

# 1면 케이블 콘크리트 사장교의 유효플랜지폭 결정에 관한 연구

## Determination of Effective Flange Width in Single Plane Cable-Stayed Concrete Bridge

이 환 우† 김 광 수\* 강 호 준\*\*  
Lee, Hwan-Woo Kim, Kwang-Soo Kang, Ho-Jun

### 요 지

도로교설계기준(건설교통부, 2005)에 따르면 바닥판 경간비(B/L)가 0.5이하인 박스거더교에서는 상부플랜지의 전폭이 휨 압축응력 또는 축압축응력에 대하여 유효한 것으로 볼 수 있다. 그러나 세그먼트 자중 등에 의한 휨모멘트와 케이블 수직압축력에 의한 합성응력이 발생되고 바닥판 경간비가 변하는 사장교의 시공단계에서는 전단지연의 영향범위가 다를 수 있다. 이 연구에서는 1면 케이블 콘크리트 박스 사장교를 대상으로 시공단계시 보강형에 고려되어야 할 합성응력에 의한 유효플랜지폭을 분석하였다. 그 결과 바닥판 경간비가 0.38이하의 범위에서 보강형의 전폭을 유효플랜지폭으로 적용할 수 있는 것으로 해석되었다. 즉, 1면 케이블 박스 사장교의 경우 전단지연을 고려하여 할 범위가 박스거더교보다 커야할 것으로 분석되었다. 따라서 시공단계시 변화되는 바닥판 경간비의 크기에 관계없이 전폭을 유효플랜지폭으로 반영하는 실무관행은 안전측 설계가 되지 못할 수 가 있다. 또한 시공단계시 선단부를 제외한 영역의 합성응력에 대한 검토는 바닥판 경간비가 크게 나타나는 초기 시공단계에서는 단경간 구조계로 보고 산정한 유효플랜지폭을 적용할 경우 안전측 설계가 된다. 그러나 바닥판 경간비가 작아짐에 따라서는 전폭과 캔틸레버 구조계로 유효플랜지폭을 결정하는 것이 타당한 것으로 분석되었다.

**핵심용어** : 전단지연, 유효플랜지폭, 1면 케이블 사장교, 시공단계, 콘크리트 박스단면

### Abstract

Bending and axial compressive stresses are distributed across the whole upper flange of a box girder bridge which has the span-to-depth ratio (B/L) of below 0.5, according to Korea Bridge Design Specifications (Minister of Land, Transport and Maritime Affairs, 2005). Shear lag phenomenon, however, can take place in the construction phase of cable-stayed bridge, in which stresses combining bending moment due to dead weight and cable vertical compression are induced. This study aims to analyze the effective width of flange over which composite stresses are given, which should be calculated during the construction phase of stiffening girder of single plane cable-stayed box girder bridge. The study results indicate that the full width of stiffening girder can be regarded as the effective flange width when the span-to-depth ratio for the deck is below 0.38. In other words, the area, where shear lag is taken into consideration, is larger than the width of box girder in single plane cable-stayed box girder bridges. Therefore, the current practice of considering the full width as the effective flange width regardless of changes of the span-to-depth ratio during the construction stage can produce an unsafe bridge. If the effective flange width is determined according to the single span structural system in the early stage of construction when the span-to depth ratio for the deck is high and composite stresses of every part expect each end of the bridge are calculated, it can result in a safe structural design. Since the span-to-depth ratio gradually decreases, however, it is appropriate to determine the effective width of flange on the basis of the full width and the cantilever structural system.

**Keywords** : cable-stayed concrete bridge, single plane cable, effective flange width, construction stage

## 1. 서 론

사장교는 케이블의 인장강도와 주탑 및 보강형의 휨·압축

강도를 효과적으로 결합시켜 구조적 효율성을 높인 교량 형식이며, 오늘날 기술발전을 거듭하여 장대교량의 대표주자가 되었다(김우중, 2002). 특히 1면 케이블 사장교 형식의 경

† 책임저자, 중신회원·부경대학교 건설공학부 교수  
Tel: 051-629-6073 ; Fax: 051-629-6063  
E-mail: hwanwoo@pknu.ac.kr

\* 현대건설(주) 화명대교 건설현장 공무부장

\*\* (주)한양 사원

• 이 논문에 대한 토론을 2010년 10월 30일까지 본 학회에 보내주시면 2010년 12월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

우 미관이 우수하고 주행자에게 개방적인 느낌을 전달한다. 하지만 1면 케이블로 지지되기 때문에 비틀림에 불리하며, 박스단면의 보강형 적용이 불가피하다. 또한 사장교 케이블 기술의 발전과 지간장 증대에 따라 보강형에 작용하는 축력이 증가된다. 이 때문에 압축에 강한 콘크리트는 사장교 보강형의 적절한 재료로써 그 효율성이 다시 인식되고 있다(김광수, 2007).

캔틸레버 공법(이하 FCM 공법)으로 시공되는 1면 케이블 사장교의 경우, 주탑을 기준으로 상부구조가 캔틸레버 구조계로 진행됨에 따라 보강형은 자중과 작업하중으로 인하여 휨을 받는다. 또한 케이블 장력의 도입에 따른 집중하중으로 인하여 상부플랜지는 휨압축응력과 축압축응력을 동시에 받게 된다. 즉, 박스단면의 보강형은 합성응력을 받는 구조계가 된다. 이 때 보강형의 웹과 플랜지의 전단변형 차이로 인하여 플랜지 상·하부에는 교축방향에 대한 전단지연 현상이 발생하게 된다(Chang, 2004; Luo, 2002). 이 현상은 단면설계시에 포물선형태의 교축방향 응력분포를 동일한 면적의 응력블럭으로 가정한 유효플랜지폭을 적용하여 고려된다.

도로교설계기준(건설교통부, 2005)에서는 일반적인 바닥판 경간을 갖는 박스거더교에 대하여 상부플랜지의 전폭이 압축에 유효하다고 본다. 여기서 일반적인 바닥판 경간을 가지는 교량이란 경간장에 대한 전체 폭의 비(이하 바닥판 경간비,  $B/L$ )가 0.5 이하인 교량을 말한다(이승우, 2004).

사장교의 경우, 경간장이 보강형의 상부플랜지 폭에 비하여 매우 크기 때문에 완성계일 경우에는 상부플랜지 전폭이 압축응력에 대하여 유효하다는 가정이 타당하다. 그러나 시공단계에 따라 바닥판 경간비가 변하는 FCM공법으로 가설되는 일정 시공단계에서는 이를 만족하지 않는 경우가 있다. 또한 세그먼트 자중 등에 의한 휨모멘트와 케이블 수직압축력에 의한 합성응력이 발생하는 사장교에서는 전단지연의 영향범위가 박스거더교와 다를 수 있다. 그럼에도 불구하고 실무설계 관행에서는 시공단계의 구조계에서도 사장교 보강형의 유효플랜지폭을 전폭으로 가정하는 경우가 많다.

사장교의 시공단계시 적용될 수 있는 유효플랜지폭의 연구는 David(2003)에 의해서 선행 연구되었다. 1면 케이블 강합성 사장교에서 AASHTO LRFD 설계기준(1994)에 따른 유효플랜지폭 적용성 검토하였으며, 휨과 수직력에 대한 유효플랜지폭과 수정된 유효플랜지폭을 비교하였다.

이 연구에서는 1면 케이블 콘크리트 박스 사장교를 대상으로 시공단계에 따라 합성응력에 의한 전단지연 현상을 해석하였다. 또한 수직력에 대한 도로교설계기준의 유효플랜지폭 규정에 대한 평가도 수행하였다. 그리고 박스단면의 보강재 배치에 따른 영향도 함께 분석하였다.

## 2. 시공단계의 전단지연 현상

### 2.1 콘크리트 박스단면의 전단지연 현상

그림 1은 FCM에 의해 시공되는 1면 케이블 콘크리트 사장교의 시공단계시 보강형의 작용하중 상태를 나타내고 있다. 케이블 장력의 법선력( $H$ )에 의해 보강형은 수직력(축력)을 받으며, 케이블 장력의 연직력( $V$ ), 이동식 거푸집 하중( $P$ ), 보강형의 자중 등으로 인해 휨을 받는다. 이 때 시공단계에서는 캔틸레버 구조계의 휨거동과 케이블 장력의 법선력으로 상부플랜지에서 전단지연 현상이 나타나게 된다. 이로 인하여 발생하는 최대 휨법선응력은 탄성보 이론에 의한 값과 큰 차이를 나타낸다(Timoshenko, 1970; 김영필, 2003; Lee, 2002).

박스단면의 세그먼트는 전폭에 비하여 길이가 상대적으로 짧기 때문에 도로교설계기준에서 규정하는 일반적인 바닥판 경간을 가지지 못한다. 따라서 휨모멘트를 받는 박스단면의 바닥판은 압축에 전폭이 유효한 것으로 볼 수 없다. 즉, 상부

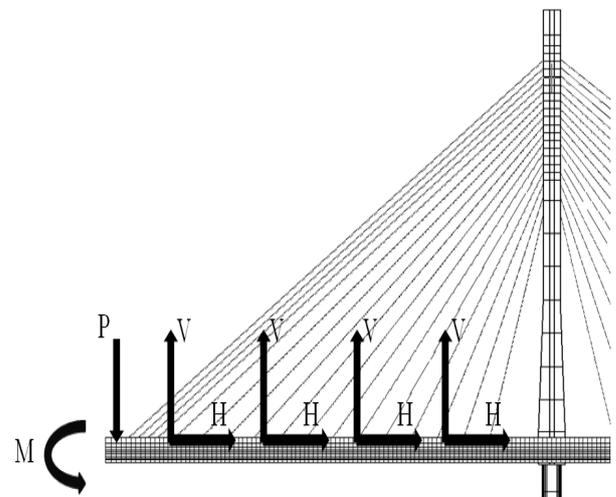


그림 1 시공단계시 보강형의 작용하중

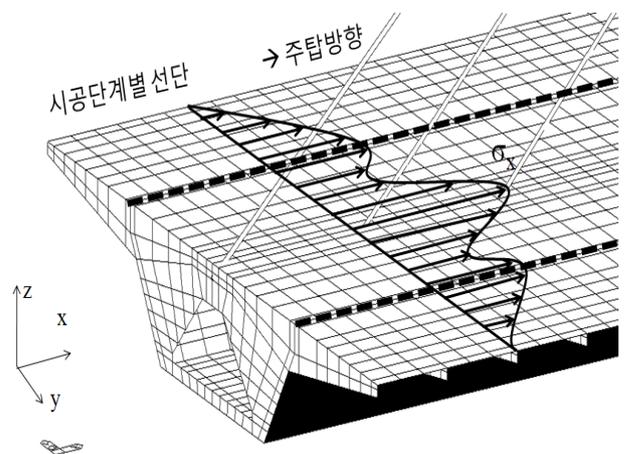


그림 2 1면지지 사장교의 전단지연 현상

플랜지의 일부만이 종방향 휨압축응력에 유효한 것으로 볼 수 있다. 이 때문에 세그먼트의 바닥판 폭이 길어지고 세그먼트 길이가 짧아질수록 전단지연 현상이 크게 나타나는 요인이 된다. 또한 1면 케이블지지 사장교의 경우는 종방향 수직력인 케이블 법선력이 바닥판 중심부에 집중하중으로 작용한다. 이 하중은 작용점 주위에 주위 바닥판보다 상대적으로 큰 전단변형을 발생시킨다. 따라서 합성응력을 받게 되는 1면 케이블 콘크리트 사장교의 박스단면 보강형에서는 일반적인 박스거더교보다 전단지연 현상이 크게 발생할 수 있다(그림 2 참조).

### 2.2 유효플랜지폭

전단지연을 고려한 유효플랜지폭은 상부플랜지의 불균일한 종방향 응력 분포를 탄성보 이론을 따르는 등가의 단면으로 가정한 후 그 단면의 폭으로써 정의된다. 이 유효플랜지폭은 상대적으로 응력이 크게 나타나는 웨브를 중심으로 분포하는데, 1면 케이블 사장교의 박스단면 보강형의 경우, 바닥판에 작용하는 케이블 법선력인 수직력의 영향으로 웨브가 아닌 바닥판 중앙부에서 최대응력이 발생하게 된다. 따라서 휨에 대한 유효플랜지폭을 적용하되, 수직력의 영향이 크게 나타나는 선단부의 경우에 대하여는 수직력을 고려한 별도의 유효플랜지폭의 적용이 필요하다.

그림 3의 (a)와 (b)는 도로교설계기준의 휨과 수직력에 대하여 각 각 다른 유효플랜지폭 적용개념을 나타내고 있다. 휨의 유효플랜지폭 적용 방법은 단경간 거더, 연속 거더, 캔틸레버의 경우에 대하여 그 적용법을 달리하고 있다. 수직력에 대해서는 도로교설계기준에 따르면 바닥판에 작용하는 수직력이 30°의 각을 이루면서 바닥판 전체로 분산되는 것으로 가정된다.

이 연구에서는 도로교설계기준에서 정의된 휨에 대한 유효플랜지폭을 합성응력이 발생하는 시공단계에 따른 1면 케이블 사장교의 박스단면 보강형에 비교함에 있어 단경간 구조계와 캔틸레버 구조계를 고려하였다. 단경간 구조계는 세그먼트 양단에 정착된 케이블을 하나의 지점으로 간주하여 각각의 세그먼트를 정착부에 지지된 단경간 거더로써 가정하였다(조경식, 2001). 캔틸레버 구조계는 세그먼트가 가설됨에 따라 형성되는 캔틸레버 구조를 반영하기 위한 것이다.

또한 1면 케이블 사장교의 시공단계시 선단부 도입된 케이블 법선력은 케이블 정착부로부터 분산되어져 가설진행 반대방향으로 퍼져 나감을 예상할 수 있다. 그리고 일정한 세그먼트가 가설되면 전폭이 유효해지기 때문에 유효플랜지폭 적용문제는 선단부에만 국한될 수 있다. 이를 이용하여 선단

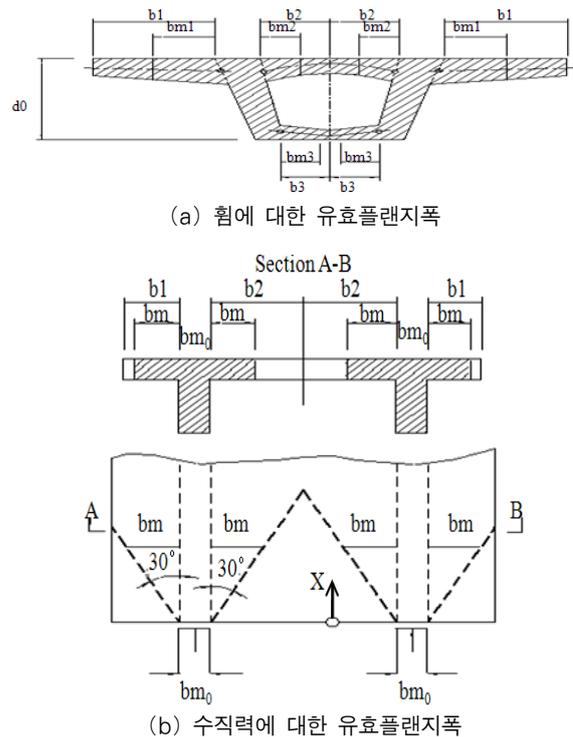


그림 3 도로교설계기준(2005) 유효플랜지폭

부에 도로교설계기준의 수직력에 대한 유효플랜지폭과 유효플랜지폭을 직접 산정하는 방법(Cheikh, 2008)을 적용하여 응력의 변화를 비교하였다.

## 3. 수치해석

### 3.1 예제교량

현재 국내에서 시공되고 있는 주경간이 270m인 3경간 2주탑 1면 케이블 콘크리트 박스단면 사장교를 대상으로 수치해석을 수행하였다. 그림 4의 (a)와 (b)에 보강형의 제원을 나타내었다. 보강형은 1-셀(cell) 박스단면이며, 세그먼트의

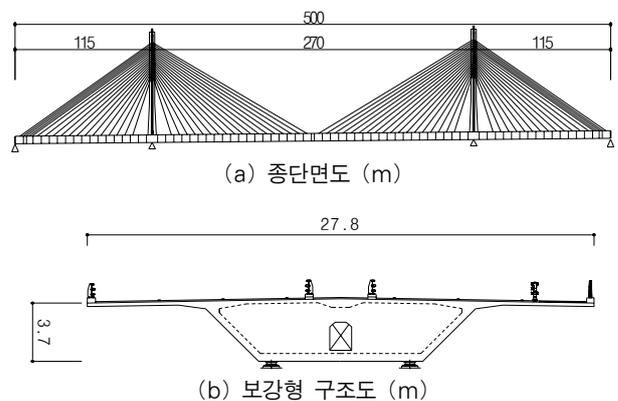


그림 4 대상교량 개요

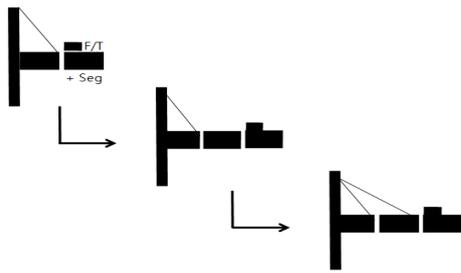


그림 5 보강형 가설 형태

표 1 가설 검토 단계

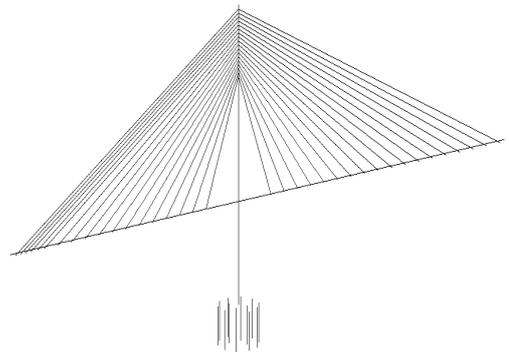
경우	정착된 케이블 수	주탑에서부터 보강형까지의 길이(m)	비고
1	1	25.07	내측 경간 기준
2	2	31.87	
3	3	38.67	
4	4	45.47	
5	5	52.27	
6	6	59.07	
7	7	65.87	
8	8	72.67	
9	9	79.47	
10	10	86.27	
11	11	93.07	
12	12	99.87	
13	13	106.67	

폭원은 27.8m이고 길이는 6.8m이다.

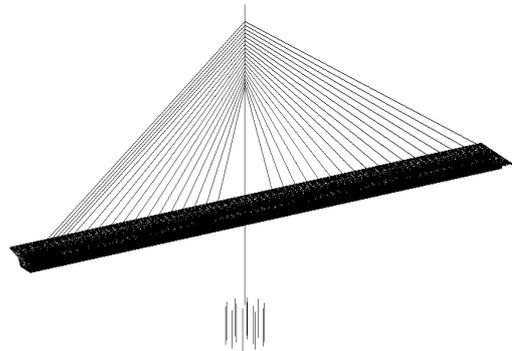
보강형은 이동식 거푸집에 의한 현장타설 FCM 공법에 의해 시공된다. 좌우대칭으로 진행되는 보강형 가설 개념도의 한쪽만을 그림 5에 나타내었다. 그림 5에서 보는바와 같이 주탑을 기준으로 양쪽으로 2개의 세그먼트가 가설되어져 나간 후에 1개의 케이블이 정착되는 과정을 반복해서 거치게 된다. 표 1에는 휨모멘트가 가장 크게 나타날 것으로 예상되는 가설단계를 정착된 케이블 수로 구분지어 나타내었다.

### 3.2 예제교량의 모델링

예제교량의 수치해석 모델형상은 그림 6과 같다. (a)는 보강형을 프레임 요소 모델로 나타낸 것이며, (b)는 보강형을 플레이트 요소 모델로 나타낸 것이다. 프레임 요소 모델에는 단경간 구조계와 캔틸레버 구조계로 가정하여 도로교설계기준에서 정의된 방법에 따라 산정된 유효플랜지폭과 전폭을 유효플랜지폭으로 고려한 단면 특성치(A, Z)가 반영된다. 프레임 요소 모델의 경우는 실제 구조물의 거동에 비하여 상당한 차이가 있을 수 있다(조재병, 2002). 특히 1면 케이블 사장교의 시공단계시 선단부의 수직력으로 인한 축압축응력과 하중점 주위의 인장응력 분포를 적절히 파악하기는 부적



(a) 보강형의 프레임 요소 모델



(b) 보강형의 플레이트 요소 모델  
그림 6 수치해석 모델링

당하다. 그러나 실무설계에서는 국부적으로 정밀해석이 필요하지 않은 경우에 해석의 간편성으로 프레임 요소 모델이 일반적으로 적용된다.

프레임 요소 모델과의 비교를 위하여 플레이트 요소 모델을 사용하였다. 플레이트 요소의 크기는 약 0.25m×0.25m이다. 사용된 범용구조해석 프로그램은 MIDAS/Civil 2009 ((주)마이다스아이티, 2009)이다.

### 3.3 휨과 수직력에 의한 합성응력 검토

1면 케이블 콘크리트 사장교 보강형에 나타나는 시공단계별 전단지연 현상을 분석하기 위하여 식 (1)을 적용하였다. 식 (1)은 프레임 요소 모델의 종방향 상연응력에 대한 플레이트 요소 모델의 종방향 상부 플랜지 응력비(S)로 정의하였다. 이 응력비를 통하여 실무설계시 적용되는 프레임 요소 모델의 평균응력과 보다 정밀한 전단지연 현상이 해석되는 플레이트 요소 모델의 응력차이를 예상할 수 있다.

$$S = \frac{\sigma_{x,plate}}{\sigma_{x,flange}} \quad (1)$$

응력비의 비교는 그림 7에 나타낸 것과 같이 전단지연 현

표 2 프레임 요소 모델에 적용된 힘에 대한 유효플랜지폭

유효플랜지폭	b1	b2	b3	비고
전폭	6.65m	6.5m	4.088m	사장교 내측 경간
단경간 구조계	1.176m	1.176m	1.124m	
캔틸레버 구조계	그림 8 참조			

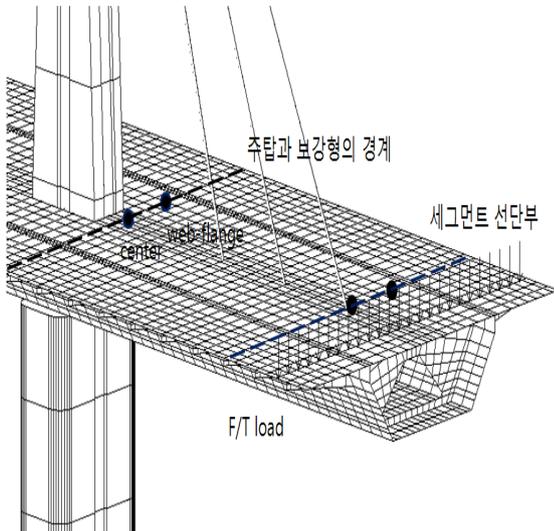


그림 7 플레이트 요소 모델 응력 검토 위치

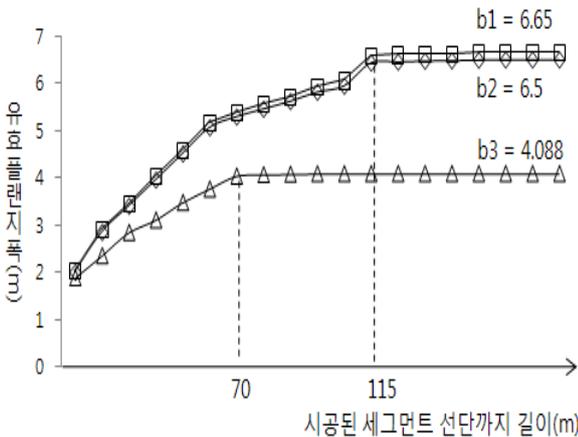


그림 8 캔틸레버 구조계로 가정한 경우에 적용된 힘 유효플랜지폭

과가 크게 나타날 것으로 예상한 웨브와 상부플랜지 경계 부위와 상부플랜지 중앙 위치를 선정하였다. 그리고 보강형의 전단지연 현상이 처음 나타난 후 사라지는 주탑과 보강형 경계부와 계속해서 나타나게 되는 선단부에 대해서만 표 1의 시공단계에 따라 검토하였다.

표 2는 프레임 요소 모델에 적용된 힘에 대한 유효플랜지폭을 보여준다. 단경간 구조계의 경우에는 케이블간 간격이 일정하므로 산정된 유효 플랜지폭이 일정하다. 캔틸레버 구조계의 경우에는 그림 8을 통하여 주탑으로부터 가설된 보강형의 길이에 따라 유효플랜지폭이 달라짐을 알 수 있다. 대상교량의 경우, 가설된 보강형의 캔틸레버 길이가 상부플랜

정착 케이블 수

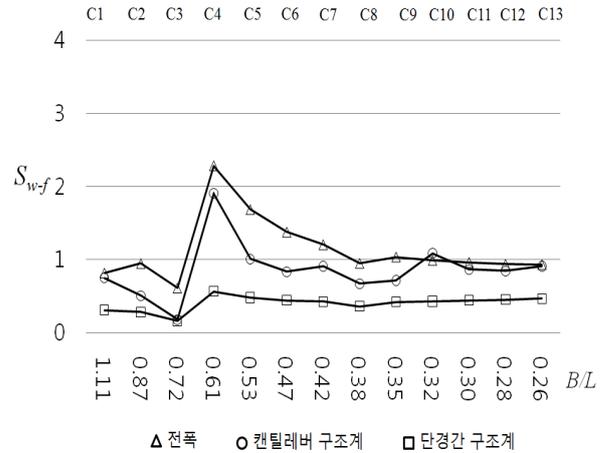


그림 9 세그먼트 가설에 따른 주탑과 보강형 경계의  $S_{w-f}$

지의 경우에는 약 115m, 하부 플랜지의 경우에는 약 70m 정도에 이르면 전폭과 동일하게 나타나는 것을 알 수 있다.

그림 9~12는 2개의 주탑 사이의 내측경간의 보강형을 대상으로 시공단계에 따른 종방향 응력비( $S$ )를 나타내었다.  $S_{w-f}$ 는 웨브와 플랜지의 인근의 응력비 그리고  $S_c$ 는 상부플랜지 중앙에서의 응력비를 나타낸다. 가로축의 바닥판 경간비( $B/L$ )는 보강형이 가설됨에 따라 작아짐을 알 수 있다. C1~C13은 표 1에서 설명된 정착된 케이블 수를 나타낸다. 그리고  $\Delta$  표시된 실선은 전폭을 유효플랜지폭으로 적용한 단면의 결과이고,  $\circ$ 는 캔틸레버 구조계,  $\square$ 는 단경간 구조계의 힘 유효플랜지폭을 각각 적용한 결과이다.

그림 9는 주탑과 보강형의 경계점 위치(그림 7 참조)에서의 웨브와 상부플랜지 인근의 응력비( $S_{w-f}$ )이다. 캔틸레버 구조계로 산정한 도로교설계기준의 유효플랜지폭에 의한 프레임 요소 응력이 가장 먼저 플레이트 요소 응력에 수렴하는 것을 알 수 있다. 단경간 구조계로 산정한 경우는 플레이트 모델의 응력 보다 2배 정도로 큰 값으로 나타났다. 즉, 단경간 구조계로 보고 산정하는 유효플랜지폭은 안전측 설계응력을 주는 것을 의미한다.

한편, 캔틸레버 구조계에 의한 유효플랜지폭에 의한 응력비는 세그먼트가 점차 가설되면서 전폭의 경우에 수렴한다. 또한 프레임 요소 모델의 응력인 평균응력은 플레이트의 응력에 수렴한다. 이는 시공단계를 거치면서 보강형의 길이가 길어지고 케이블에 의해 도입되는 압축력의 영향으로 전폭이 유효하게 되기 때문이다.

그림 9에서 보는바와 같이 예제교량의 경우에 바닥판 경간비가 0.38이하의 범위에서 보강형의 전폭을 유효플랜지폭으로 적용할 수 있는 것을 알 수 있다. 이 값은 도로교설계기준의 0.5에 비하여 작은 값을 보여주고 있다. 즉, 1면 케이블

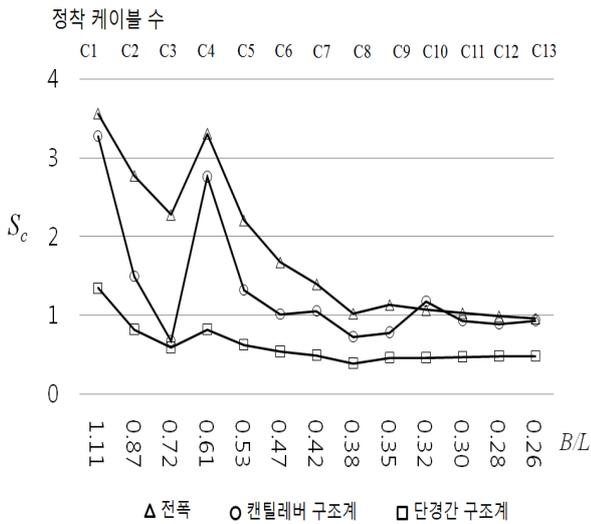


그림 10 세그먼트 가설에 따른 주탑과 보강형 경계의  $S_c$

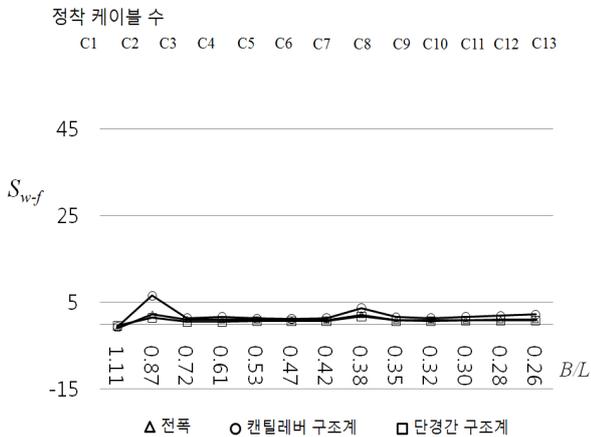


그림 11 세그먼트 가설에 따른 세그먼트 선단부의  $S_{w-f}$

박스 사장교의 경우 시공단계에서는 전단지연을 고려하여 할 범위가 박스거더교보다 크다. 따라서 시공단계시 변화되는 바닥판 경간비의 크기에 관계없이 전폭을 유효플랜지폭으로 반영하는 실무관행은 안전측 설계가 되지 못할 수 있다.

그림 10은 주탑과 보강형의 경계점 위치에서 상부플랜지 중앙의 응력비( $S_c$ )이며, 앞의 그림 9와 유사한 결과를 나타낸다. 그림 10에서 보는바와 같이 케이블 정착부 주위의 응력분포도 상부바닥판 경간비가 0.38이하의 범위에서는 보강형의 전폭을 유효플랜지폭으로 적용한 경우에 수렴함을 알 수 있다. 한편, 중앙부의 케이블 법선력 때문에 바닥판 경간비가 큰 가설 초기단계의 응력비는 그림 9에 비하여 상대적으로 큰 차이를 나타내고 있다.

그림 9와 그림 10으로부터 프레임 요소모델에 의한 1면 케이블 콘크리트 사장교의 시공단계 해석시에 바닥판 경간비가 큰 초기 시공단계에서는 단경간 구조계로 가정하고 산정한 유효플랜지폭을 적용하는 것이 안전측 설계결과를 줄 수

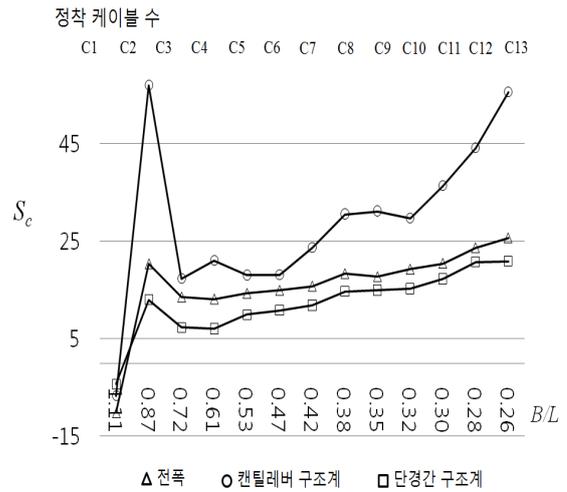


그림 12 세그먼트 가설에 따른 세그먼트 선단부의  $S_c$

있을 것으로 본다. 바닥판 경간비가 작아짐에 따라서는 전폭 또는 캔틸레버 구조계로 가정하여 산정한 유효플랜지폭을 적용하는 것이 경제적인 설계결과를 줄 수 있을 것으로 본다. 이 연구의 예제교량에서는 그 경계값이 0.38이었다.

그림 11은 세그먼트 선단부(그림 7 참조)의 웨브와 상부플랜지 인근의 응력비( $S_{w-f}$ )이고, 그림 12는 상부플랜지 중앙의 응력비( $S_c$ )이다. 그림 11과 그림 12에서 보는바와 같이 시공단계의 진행정도에 관계없이 케이블이 정착되는 선단부 세그먼트의 경우에는 응력비가 매우 큰 것을 알 수 있다. 따라서, 선단부 세그먼트에 대하여는 큰 집중하중으로 작용하는 케이블 법선력에 대한 별도의 시공단계 해석이 필요하다.

### 3.4 선단부의 수직력에 대한 검토

일반적으로 설계 실무에서는 케이블 법선력인 수직력에 대하여 전폭이 압축에 유효하다고 가정하고 있다. 그러나 선단부 세그먼트에서는 케이블 정착부 부근의 압축영역과 국부적인 인장영역이 동시에 존재한다. 따라서, 앞 절의 합성응력에 적용한 휨에 대한 유효플랜지폭 적용을 통한 평균응력으로 선단부 거동을 이해하는 것은 부적절하다. 이 때문에 선단부에는 수직력에 대한 유효플랜지폭 적용을 통하여 합성응력에 대한 검토가 필요하다.

그림 13은 바닥판에 집중하중으로 작용하는 케이블 법선력인 수직력에 의해 발생하는 전단지연(Luo, 2000) 현상에 따른 유효플랜지폭의 범위를 결정하는 개념도이다. 도로교설계기준(건설교통부, 2005)에서는 수직력에 대한 유효플랜지폭이 상부플랜지의 케이블 정착부에서 30°정도의 각을 이루면서 분산되는 것으로 가정한다. 즉, 세그먼트가 순차적으로 가설되어 갈수록 케이블 법선력인 수직력에 대하여 일정 영역에서의

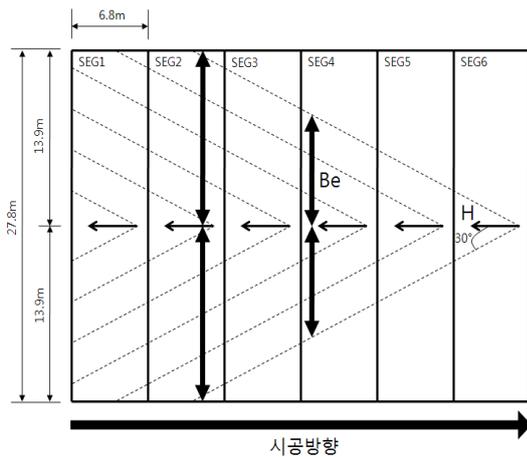


그림 13 대상교량의 수직력에 대한 유효플랜지폭 범위

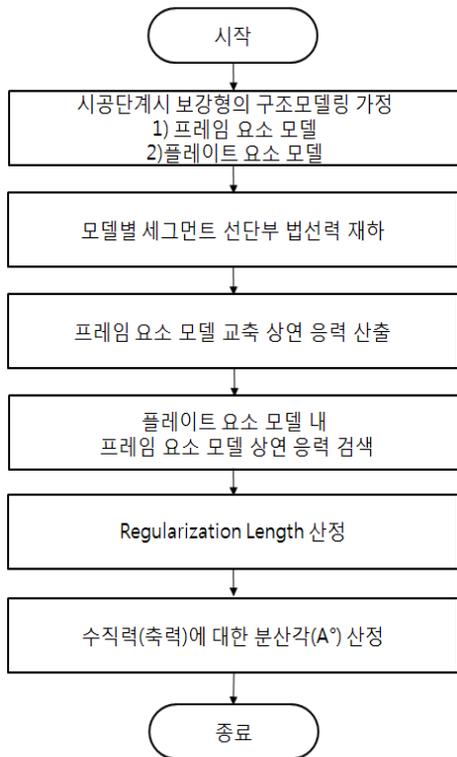


그림 14 수직력에 대한 유효플랜지폭 산정절차(Cheikh, 2008)

보강형 상부플랜지는 전폭이 압축에 유효하게 된다.

수직력에 대한 유효플랜지폭은 교축방향 응력 불균일 영역 길이(regularization length)를 산출하여 분산각( $A^\circ$ )을 결정하고 그로부터 직접 결정할 수 있다(Cheikh, 2008 ; Hajj, 2008). 그림 14는 케이블 법선력인 수직력에 대한 유효플랜지폭의 산정절차를 나타내는 흐름도이다. 교축방향 응력 불균일 영역길이란 그림 15에 나타난 바와같이 수직력 작용점으로부터 프레임 요소 모델의 합성응력과 같아지는 플레이트 요소 모델 값까지의 종방향 직선거리를 의미한다. 이 때 프레임 요소 모델의 단면특성값은 전폭이 유효한 것으로 가정한다. 이

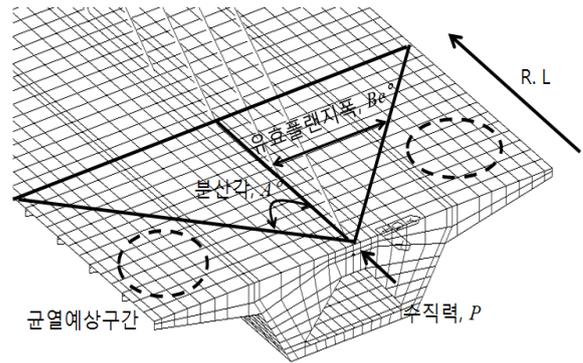


그림 15 교축방향 인장영역 길이(R.L)를 통한 유효플랜지폭

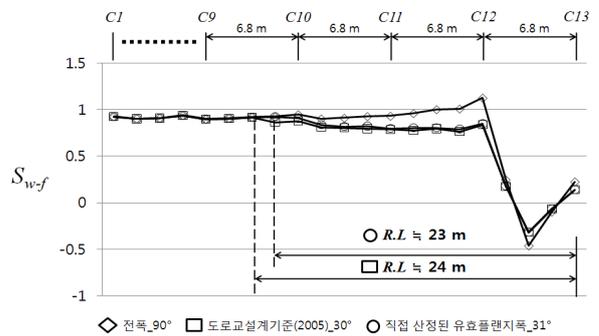


그림 16 수직력에 대한 분산각( $A^\circ$ )과 선단부의  $S_{w-f}$

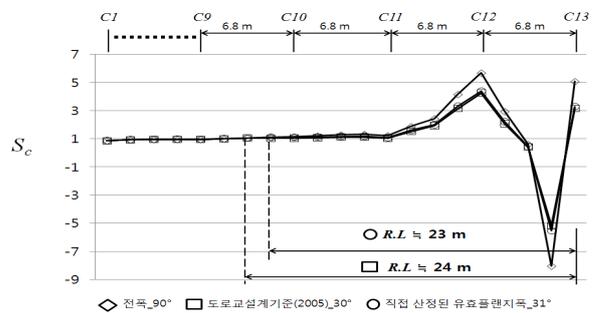


그림 17 수직력에 대한 분산각( $A^\circ$ )과 선단부의  $S_c$

연구의 교축방향 응력 불균일 영역길이에 대한 분산각은  $31^\circ$ 로 나타났으며 이 값은 도로교설계기준의  $30^\circ$ 와 유사하다. 이 때 일치되는 응력비 수준은 95%이내에서 결정하였다.

그림 16과 그림 17은 케이블 법선력에 대하여 전폭을 유효플랜지폭으로 가정하여 시공단계 해석을 수행하는 실무설계의 관행에 대한 적정성을 검토하기 위한 해석결과이다. 수직력의 경우 가설단계에 따른 보강형의 길이는 유효플랜지폭에 영향을 미치는 요인이 아니므로 표 1의 가설단계 13의 경우에 대하여만 수치해석을 수행하였다. 식 (1)과 같이 플레이트 요소 모델과 수직력에 대한 유효플랜지폭이 적용된 프레임 요소 모델의 법선응력비( $S$ )로써 나타내었다. 가로축은 주탑부터 내측으로 가설된 보강형 선단부까지의 길이이다. 그리고 ◇로 표시된 실선은 전폭을 유효플랜지폭으로 적용한 단면의 결과이고,

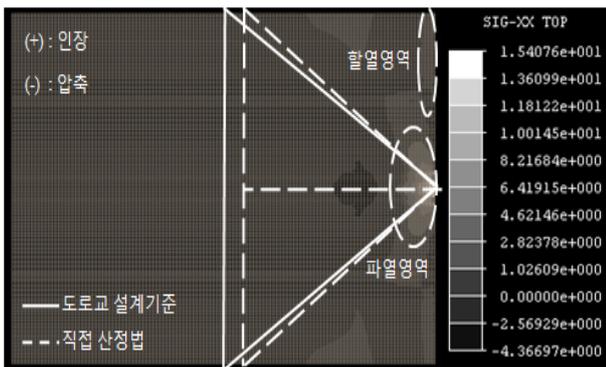


그림 18 시공단계시 보강형의 선단부 응력분포(MPa)

□는 도로교 설계기준, ○는 이 연구에서 산정된 분산각에 의해 직접 산정된 유효플랜지폭을 각각 적용한 결과이다. 프레임 요소 모델의 단면특성값은 웹과 보강형 하연의 경우, 전 단면을 적용하였고, 보강형 상연인 바닥판의 경우에만 유효플랜지폭을 고려한 환산단면을 적용하였다.

그림 16과 17에서 보는바와 같이 전폭을 적용한 프레임 요소 모델은 선단부에서 플레이트 요소 모델과 응력차이가 크게 나타났다. 그림 17은 1면지지 사장교의 중앙의 케이블력으로 인하여 상부플랜지 중간부가 상대적으로 큰 응력비를 갖는 것을 보여주고 있다. 도로교 설계기준의 유효플랜지폭을 적용한 프레임 요소 모델의 경우에 선단부 응력을 직접 산정된 유효플랜지폭 적용 프레임 요소 모델보다 상대적으로 안전측으로 응력을 검토할 수 있었다. 한편, 선단부의 응력비가 음(-)의 값을 나타내는 것은 응력 불균일 영역내인 선단부에는 파열영역(bursting zone)과 활열영역(spalling zone)이 나타나는 것을 의미한다.

그림 16과 그림 17로부터 케이블 법선력에 대한 프레임 요소 모델의 사용에 의한 안전성 검토시 적용하는 전폭의 유효플랜지폭의 가정은 안전측 결과를 줄 수 없음을 알 수 있다. 또한 설계기준이 직접 산정을 통한 유효플랜지폭이 적용된 프레임 요소 모델의 경우 보다 엄밀히 교축방향 응력을 검토 할 수 있다. 하지만 그림 18을 통하여 유효플랜지폭이 적용된 프레임 요소 모델의 경우도 교축방향 응력 불균일 영역길이(regularization length)내에 발생하는 파열인장응력과 활열인장응력을 해석할 수 없었다. 따라서 교축방향 응력 불균일 영역길이를 산정하여 이 영역내에서는 보다 정밀한 해석을 통하여 보강필요성 여부를 판단할 필요가 있다.

#### 4. 결 론

이 연구에서는 1면 케이블 콘크리트 박스 사장교를 대상으로 시공단계시 보강형에 나타나는 전단지연을 고려한 유효

플랜지폭 결정에 관한 분석을 통하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- 1) 프레임 요소 모델을 적용하여 1면 케이블 콘크리트 사장교의 시공단계시 선단부를 제외한 영역의 합성응력에 대한 검토는 바닥판 경간비가 크게 나타나는 초기 시공단계에서는 단경간 구조계로 보고 산정한 유효플랜지폭을 적용할 경우 안전측 설계가 된다. 그러나 바닥판 경간비가 작아짐에 따라 전폭과 캔틸레버 구조계로 유효플랜지폭을 적용한 경우에 플레이트 모델의 합성 응력에 근사하였다.
- 2) 전폭을 유효플랜지폭으로 볼 수 있는 바닥판 경간비의 경계값에 대한 결과가 0.38로 도로교설계기준의 0.5에 비하여 적은 것은 1면 케이블 사장교의 경우 도로교설계기준에 의한 판단이 시공중에는 전단지연을 과소평가하여 안전측 설계가 되지 못할 수도 있다는 것을 의미한다.
- 3) 시공단계의 진행정도에 관계없이 케이블이 정착되는 선단부 세그먼트의 경우에는 응력비가 매우 컸기 때문에 선단부 세그먼트에 대하여는 큰 집중하중으로 작용하는 케이블 법선력에 대한 별도의 시공단계 해석이 따를 필요가 있다.
- 4) 실무 설계관행의 케이블 법선력에 대한 해석시 수직력에 대하여 전폭이 유효하다는 가정은 안전측 결과를 줄 수 없음을 알 수 있었다. 또한 교축방향 응력 불균일 영역길이(regularization length)를 산정하여 이 영역내에서는 보다 정밀한 해석을 통하여 보강필요성 여부를 판단할 필요가 있다.
- 5) 예제교량의 경우 교축방향 응력 불균일 영역길이에 대한 분산각은 31°로 나타났으며, 이 값은 도로교설계기준의 30°와 유사하였다.

#### 참 고 문 헌

(주)마이다스아이티 (2009) MIDAS/CIVIL 2009, 마이다스아이티.  
 건설교통부 (2005) 도로교설계기준, 한국도로교통협회.  
 김광수, 조의경, 이천수, 전홍건, 이만섭 (2007) 프리스트레스트 콘크리트 사장교(화명대교)의 설계, 콘크리트학회지, 19(5), pp.58~61.  
 김영필, 황원섭 (2003) 강재라멘교각 접합부의 전단지연응력 평가법, 대한토목학회 논문집, 대한토목학회, 23(1), pp.95~101.  
 김우중, 조경식 (2002) 사장교의 계획과 설계, 대한토목학회

- 지, 대한토목학회, 50(12), pp.6~15.
- 이승우** (2004) PSC박스거더교 설계 선진화를 통한 몰량절감, 품질향상 방안 수립 연구보고서, 01SS14-01, 한국건설기술연구원, 경기, p.904.
- 조경식** (2001) 교량구조물의 전산구조해석-특수 교량의 해석과 설계, 한국전산구조공학회, 서울, p.470.
- 조재병, 송재춘, 이소진** (2003) 설계 실무를 위한 다련 강박스 거더 교량의 유한요소 해석모델, 대한토목학회 논문집, 대한토목학회, 23(3), pp.513~520.
- AASHTO** (1994) LRFD Bridge Design Specification, American Association of State Highway and Transportation Official, First Edition.
- Chang. S.T.** (2004) Shear Lag Effect in Simply Supported Prestressed Concrete Box Girder. *Journal of Bridge Engineering*, 9(2), pp.178~184.
- CHEIKH M.A.** (2008) Cable Stayed Bridge across Chambal River on Kota Bypass-Deck Local Effects Analysis, A104/R/MD/FD/322-08, Systra, Paris, France, p.23.
- David D., Steven L.** (2003) Evaluation of Effective Slab Width for Composite Cable-Stayed Bridge Design, 82nd Annual TRB Meeting, TRB Subcommittee on Steel Bridges, pp.1~8.
- Hajj. E.A.** (2008) Cable Stayed Bridge across Chambal River on Kota Bypass-Prestr. Equilibrium for Segments, A104/R/MD/FD/333-08, Systra, Paris, France. p.43.
- Lee. S.C., Yoo. C.H., Yoon. D.Y.** (2002) Analysis of Shear Lag Anomaly in Box Girders, *Journal of Structural Engineering*, 128(11), pp.1379~1386.
- Luo. Q.Z., Tang. J., Li. Q.S.** (2002) Finite Segment Method for Shear Lag Analysis of Cable-Stayed Bridges, *Journal of Structural Engineering*, 128(12), pp.1617~1622.
- Luo. Q.Z., Wu. Y.M., Tang. J., Li. Q.S.** (2002) Experimental Studies on Shear Lag of Box Girders, *Engineering Structures*, 24(4), pp.469~477.
- Timoshenko. S.P., Goodier. J.N.** (1970) Theory of Elasticity 3rd ed, McGraw-Hill International Editions, Singapore, p.567.

- 논문접수일 2010년 6월 26일
- 논문심사일 2010년 6월 26일
- 게재확정일 2010년 7월 15일