 3) 시공성 및 경제성과 역학적 특성을 고려하여 긴장재의 배치 형상과 긴장재 재료를 결정한다.
- 4) 상부 콘크리트의 허용 휨인장응력 또는 정착부의 안정성 등을 고려하여 초기 긴장력의 제약조건을 설정한다.
- 5) 긴장재의 인장하중을 고려하여 긴장재 개수, 단면적, 초기 긴장력을 결정한다.
- 6) 목표 활하중 재하시 긴장재의 응력이 허용인장응력 이하인지 검토하고, 허용인장응력을 초과할 경우에는 5)의 과정에서 긴장재의 개수 또는 초기 긴장력을 다시 설정

3.2 내하율 산정방법

일반적으로 공용중인 교량에 대한 보강의 경우 기존의 내하력을 상향시키고자 이루어지는 경우가 대부분이다. 일반적인 교량의 내하율(Rating Factor)은 식 (13)에 의해 계산된다.

$$RF = \frac{\sigma_a - \sigma_D}{\sigma_L(1+i)} \quad (13)$$

여기서, σ_a 는 거더의 허용응력, σ_D 는 사하중에 의한 부재의 응력, σ_L 은 활하중에 의한 부재의 응력, i 는 충격계수 ($15/(40 + \text{경간장})$)이다.

교량의 기본 내하력을 상향시키기 위하여 외부 긴장재를 이용한 보강공법을 적용할 경우 지중에 의한 응력 σ_D 는 긴장력에 의한 응력 σ_T 만큼 감소되며, $\sigma_D - \sigma_T$ 로 표현할 수 있다. 또한 활하중에 의한 응력 σ_L 은 긴장재의 증가 프리스트

레스력 ΔT 에 의한 응력 감소가 이루어져 $(\sigma_L - \sigma_{\Delta T})(1+i)$ 로 표현할 수 있다. 그러므로 외부 긴장재로 보강된 강합성 교량의 내하율 RF' 은 식 (14)과 같이 나타낼 수 있다.

$$RF' = \frac{\sigma_a - (\sigma_D - \sigma_T)}{(\sigma_L - \sigma_{\Delta T})(1+i)} \quad (14)$$

여기서, σ_T 는 긴장력 도입에 의한 부재의 응력이고, $\sigma_{\Delta T}$ 는 증가 프리스트레스력에 의한 부재의 응력이다.

3.3 긴장재 개수와 초기 긴장력의 산정

본 절에서는 외부 긴장재를 이용한 보강설계순서 중에서 긴장재의 재료와 배치 형상이 결정된 후에 긴장재 개수와 초기 긴장력을 구하는 과정에 대해 정리하였다.

초기 긴장력은 식 (14)의 내하율 산정식을 이용하여 구할 수 있으며, 그 방법은 다음과 같다. 목표 내하율을 RF' 이라고 하고, 식 (14)를 초기 긴장력과 증가 프리스트레스력에 의한 응력의 합 $\sigma_T + RF' \cdot \sigma_{\Delta T}(1+i)$ 에 대해 정리하면 식 (15)와 같다.

$$\begin{aligned} \sigma_T + RF' \cdot \sigma_{\Delta T}(1+i) \\ = RF' \cdot \sigma_L(1+i) - (\sigma_a - \sigma_D) \end{aligned} \quad (15)$$

여기서, σ_L 는 목표 활하중에 의한 부재의 응력이다.

식 (15)의 응력식을 긴장재의 긴장력으로 표시하면 식 (16)과 같다.

$$T + RF' \cdot \Delta T(1+i) = \frac{RF' \cdot \sigma_L(1+i) - (\sigma_a - \sigma_D)}{\frac{1}{A_{cp}} + \frac{e}{I_{cp}}y} \quad (16)$$

필요한 긴장재의 개수 N_t 는 식 (16)에서 구해진 긴장력 $T + RF' \cdot \Delta T(1+i)$ 로부터 식 (17)을 사용하여 계산할 수 있다.

$$N_t = \frac{T + RF' \cdot \Delta T(1+i)}{\phi_t F_u} \quad (17)$$

여기서, ϕ_t 는 도입 긴장력의 계수로 보통 0.4~0.6을 사용하며 F_u 는 긴장재의 인장하중이다. 긴장재의 개수는 편심을 고려하여 식 (17)에서 구해진 값 이상인 짝수로 정하는 것이

좋다.

긴장재의 단면적 A_t 는 '긴장재 한개의 단면적×긴장재 개수'의 식으로 구할 수 있다. 사용되는 긴장재 단면을 고려하여 ΔT 는 표 1의 식으로 구하고, 초기 도입하는 긴장재의 긴장력 식 (16)은 식 (18)과 같이 계산한다.

$$T = \frac{RF' \cdot \sigma_L(1+i) - (\sigma_a - \sigma_D)}{\frac{1}{A_{cp}} + \frac{e}{I_{cp}}y} - RF' \cdot \Delta T(1+i) \quad (18)$$

필요한 긴장재의 개수 N_t 는 식 (18)에서 구해진 초기 긴장력 T 를 이용하여 식 (19)로 계산하고, 긴장재의 개수를 결정한다.

$$N_t = \frac{T}{\phi_t F_u} \quad (19)$$

만일 식 (19)에 의해 정해진 긴장재의 개수가 이전 단계인 식 (17)에 의해 정해진 긴장재 개수보다 적어지는 경우에는 식 (19)에 의해 정해진 긴장재의 단면을 고려하여 증가 프리스트레스력을 다시 계산한 후에 식 (18)로 초기 긴장력을 계산한다.

긴장재 1개당 도입되는 초기 긴장력은 식 (18)에서 구해진 값을 정해진 긴장재 개수로 나누어 계산할 수 있다. 여기서 초기 긴장력과 증가 프리스트레스력에 의한 긴장재의 총 응력은 긴장재의 허용인장응력보다 작아야한다.

3.4 실교량의 적용

2.2.3에서 적용한 표 2의 제원과 그림 4의 단면을 가진 일정 규모의 교량에 있어서, 기존 교량은 설계하중 DB-18교량이며 DB-24에 대해 내하율 1.2로 향상시키기 위해 본 논문에서 제안한 내하율 산정식을 이용하여 긴장재의 개수와 초기 긴장력을 산정하였다.

표 5는 대상교량의 허용응력이며, 그림 4에서 사용된 단면의 $A_{cp} = 1,161.75 \text{ cm}^2$, $I_{cp} = 9,732,070.00 \text{ cm}^4$ 이고 $y_{sb} = 168.76 \text{ cm}$, $e = 176.26 \text{ cm}$ 이다.

표 5. 긴장재, 콘크리트 슬래브, 거더의 허용응력 (MPa)

구 분	긴장재(SWPC 7B 15.2mm)	콘크리트 슬래브	거더 (SS400)
허용압축응력	-	7.8	137.2
허용인장응력	1,303.4	2.2	

보강 방법은 긴장재를 하부플랜지 하단으로부터 7.5 cm 아래에 직선배치를 하는 방법과 하부플랜지 하단으로부터 10.75 cm 위의 강주형 복부에 절곡배치를 하는 방법을 고려하였고, 긴장재는 SWPC 7B 15.2 mm 강연선을 사용하여 보강하였다. 초기 긴장력의 제약 조건으로써 긴장력의 도입에 의한 콘크리트 슬래브 상단의 인장응력은 허용 휨인장응력인 2.2 MPa보다 작아야 한다.

직선배치의 경우 긴장력 $T + RF' \cdot \Delta T(1+i)$ 는 식 (16)을 이용하여 다음과 같이 계산한다.

$$T + RF' \cdot \Delta T(1+i) = \frac{1.2 \times 7.667 - (13.72 - 7.750)}{\frac{1}{1161.75} + \frac{176.26}{9732070}} \times 168.76 = 824.47 \text{ kN}$$

강연선의 초기 긴장력을 인장하중의 60%로 가정하면 식 (17)에 의하여 강연선의 개수는 $824.47 / (0.6 \times 260.68) = 5.27$ 이므로 6개로 정하고, 긴장재의 단면적 A_t 는 $1.387 \times 6 = 8.322 \text{ cm}^2$ 이다. 사용되는 긴장재 단면을 고려하여 증가 프리스트레스력 ΔT 를 표 1의 식으로 구하면 39.47 kN이고, 초기 도입하는 긴장재의 초기 긴장력 T 는 식 (18)에 의하여 $824.47 - (1.2 \times 39.47) = 777.11 \text{ kN}$ 이며, 강연선 1개에 도입되는 초기 긴장력은 $777.11 / 6 = 129.52 \text{ kN}$ 이다.

절곡배치의 경우도 같은 방법으로 계산하면, 긴장력 $T + RF' \cdot \Delta T(1+i)$ 는 896.94 kN이고, 강연선의 초기 긴장력을 인장하중의 60%로 가정하면 강연선의 개수는 $896.94 / (0.6 \times 260.68) = 5.74$ 이므로 6개로 정한다. 긴장재의 단면적 A_t 는 $1.387 \times 6 = 8.322 \text{ cm}^2$ 이고, 긴장재 단면을 고려하여 증가 프리스트레스력 ΔT 를 표 1의 식으로 구하면 26.31 kN이다. 초기 도입하는 긴장재의 초기 긴장력 T 는 식 (18)에 의하여 $896.94 - (1.2 \times 26.31) = 865.37 \text{ kN}$ 이고, 강연선 1개당 도입되는 초기 긴장력은 $865.37 / 6 = 144.23 \text{ kN}$ 이다.

한편 ΔT 를 고려하지 않는 초기 긴장력은 $\sigma_{\Delta T}$ 가 없는 식 (14)로부터 식 (20)으로 구할 수 있다.

$$T = \frac{RF' \cdot \sigma_L(1+i) - (\sigma_a - \sigma_D)}{\frac{1}{A_{cp}} + \frac{e}{I_{cp}}} y \quad (20)$$

긴장재의 개수는 식 (20)에서 구해진 긴장력을 이용하여 직접 식 (19)로 구할 수 있다.

ΔT 를 고려하는 경우와 고려하지 않는 경우에 같은 내하를

1.2를 갖기 위한 긴장재의 배치형상별 초기 긴장력을 비교하여 표 6에 나타내었다. 초기 긴장력은 강연선 인장하중 F_u 의 60%를 목표로 하였으나, ΔT 를 고려하는 경우 강연선 1개당 도입되는 초기 긴장력은 직선배치인 경우 F_u 의 49.7%, 절곡배치인 경우 55.3%이고, ΔT 를 고려하지 않고 계산한 초기 긴장력은 직선배치의 경우 52.7%, 절곡배치의 경우 57.3%이다. 그러므로 초기 긴장력을 계산할 때 증가 프리스트레스력을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에 대해 동일한 내하를 갖기 위해서는 증가 프리스트레스력을 고려하지 않은 경우에 좀 더 큰 초기 긴장력을 도입하여야 한다.

표 6. ΔT 고려에 따른 초기 긴장력 (kN)

구 분	초기 긴장력	직선배치	절곡배치
ΔT 를 고려하는 경우	T	777.11	865.37
	T/N_t	129.52	144.23
ΔT 를 고려하지 않는 경우	T	824.47	896.94
	T/N_t	137.41	149.49

ΔT 를 고려하여 계산된 초기 긴장력을 대상교량에 도입하였을 때, 대상교량의 단면응력을 표 7에 나타내었다. 표 7(a)는 긴장재를 직선배치하였고 초기 긴장력은 777.11 kN을 도입하였으며, 표 7(b)는 긴장재를 절곡배치하였고 초기 긴장력은 865.37 kN을 도입하였다.

표 7(a)에서 증가 프리스트레스력 ΔT 에 의한 하부플랜지 하연응력은 초기 긴장력에 의한 하부플랜지 하연응력의 5.1%로 나타났으며, 각 단면응력은 표 5의 허용응력을 만족하였다.

표 7(a). 보강후 단면 응력 : 직선배치 (MPa)

하중 형태	슬래브 상연응력	상부플랜지 상연응력	하부플랜지 하연응력	긴장재 인장응력
사하중	-3.82	-23.53	77.50	-
초기 긴장력	0.39	0.52	-30.44	933.81
활하중 DB-24	-3.78	-23.28	76.67	-
ΔT	0.02	0.03	-1.55	47.43
Total	-7.18	-46.26	122.18	981.23

표 7(b)에서 증가 프리스트레스력 ΔT 에 의한 하부플랜지 하연응력은 초기 긴장력에 의한 하부플랜지 하연응력의 3%로 나타났으며, 각 단면응력은 표 5의 허용응력을 만족하였다.

표 7(b). 보강후 단면 응력 : 절곡배치 (MPa)

하중 형태	슬래브 상면응력	상부플랜지 상면응력	하부플랜지 하면응력	긴장재 인장응력
사하중	-3.82	-23.53	77.50	-
초기 긴장력	0.30	-0.25	-31.16	1039.85
활하중 DB-24	-3.78	-23.28	76.67	-
ΔT	0.01	-0.01	-0.95	31.61
Total	-7.28	-47.07	122.06	1071.47

참 고 문 헌

4. 결 론

본 논문에서는 기존 강합성 교량의 내하력 향상을 위해 외부 긴장재의 초기 긴장력 결정 방법을 제안하였다. 긴장재의 배치 형상과 재하되는 활하중의 종류에 따른 증가 프리스트레스력 계산식을 구하여 강합성보의 보강효과를 수치적으로 분석하였다. 증가 프리스트레스력을 고려한 내하율 산정 방법을 제안하여 긴장재 개수와 초기 긴장력의 계산 방법을 제시하였고, 실험량에 적용하여 합리성을 검토하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 증가 프리스트레스력 ΔT 는 편심이 증가할수록 그리고 절곡배치 보다 직선배치의 경우에 큰 값을 갖으며, 활하중이 커질수록 증가하므로 보강 설계시 상황에 따라 고려될 필요가 있다.
- (2) 본 연구에서 배치 형상별 증가 프리스트레스력에 대한 하부플랜지 하면응력은 초기 긴장력 도입에 의한 하부플랜지 하면응력의 3~5%로 나타났다.
- (3) 본 연구의 보강설계순서와 제안된 내하율 산정식을 이용한 긴장재 개수 및 초기 긴장력 결정방법을 실험량에 적용하였을 경우 본 방법은 타당한 것으로 나타났다.
- (4) 초기 긴장력을 계산할 때 증가 프리스트레스력을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에 동일한 내하율을 갖기 위해서는 증가 프리스트레스력을 고려하지 않은 경우에 좀 더 큰 초기 긴장력을 도입하여야 한다.

감사의 글

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

김기봉, 정영수, 최혁주, 강보순 (1998) 외부 후긴장으로 보강한 합성보에 대한 실험적 연구, 한국강구조학회논문집, Vol. 10, No. 4, pp. 701-708.

류형근, 정승인, 김현성, 장승필 (2002) 외부 프리스트레스트 강합성 교량의 텐던 기하배치 형상에 따른 휨거동 특성, 대한토목학회 2002년 학술발표회 논문집, pp. 789-792.

박영훈, 최준혁, 박용걸 (2004) 공용중인 판형교의 강성을 고려한 외부 후 긴장 보강, 대한토목학회논문집, 대한토목학회, 제24권, 제3A호, pp. 445-453.

박용걸, 박영훈, 이승용 (2000) 외부 후 긴장 공법을 이용한 강합성보의 보강에 관한 연구, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제12권, 제5호, pp. 549-558.

백동훈, 이우현, 김기봉, 송재필 (1996) 후긴장을 이용한 연속 합성 격자형교의 보강방법에 관한 연구, 대한토목학회 1996년 학술발표회 논문집, pp. 513-516.

宮本文穂, 平田勝己, 鄭 勝仁 (1995) プレストレス合成桁の弾塑性挙動解析と性能評価に関する研究, 土木學會論文集, No. 513, I-31, pp. 65-76.

鄭 勝仁, 中村秀明, 宮本文穂 (1999) 外ケーブルプレストレス補強設計のシステム化に関する研究, 土木學會論文集, No. 623, VI-43, pp. 203-218.

Abbott, P. A. (1963) Simply Supported Steel I-beams Prestressed with Horizontal Restrained Tendons, Thesis presented to Rice Univ., at Houston, Tex., in partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Engineering.

Harajli, M. H. (1993) Strengthening of Concrete Beams by External Prestressing. PCI Journal, Vol. 38, No. 6, pp. 76-88.

Hoadley, P. G. (1963) Behavior of Prestressed Composite Steel Beams, *Journal of the Sturctural Division*, ASCE, Vol. 89, No. 3, pp. 21-34.

Li, Wulin, Albrecht, Pedro and Saadatmanesh, Hamid (1995) Strengthening of Composite Steel-Concrete Bridges. *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 121(12), pp. 1842-1849.

Ng, C. K. (2003) Tendon Stress and Flexural Strength of Externally Prestressed Beams, *ACI, Structural Journal*, Vol. 100, No. 5, pp. 644-653.

Regan, R. S. and Krahl, N. W. (1967) Behavior of Prestressed Compisite Beams, *Journal of the*

- Structural Division*, ASCE, Vol. 93, No. 12, pp. 87-108.
- Saadatmanesh, H, Albrecht, P. and Ayyub, B. M. (1989a), Analytical Study of Prestressed Composite Beams, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 115 No. 9, pp. 2364-2381.
- Saadatmanesh, H, Albrecht, P. and Ayyub, B. M. (1989b) Experimental Study of Prestressed Composite Beams, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 115 No. 9, pp. 2348-2363.
- Saadatmanesh, H., Albrecht, P. and Ayyub, B. M. (1989c) Guidelines for Flexural Design of Prestressed Composite Beams, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 115 No. 11, pp. 2944-2961.
- Tachibana, Y., Kondo, K. and Ito, K. (1964) Experimental Study on Composite Beams Prestressed with Wire Cables, Final report, Inter. Assoc. for Bridge and Struct. Engrg., 7th Congress, Rio de Janeiro, pp. 677-683.
- Troitsky, M. S. (1990) Prestressed Steel Bridges Theory and Design, Van Nostrand Reinhold Company, USA.
- Troitsky, M. S., Zielinski, Z. A. and Nouraeyan, A. (1989) Pre-Tensioned and Posttensioned Composite Girders, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 115, No. 12, pp. 3142-3153.

(접수일자 : 2005. 5. 23 / 심사일 2005. 7. 18 /
심사완료일 2005. 8. 15)