大 韓 土 木 學 會 論 文 集
第28卷 第2A 號・2008年 3月
pp. 281 ~ 288

복부 파형강판을 사용한 PSC 복합 교량의 비틀림 해석모델의 제안 및 변수해석

A Development of Torsional Analysis Model and Parametric Study for PSC Box Girder Bridge with Corrugated Steel Web

이한구* ・ 김광수**
Lee, Han-Koo ・ Kim, Kwang-Soo

Abstract

The Prestressed Concrete (hereinafter PSC) box girder bridges with corrugated steel webs have been drawing an attention as a new structure type of PSC bridge fully utilizing the feature of concrete and steel. However, the previous study focused on the shear buckling of the corrugated steel web and development of connection between concrete flange and steel web. Therefore, it needs to perform a study on the torsional behavior and develop the rational torsional analysis model for PSC box girder with corrugated steel web. In this study, torsional analysis model is developed using Rausch's equation based on space truss model, equilibrium equation considering softening effect of reinforced concrete element and compatibility equation. Validation studies are performed on developed model through the comparison with the experimental results of loading test for PSC box girder with corrugated steel webs. Parametric studies are also performed to investigate the effect of prestressing force and concrete strength in torsional behavior of PSC box girder with corrugated steel web. The modified correction factor is also derived for the torsional coefficient of PSC box girder with corrugated steel web through the parametric study using the proposed anlaytical model.

Keywords : *space truss model, softening effect, torsional analysis model, torsional moment (torque), angle of twist*

요 지

콘크리트와 강재의 특성을 살린 복합구조 교량에 있어서 새로운 구조 형식인 복부 파형강판 PSC 박스거더 교량은 시공성 및 경제적인 측면에서 우수한 장점이 있다. 그러나 이와 관련된 기존 연구는 전단 좌굴에 대한 복부 파형강판의 거동 및 접합부의 형상 개발과 관련하여 한정된 측면이 있으며, 교량 자체로서의 비틀림 거동에 대한 연구는 다소 부족한 실정으로 합리적인 비틀림 해석모델의 개발과 거동 예측에 대한 연구가 필요하다고 판단된다. 본 연구에서는 복부 파형강판 PSC 박스거더 교량에 대하여, 공간트러스 모델을 이용한 Rausch의 제안식과 RC 요소의 연화효과가 고려된 평형 방정식, 적합조건식을 활용하고 복부 파형강판 구조 형태에 의하여 추가적으로 고려해야 할 구성 방정식과 모델, 제안식 등을 적용한 비틀림 해석모델을 제시하고 기존에 수행된 부재 실험결과와의 비교를 통하여 해석모델의 합리성을 검토하였다. 또한 복부 파형강판 PSC 박스의 비틀림 거동에 영향을 미치는 프리스트레싱 힘과 콘크리트 압축강도를 변수로 한 해석을 진행하였으며, 제안된 비틀림 해석모델을 이용하여 복부 파형 강판과 프리스트레스 된 콘크리트 부재의 단면 형상비(H/B)에 따른 해석을 수행하여 보다 합리적인 비틀림 정수와 이와 관련한 수정식을 제안하였다.

핵심용어: 공간트러스 모델, 연화효과, 비틀림 해석모델, 비틀림 모멘트, 비틀림 각

1. 서 론

복부 파형강판 PSC 박스거더 교량은 상하부 콘크리트 슬래브에 복부를 파형강판으로 가공한 구조용 강판(이하, 파형강판)으로 대체한 콘크리트와 강재의 복합 구조 형태를 의미한다. 복부 파형강판 PSC 박스거더 교량은 PSC 교량 주형 자중의 10~30% 정도에 해당하는 복부 부분을 파형강판으로 대체함으로써 주형 자중을 경감하고, 기초와 하부 구조, 상부 구조로부터의 하중 부담을 감소시키는 것이 가능하다. 또한 시공성 및 경제적인 측면에서 우수하여, 콘크리트의 특성을 살린 PSC 교량의 새로운 구조 형식으로서 주목되고 있다.

하지만 복부에 파형강판을 사용한 PSC 박스거더 교량은 주로 복부 파형강판의 거동에 한정되어 비틀림과 관련된 연구는 다소 부족한 실정으로 보다 합리적인 비틀림 거동 예

*(주)한국유지관리 주임 · 공학석사
**정회원 · 교신저자 · 현대건설(주) 화명대교현장 공무부장 · 공학박사 (Email : biocon@hdec.co.kr)

측과 해석모델에 대한 연구가 필요한 실정이다. 따라서 본 연구는 공간트러스 모델 이론, 연화효과(Softening Effect) 등을 고려한 평형 방정식, 적합 방정식에 파형강판과 PSC 요소가 결합된 복부 파형강판 PSC 박스거더 교량의 형태에 의하여 부가적으로 고려해야 할 구성 방정식과 모델, 제안식 등을 추가하여 보다 합리적이고, 타당한 비틀림 해석모델 및 방법을 제시하고자 한다. 또한 복부 파형강판을 사용한 PSC 박스거더 교량의 부재 실험결과와의 비교를 통하여 해석모델의 적합성을 검토하고, 이에 대한 변수해석을 통하여 해석적인 경향 파악과 비틀림 정수와 이와 관련한 수정식을 제안하고자 하였다.

2. 비틀림 해석모델의 구성

2.1 공간트러스 모델

Rausch(1929)에 의해 처음으로 도입된 공간트러스 모델 이론의 설계 개념은 그림 1과 같이 균열이 진행되는 방향과 결부시켜 콘크리트 내의 철근이 공간 트러스 부재의 형태로 비틀림에 저항하며, 사각형 철근콘크리트 단면의 비틀림 저항 능력이 철근을 둘러싸고 있는 콘크리트로부터 얻어진다는 가정을 토대로 하고 있다.

그러나 공간트러스 모델은 실제의 비틀림 강도를 과도하게 설계한 측면이 있어 이에 대한 연구 및 보완(Anderson, 1934; Cowan, 1959; ACI; Hsu, 1968)이 진행되었는데 Rausch의 제안식에 근거하여 철근으로 보강된 부분에 유효 계수를 적용하는 방법, 전단흐름의 중심선에 대한 임의적인 가정을 수행하는 방법, 콘크리트의 덮개 부분을 설계에서 배제하는 방법 등을 통해 공간트러스 모델이론을 수정 및 보완하였다.

Collins(1980)는 전단흐름의 중심선에 해당하는 면적 의 형태로 임의적인 가정을 통하여 공간트러스 모델을 수정하였다.

$$T_n = 2\frac{A_0 A_t f_{ty}}{s}\cot\alpha \tag{1}$$

여기서, T_n은 공칭 비틀림 모멘트, A_t는 횡방향 철근의 단면적, f_{ty}는 횡방향 철근의 항복강도, s는 스터럽의 간격, α는 경사각을 나타낸다. 전단흐름의 중심선은 콘크리트 등가 압축응력 블록의 중심선과 일치한다고 가정하고 전단흐름의 중심선에 해당하는 면적 는 구조물의 단면적 의 관계로 식 (2)와 같이 나타낼 수 있다.

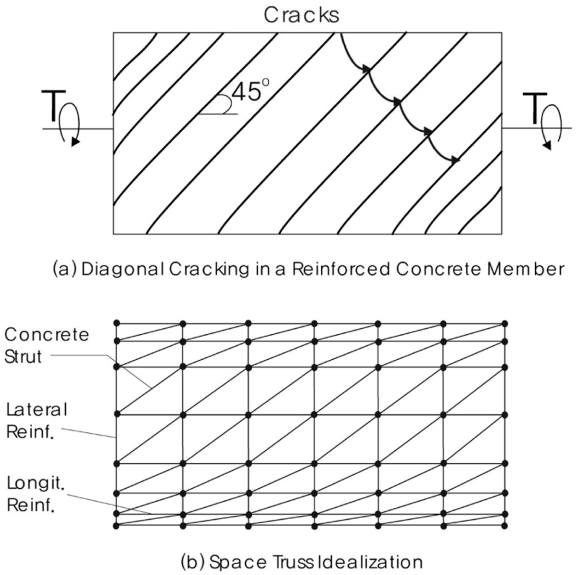

그림 1. 균열 단면의 공간트러스 모델 이상화

$$A_0 = A_1 - \frac{a_0}{2}p_1 \tag{2}$$

여기서, a_0는 등가 직사각형 압축응력 블록의 깊이이고, p_1은 폐쇄 스터럽 중심선의 둘레이다. 깊이 a_0는 평형 조건에 의하여 식 (3)과 같이 표현된다. Collins(1980)가 제안한 이 방법은 경험적인 측면이 강하고, 콘크리트 덮개 부분을 제외하는 가정을 통해 이루어진다.

$$a_0 = \frac{A_1}{p_1}\left[1 - \sqrt{1 - \frac{T_n p_1}{0.85 f_c' A_1^2}\left(\tan\alpha + \frac{1}{\tan\alpha}\right)}\right] \tag{3}$$

2.2 연화효과를 고려한 요소의 해석모델

2.2.1 평형 조건

요소의 경계마다 철근으로 보강되어 있고, 동일한 간격의 스터럽이 있는 직사각형 박스 형태의 보요소에서 순수 비틀림이 작용한다고 가정하면, 보요소는 두 종류의 힘이 작용하는 것으로 나타낼 수가 있다. 첫번째는 종방향 철근에 작용하는 힘, 두번째는 보요소의 종방향으로 α만큼 경사진 콘크리트 요소에 작용하는 힘인데, 이것은 트러스 모델로 해석이 가능하다. 전단흐름의 중심선에 해당하는 면적은 A_0로 정의하고(Bredt, 1896), 종방향으로 보요소의 축에 대한 모멘트 평형을 취한 방법을 통하여 트러스 모델의 기본적인 평형 방정식은 간단한 정리를 통해 식 (4)~(7)과 같이 나타낼 수 있다. 유효두께 t_d는 콘크리트에 작용하는 응력 σ_d과 관련하여 설명할 수 있고, T_n, α, t_d는 모두 σ_d의 함수이다. 여기서 t_d는 유효두께, σ_d는 콘크리트에 작용하는 평균 응력, f_l, f_t는 각각 종방향, 횡방향 철근 응력, A_l, A_t는 각각 종방향, 횡방향 철근 단면적을 나타낸다. (Hsu 등, 1985a)

$$T_n = 2A_0\sigma_d t_d \sin\alpha\cos\alpha \tag{4}$$

$$\cos^2\alpha = \frac{A_l f_l}{p_0\sigma_d t_d} \tag{5}$$

$$\sin^2\alpha = \frac{A_t f_t}{s\sigma_d t_d} \tag{6}$$

$$t_d = \frac{A_l f_l}{p_0\sigma_d} + \frac{A_t f_t}{s\sigma_d} \tag{7}$$

PSC 요소의 경우, 외부의 비틀림 모멘트가 프리스트레스된 트러스 모델에 작용할 때, PSC 요소는 프리스트레싱으로 인해 종방향 인장력이 발생하게 된다. 따라서 이에 대한 평형 방정식은 철근에 작용하는 종방향력에 프리스트레스 된 강선을 따라 작용하는 종방향 인장력을 추가하는 것으로 프리스트레스 효과를 고려할 수 있으며 식 (5), (7)은 식 (8), (9)로 수정되어 표현된다(Hsu 등, 1985b).

$$\cos^2\alpha = \frac{A_l f_l + A_{ps} f_{ps}}{p_0\sigma_d t_d} \tag{8}$$

$$t_d = \frac{A_l f_l + A_{ps} f_{ps}}{P_0\sigma_d} + \frac{A_t f_t}{s\sigma_d} \tag{9}$$

여기서, A_{ps}는 PS강재의 단면적, f_{ps}는 PS강재의 응력을 나타낸다.

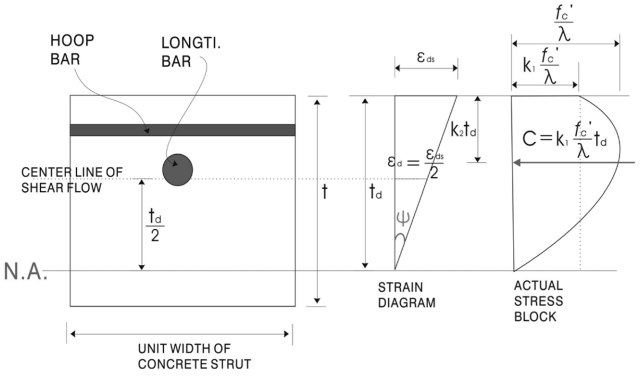

그림 2. 비틀림을 받는 박스 단면의 응력과 변형률 분배

2.2.2 적합 조건

균등한 재료로 이루어진 임의의 얇은 튜브 형태의 단면을 가진 요소와 관련하여 Bredt(1896)는 비틀림 각과 전단 일그러짐(Shear Distortion)의 관계는 식 (10)과 같다고 제시하였다. 이 제안식은 바깥쪽 부분이 튜브의 형태로 비틀림에 저항한다고 가정하였다.

$$\theta = \frac{p_0}{2A_0}\gamma \tag{10}$$

여기서, θ는 비틀림각, γ는 전단변형률을 나타낸다. Lampert (1968)는 콘크리트 요소에 발생하는 휨과 관련하여 식 (11)과 같은 형태로 곡률 ψ와 비틀림각의 관계를 제시하였다.

$$\psi = \theta \sin 2\alpha \tag{11}$$

그림 2는 비틀림을 받는 박스 단면의 응력과 변형률의 분배를 보여준다.

유효두께 t_d의 변형률 분배가 선형이라고 가정하면 표면에 작용하는 최대 압축 변형률은 식 (12)와 같이 표현할 수 있다.

$$\varepsilon_{ds} = \psi t_d \tag{12}$$

t_d에 관한 식과 $\varepsilon_d = \varepsilon_{ds}/2$ 의 관계, 콘크리트의 곡률 를 소거하면 다음과 같이 비틀림 각의 형태로 표현할 수 있다. 그러므로 식을 통하여 알 수 있듯이 횡종방향 변형률 ε_l, ε_t, 비틀림각 θ는 표면에 작용하는 최대 콘크리트 변형률 ε_{ds}을 변수로 하여 식 (13)과 같이 정리할 수 있다.

$$\theta = \frac{\varepsilon_{ds}}{2t_d \sin\alpha\cos\alpha} \tag{13}$$

2.3 복부 파형강판을 적용한 요소 해석모델

2.3.1 평형 방정식

공간트러스 모델 이론에 근거한 복부 파형강판 PSC 박스거더 교량의 평형 방정식은 T_n, α, t_d등에 대한 것으로 상하부에 있는 PSC 요소만을 고려하여 계산하고, 복부에 있는 파형강판은 복부에 작용하는 비틀림 모멘트로 구분하여 계산한다. 그러므로 비틀림 모멘트 T_n는 상하부 플랜지에 작용하는 비틀림 모멘트 값만을 의미한다.

2.3.2 적합 방정식

변형률과 관련된 적합 방정식은 ε_t, ε_l, θ등을 결정한다.

2.3.3 구성 방정식

연화효과를 고려한 콘크리트 요소의 구성방정식은 연화계수를 이용하여 응력-변형률 곡선을 결정하였다(Belarbi 외, 1991; Vecchio 외, 1993).

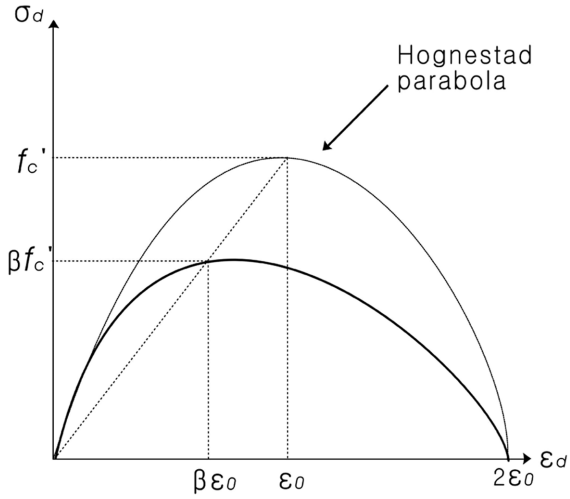

그림 3. Belarbi와 Hsu의 응력-변형률 곡선

1) Belarbi와 Hsu 모델

Belarbi와 Hsu가 제안한 응력-변형률 곡선은 Hognestad 곡선을 토대로 아래의 연화계수를 사용하여 연화효과가 적용된 응력-변형률 곡선을 구성했으며 그림 3과 같다.

$$\beta = \frac{0.9}{\sqrt{1+600\varepsilon_r}} \tag{14}$$

$$\text{상승구간 : } \sigma_d = \beta f'_c\left[2\left(\frac{\varepsilon_d}{\beta\varepsilon_0}\right)-\left(\frac{\varepsilon_d}{\beta\varepsilon_0}\right)^2\right] \tag{15}$$

$$\text{하강구간 : } \sigma_d = \beta f'_c\left[1-\left(\frac{\frac{\varepsilon_d}{\beta\varepsilon_0}-1}{\frac{2}{\beta}-1}\right)\right] \tag{16}$$

2) Vecchio와 Collins 모델

Vecchio와 Collins는 Thorenfeldt 곡선을 사용하여 연화모델을 구성하였다. Thorenfeldt 곡선을 이용하여 계산되는 응력은 다음과 같다.

$$\sigma_{dbose} = f_p\frac{n\left(\frac{\varepsilon_d}{\varepsilon_p}\right)}{(n-1)+\left(\frac{\varepsilon_d}{\varepsilon_p}\right)^{nk}} \tag{17}$$

$$n = 0.80+\frac{f_p}{17}(MPa) \tag{18}$$

n, k는 모델에 필요한 매개 변수로, 실험에 의해 결정된 값으로 연화된 콘크리트의 최대 응력인 f_p의 함수이다. $\varepsilon_d \leq \varepsilon_p$ 인 경우 k는 1.0, $\varepsilon_d > \varepsilon_p$ 인 경우 k는 $0.67+f_p(MPa)/62$ 로 계산한다. 그림 4는 Vecchio와 Collins 모델의 응력-변형률 곡선으로서 응력과 변형률의 구간을 3부분으로 나누어 모델을 제안하였다.

$$\varepsilon_d < \beta\varepsilon_0 (f_p = \beta f'_c,\ \varepsilon_p = \beta\varepsilon_0) \text{ 일 때, } \sigma_d = \sigma_{dbase} \tag{19}$$

$$\beta\varepsilon_d < \varepsilon_d < \varepsilon_0 (f_p = f'_c,\ \varepsilon_p = \varepsilon_0) \text{ 일 때, } \sigma_d = \beta f'_c \tag{20}$$

$$\varepsilon_0 < \varepsilon_d (f_p = f'_c,\ \varepsilon_p = \varepsilon_0) \text{ 일 때, } \sigma_d = \beta\sigma_{dbase} \tag{21}$$

2.4 복부 파형강판 고려한 비틀림 해석모델

Mo 등은(2000) 복부 파형강판 PSC 박스거더 교량에서

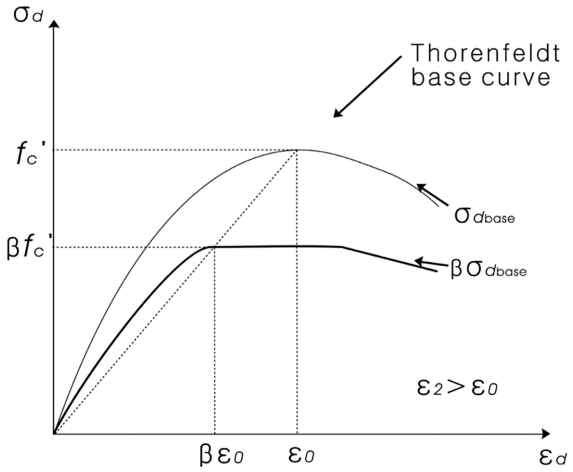

그림 4. Vecchio와 Collins의 응력-변형률 곡선

슬래브의 상하부는 PSC 요소가 복부는 파형강판으로만 구성되고, 플랜지 부분에 의한 의 해당하는 면적은 전체 면적의 1/2로 제안하였다. 이런 개념을 토대로 플랜지의 상하부 작용하는 비틀림 모멘트는 식 (22), 식 (23)과 평형 방정식과 적합 방정식을 통해 계산할 수 있다.

$$A_0 = \frac{1}{2}(b-t_b)(h-t_d) \tag{22}$$

$$P_0 = 2(b-t_b) \tag{23}$$

여기서, t_b는 파형강판의 두께이며, t_d는 파형강판의 유효두께를 나타낸다. PSC 요소의 전단흐름의 중심선에 해당하는 면적 A_0와 전단흐름의 중심선의 둘레인 p_0는 복부 파형강판에 영향을 미치지 않고, PSC 요소로 구성된 상하부 플랜지에 의해서만 결정된다고 보고, 복부 파형강판 PSC 박스거더 교량의 전단흐름은 그림 5의 형태로 제안할 수 있다. 비틀림을 받는 박스거더 단면은 강체로서 거더의 축방향을 따라 회전한다고 가정하고, 비틀림을 받는 박스거더 단면의 비틀림각은 단면에 균등하게 분배된다고 본다(Mo 등, 2000).

복부에 의한 비틀림 모멘트는 복부에 작용하는 전단력과 복부 파형강판 사이의 거리와 관련하여 계산할 수 있다.

$$T_w = \tau_w A_w (b-t_b) \tag{24}$$

여기서, T_w, τ_w, A_w는 각각 파형강판에 작용하는 비틀림

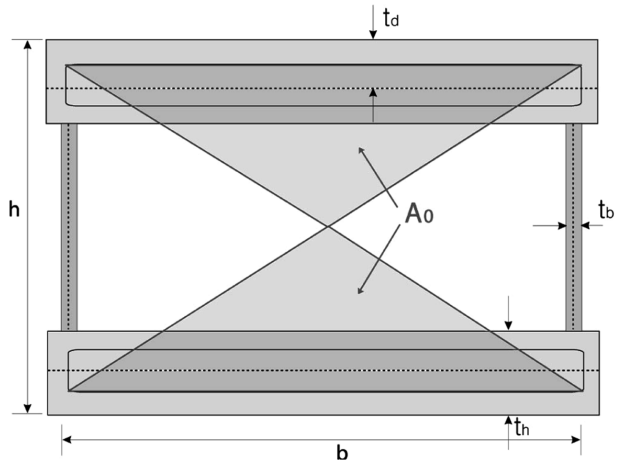

그림 5. 복부 파형강판 PSC 박스거더 교량

모멘트, 전단응력, 단면적을 나타낸다. 복부 파형강판 PSC 박스거더 교량에 작용하는 총 비틀림 모멘트는 수정된 공간트러스 모델을 이용해 산정할 수 있는 상하부 PSC 요소에 작용하는 비틀림 모멘트의 T_n값과 복부 파형강판에 작용하는 비틀림 모멘트 T_w값의 합으로 계산할 수 있다.

$$T = T_n + T_w \tag{25}$$

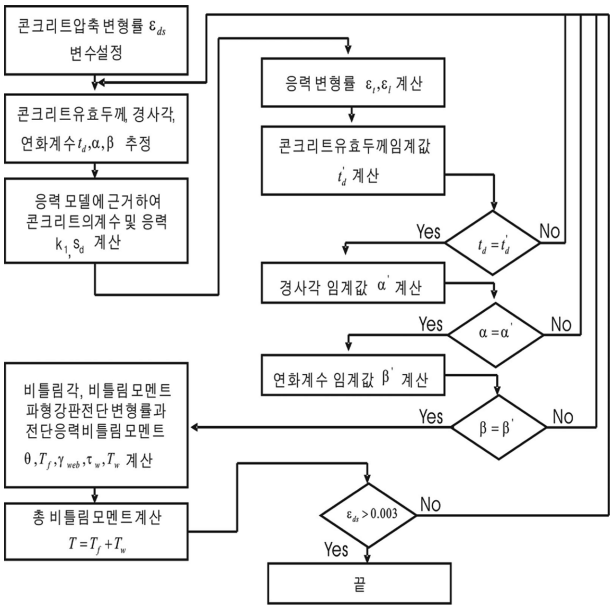

그림 6. 비틀림 해석모델의 프로그램 흐름도

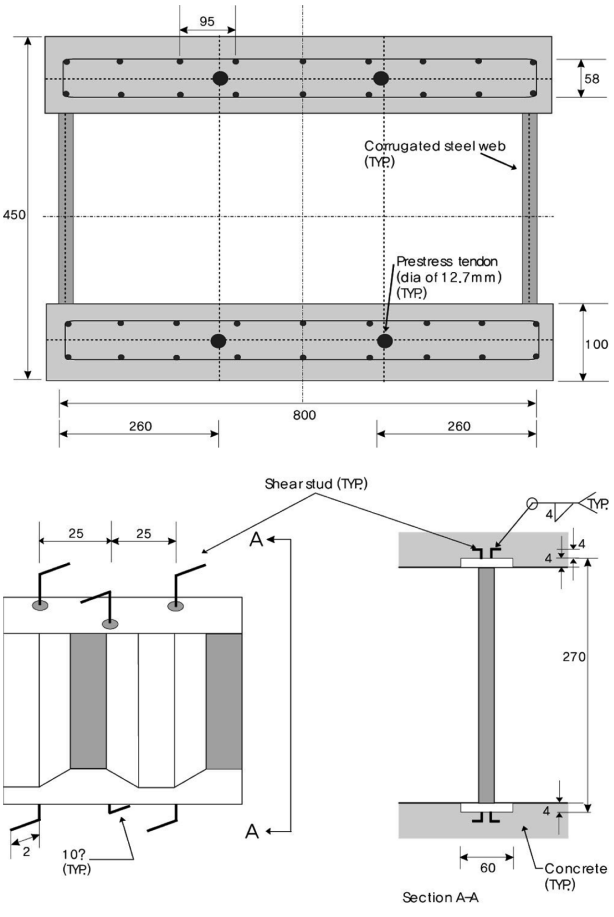

그림 7. 해석모델 검증을 위한 실험체 형상 및 치수

3. 비틀림 해석모델의 구성 및 검증

3.1 비틀림 해석모델의 개요

비틀림 해석모델은 임의로 가정된 연화된 콘크리트의 변위를 입력 값으로 하여 비틀림 모멘트와 비틀림 각을 결과 값이 되도록 프로그래밍 하였다.

복부에 파형강판을 사용한 PSC 박스거더 교량의 요소에 대해 Belarbi와 Hsu(1991), Vecchio와 Collins(1993)가 제안한 연화된 콘크리트의 응력-변형률 관계와 평형 방정식과 적합 방정식, PSC 요소의 비틀림 거동에 대한 트러스 모델 이론을 토대로, 기존의 연화된 콘크리트 및 복부 파형강판의 구성 방정식을 추가하여 비틀림 해석을 수행하였다.

3.2 비틀림 해석모델의 검증

구성된 비틀림 해석모델은 기존에 수행된 부재 실험 및 결과(Mo 등, 2000)와의 비교 및 분석을 통해 합리성을 검증하고자 하였다. 실험체 형상 및 치수는 그림 7과 같다.

실험 변수는 콘크리트의 압축강도와 프리스트레스 힘의 크기 등이며, 실험체의 물성 및 제원은 표 1과 같다.

실험결과의 경우 소산된 에너지는 프리스트레싱이 클수록 높게 나타났고, 최대 비틀림 모멘트 값에 도달하기 이전에는 콘크리트의 압축강도가커질수록 증가하는 경향을 보였다(Mo 등, 2000).

제안된 이론에 의해 연산된 해석결과와 기존에 수행된 실험결과의 비교는 그림 8을 통해 확인할 수 있듯이 비틀림각이 증가함에 따라 비틀림 모멘트가 증가하는 두 모델의

표 1. 기존 실험체의 물성 및 제원

실험체	콘크리트 압축강도 (N/mm^2)	프리스트레스 (kN)	항복 응력 (N/mm^2)			
			파형강판	종방향 철근	횡방향 철근	PS 강재
N5	46.4	61	265	420	600	1100
N8	46.4	99	265	420	600	1100
H5	63.3	66	265	420	600	1100
H8	64.4	96	265	420	600	1100

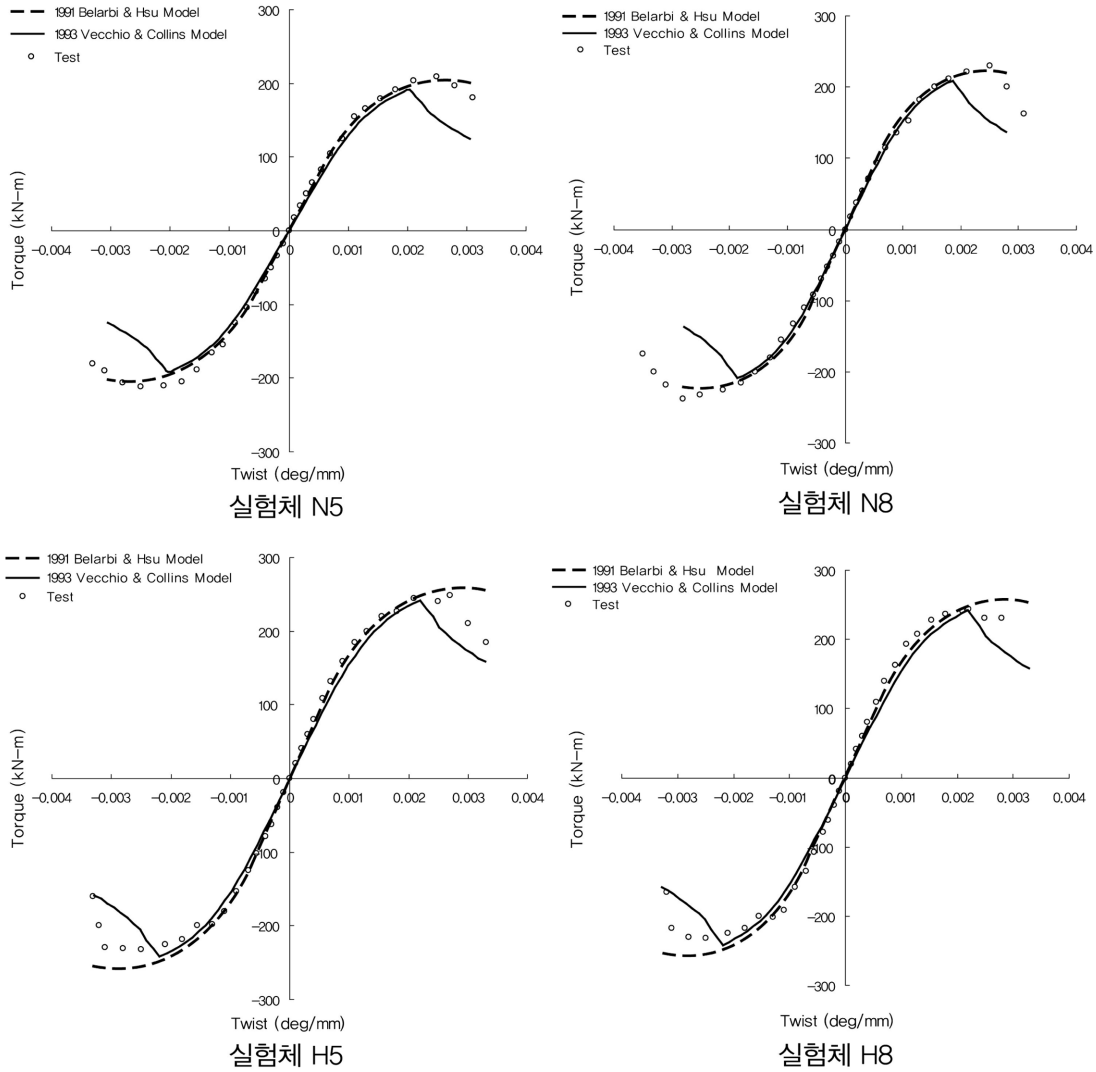

그림 8. 비틀림 해석모델의 타당성 검증

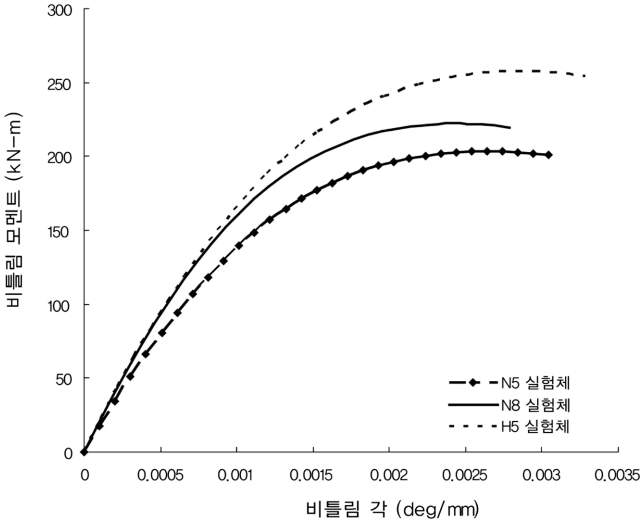

그림 9. 프리스트레스 힘과 압축강도에 따른 곡선의 관계

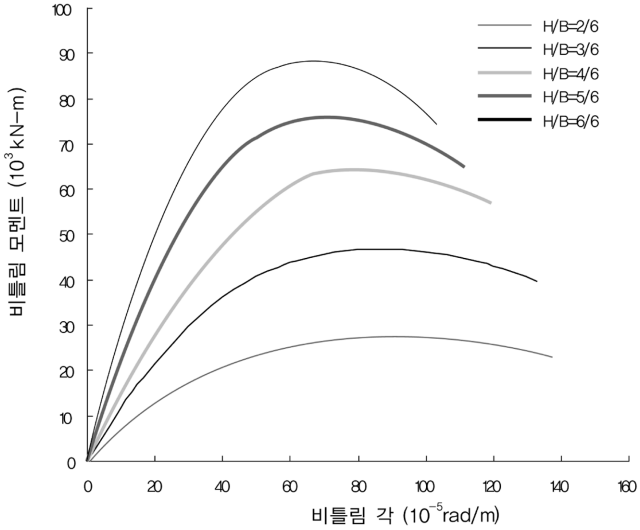

그림 10. 해석단면의 치수 및 형상

해석결과가 실험결과의 T-θ영향과 거의 일치하고, 합리적인 결과 및 경향을 보이는 것으로 판단되어 제안된 해석모델의 적용은 적합한 것으로 판단된다.

3.3 비틀림 해석모델을 이용한 변수해석

실험체 H5, N5는 고강도 콘크리트와 보통 콘크리트의 압축강도가 복부 파형강판 PSC 박스거더 교량의 비틀림 모멘트와 비틀림 각에 미치는 영향을 알 수 있고, 실험체 N5와 N8은 유효 프리스트레스 힘이 비틀림 모멘트와 비틀림 각에 미치는 영향을 확인할 수 있다. 그림 9에서 나타난 것처럼 프리스트레스 힘과 압축강도가 클수록 최대 비틀림 모멘트도 증가함을 알 수 있으나 최대 비틀림 모멘트에 이르는 비틀림 각의 크기는 큰 차이가 발생하지 않는 것을 확인할 수 있다.

4. 단면 형상비(H/B)에 대한 비틀림 해석

4.1 해석개요 및 해석결과

비틀림 해석모델의 타당성 검증을 바탕으로 복부 파형강판 PSC 박스거더 교량의 단면 형상을 고려하여 단면 형상비(H/B)를 변수로 한 해석을 진행하였다.

단면의 폭(B)은 6 m로 일정하게 하고, 높이(H)를 2 m~6 m로 변화 시키면서, 단면 형상비에 대한 변수 해석을 수행하였다.

그림 11은 단면 형상비를 변수로 하여 해석한 T-θ 곡선을 나타낸다. 단면 형상비가 커질수록 최대 비틀림 모멘트의 값은 증가하지만, 최대 비틀림 모멘트에 이르는 비틀림 각의 크기는 감소하는 경향을 보이고 있다.

4.2 비틀림 정수를 이용한 제안식의 비교

비틀림 모멘트와 비틀림 각의 관계는 식(26) 및 식(27)과 같이 표현될 수 있다.

여기서 $4A^2/\oint ds/t_d$ 는 오직 단면에 의해 결정되는 특성이므로 비틀림 정수 J를 이용하여 표현할 수 있다(Galambos, 1988).

$$T = \frac{4A_m^2}{\oint \frac{ds}{t_d}} G\theta \tag{26}$$

$$T = JG\theta \tag{27}$$

여기서, T는 비틀림 모멘트, G는 전단 탄성계수, θ는 비틀

표 2. 사용하중 작용시 비틀림 모멘트의 비교

해석단면 (H/B)	비틀림 각 (10^{-5} rad/m)	비틀림 모멘트 (kN-m)		Anal./Jt
		해석모델 (Anal.)	비틀림 정수 (Jt)	
2/6	4.412	2,936	2,942	0.998
3/6	3.823	4,132	4,413	0.981
4/6	3.311	5,589	5,884	0.949
5/6	2.984	6,628	7,259	0.913
6/6	2.822	7,670	8,826	0.869

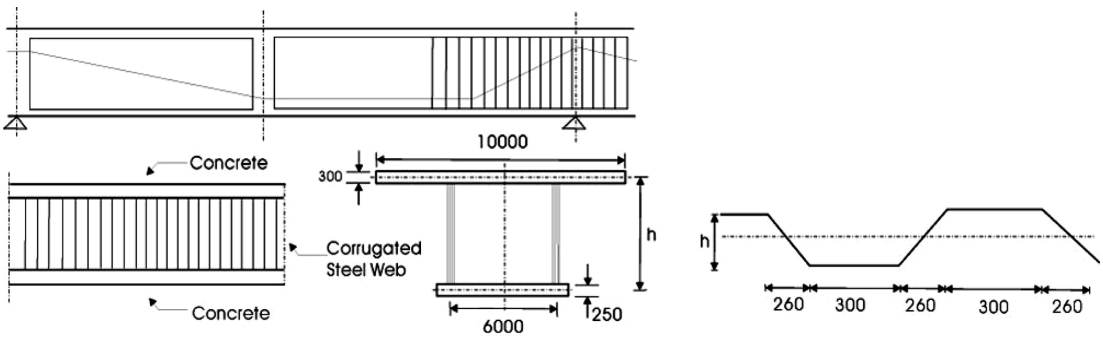

그림 11. 단면 형상비에 따른 곡선

표 3. 사용하중 작용시 부재가 받는 전단응력

해석단면 (H/B)	복부 파형강판 (kN/m^2)			상부 콘크리트 (kN/m^2)			하부 콘크리트 (kN/m^2)		
	해석모델 (Anal.)	계산식	계산식/ Anal.	해석모델 (Anal.)	계산식	계산식 /Anal.	해석모델 (Anal.)	계산식	계산식/ Anal.
2/6	11,122.1	12,250	1.1014	433.8	408	0.9405	524.9	490	0.9335
3/6	10,939.8	12,250	1.1198	465.7	408	0.8761	563.7	490	0.8693
4/6	10,582.3	12,250	1.1576	503.5	408	0.8103	609.9	490	0.8034
5/6	10,081.4	12,250	1.2151	555.7	408	0.7342	673.7	490	0.7273
6/6	9,528.7	12,250	1.2856	591.8	408	0.6894	718.1	490	0.6824

림각을 나타낸다. 복부 파형강판 PSC 박스거더 교량의 경우도 PSC 박스거더 교량의 비틀림 정수식과 관련하여, 비틀림각에 대한 비틀림 모멘트의 값을 계산할 수 있다(Combault. J. *et al*., 1993).

$$J = \frac{4A_m^2}{\left(\frac{h}{n_s t_1} + \frac{b}{t_2} + \frac{h}{n_s t_3} + \frac{b}{t_4}\right)} \tag{28}$$

표 2는 단면 형상비에 따라 사용하중을 선형적으로 증가시키며 각각의 비틀림각과 비틀림 모멘트의 관계를 구성된 해석모델을 통하여 산출한 결과와 함께 비틀림 정수를 이용하여 계산된 결과를 함께 제시하고 있다.

해석모델에 의해 계산된 비틀림 모멘트와 비틀림 정수를 이용하여 얻어진 비틀림 모멘트를 비교한 결과, 단면 형상비가 커질수록 해석모델에 의한 비틀림 모멘트 값은 작아지며, 비틀림 정수에 의해 얻어진 비틀림 모멘트의 값과 다소 차이가 나타남을 확인할 수 있다. 이것은 콘크리트 플랜지 중심 높이가 커짐에 따라 비틀림 강성이 과소평가 되는 것으로, 파형강판의 높이, 즉 복부 파형강판 PSC 박스거더 교량 단면 형상의 변화를 충분히 적용하지 못하는 것으로 판단되며, 대체적으로 단면 형상비가 커질수록 값의 차이가 증가함을 확인할 수 있다.

표 3은 복부 파형강판과 상하부 콘크리트에 작용하는 전단응력을 나타낸다.

4.3 단면 형상비를 고려한 비틀림 정수의 수정계수 제안

표 2와 3에서 확인할 수 있듯이 단면 형상비가 전단응력식과 이와 관련한 비틀림 정수에 영향을 주는 것으로 판단할 수 있으며, 단면이 복부파형강판 PSC 박스거더 교량의 형태일 때, 기존의 전단응력식에 단면 형상비를 고려하면 부재에 작용하는 전단응력과 이와 관련한 비틀림 정수를 보다 합리적으로 나타낼 수 있는 수정식의 제안이 가능하다. 본 연구에서는 선형 회귀분석을 통하여 단면 형상비를 고려한 수정계수를 식 (29)~식 (30)과 같이 도출하였다.

$$J = \frac{4A_m^2}{\left(\frac{h}{n_s t_1(1+\alpha)} + \frac{b}{t_2(1-\alpha)} + \frac{h}{n_s t_3(1+\alpha)} + \frac{b}{t_4(1-\alpha)}\right)} \tag{29}$$

$$\alpha = 0.45\frac{h}{b} - 0.08 \geqq 0 \tag{30}$$

수정계수의 도입에 의하여 수정된 비틀림 정수식이 해석모델에 의한 비틀림 모멘트를 보다 정확하게 예측할 수 있으며, 단면이 복부 파형강판 PSC 박스거더 교량은 수정된 비틀림 정수식을 적용하면 해석결과에 근거한 비틀림 모멘트의 값과 비교하여 볼 때, 비틀림 각에 이르는 비틀림 모멘트의 값을 보다 합리적으로 예측할 수 있음을 의미한다.

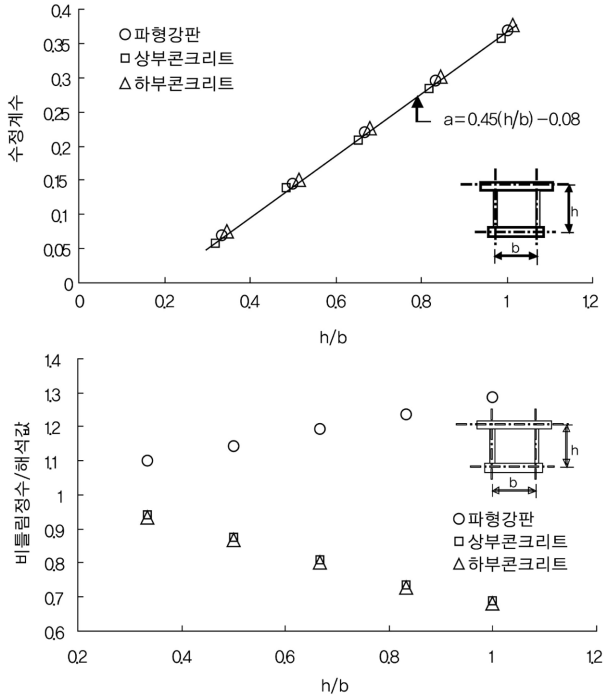

그림 12. 선형 회귀분석 결과

5. 결 론

본 연구에서는 공간트러스 모델을 이용하여 복부 파형강판을 사용한 PSC 복합교량의 비틀림 해석모델을 구성하였는데 평형 방정식과 함께 철근콘크리트 및 프리스트레스트 콘크리트 요소의 연화효과가 고려되었다. 이와 함께 구성방정식을 포함한 해석 모델은 프리스트레스된 복부 파형강판 구조의 특성을 합리적으로 반영하고 있다.

제안된 해석 모델과 해석 방법에 따라 비틀림 거동에 대한 수치해석을 수행하고 그 결과를 파형강판 PSC 복합거더의 비틀림 실험 결과와 비교 분석하여 해석모델의 적합성을 검토하고, 변수해석을 통하여 비틀림 정수와 관련한 수정식을 제안하였다. 이와 같은 본 연구의 결론은 다음과 같다.

1. 복부 파형강판 PSC 박스거더 교량에 작용하는 총 비틀림 모멘트는 상하부 콘크리트 요소에 작용하는 비틀림 모멘

트의 값과 복부 파형강판에 작용하는 비틀림 모멘트 값의 합으로 계산할 수 있다.

2. 제안된 연화된 콘크리트의 응력-변형률 관계(Belarbi외, 1991; Vecchio외, 1993)와 평형 방정식과 적합 방정식, PSC 요소의 비틀림 거동에 대한 트러스 모델에 근거한 해석결과는 실험결과와 부합하는 것으로 나타났다.
3. 프리스트레스 힘과 압축강도가 클수록 최대 비틀림 모멘트도 증가함을 알 수 있으나 최대 비틀림 모멘트에 이르는 비틀림 각의 크기는 큰 차이가 발생하지 않는 것을 확인할 수 있다.
4. 구성된 해석모델을 이용하여 복부 파형강판을 갖는 PSC 박스거더의 단면 형상비(H/B)에 다른 변수해석을 수행하고 이를 바탕으로 탄성영역에서의 비틀림 거동 예측을 위한 비틀림 정수의 수정계수를 도출하였다.

참고문헌

이한구 (2006) **복부 파형강판을 사용한 PSC 복합교량의 비틀림 해석 연구**, 석사학위논문, 서울대학교.

服部政昭, 大浦 陸 (1991) 波形鋼板ウエブを用いた PC 純桁の一試 設計, **第 2 回プレストレストコンクリートの展に閉するシンポジウム論文集**, pp. 53-58.

Anserson, Paul (1934) Experiments with concrete in torion, *Transaction, ASCE*, Vol. 100, pp. 949-983

Belarbi, A. and Hsu, T.T.C. (1991) *Constitutive Laws of Reinforced Concrete in Biaxial Tension-Compression*, Research Report UHCEE 91-22, Univ. of Houston.

Bredt, R. (1896) *Kristische Bemerkungen zur Drehungselastizitat*, Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure (Dsseldorf), Vol. 40, No. 28, pp. 785-790

Collins, M.P. and Mitchell, D. (1980) Shear and torsion design of prestressed and non-prestresed concrete beams, *J. PCI.*, Vol. 25, No. 5, pp. 32-100.

Combault, J. (1992) シャロール近くのモーブレ高架橋, *プレストレストコンクリート*, Vol. 34, No. 1, pp. 63-7l.

Combault, J. et al. (1993) Box-girders using corrugated steel webs and balanced cant1lever construction, *FIP Symposium kytyo*, pp. 417-424.

Cowan, Henry, J. (1959) Elastic theory for torsional strength of rectangular reinforced concrete beams, *Magazines of Concrete Research(London)*, Vol. 2, No. 4, , pp. 3-8.

Galambos, T.V. (1998) *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structure*, John Wiley & Sons, Inc., New York,

Hsu, Thomas T.C. (1968) Torsion of structural concrete- behavior of reinforced concrete rectangular members, *Torsion of Structural Concrete*, *SP-18*, American Concrete Institute, Detroit, pp. 261-306.

Hsu, Thomas T.C. and Mo, Y.L. (1983) *Softening of Concrete in Prestressed Members Subjected Torsion*, Research Report No. UHCHE 83-17, Department of Civil Engineering, University of Houston, p. 55.

Hsu, Thomas T.C. (1984) *Torsion of Reinforced Concrete*, Van Nostrand Reinhold Co., New York, p. 516.

Hsu, Thomas T.C., and Mo, Y.L. (1985a) Softening of concrete in torsion members-theory and tests, *ACI Journal*, *Proceedings*. Vol. 82, No. 3, pp. 290-303.

Hsu, Thomas T.C. and Mo, Y.L. (1985b) Softening of concrete in torsional members-prestressed cocrete, *ACI Journal*, *Proceedings* Vol. 82, No. 5, pp. 603-615.

Lampert, P. and Thrliman, B. (1968) *Torsion Tests of Reinforced Concrete Beams (Torsionversuche an Stahlbetonba lken)*, Report No. 6506-2, p. 101.

Masayasu, K., Yoichi, S., Kinishi, K., and Masaaki, H. (1994) Design and construction of the shinkai bridge-prestressed concrete bridge using corrugated steel webs, *Bridge and Foundation*, pp. 13-20.

Mo, Y.L., Jeng, C.H., and Chang, Y.S. (2000) Torsional behavior of prestressed concrete box-girder bridges with corrugated steel webs, *ACI Journal*, *Proceedings* Vol. 97, No. 6, pp. 849-859.

Rausch, E. (1929) *Design of Reinforced Concrete in Torsion (Berechnung des Eisen betons gegen Verdrehung)*, PhD thesis, Technische Hochschule, Berlin, p. 53.

Vecchio, F.J. and Collins, M.P. (1986) The Modified compression field theory for reinforced concrete elements subjected shear, *ACI Journal*, *Proceedings*, Vol. 83, No. 2, pp. 219-231.

Vecchio, F.J. and Collins, M.P. (1993) Compression response of cracked reinforced concrete, *Journal of Structural Engineering*, *ASCE*, Vol. 119, No. 12, pp. 3590-3610.

(접수일: 2007.7.30/심사일: 2007.11.29/심사완료일: 2008.2.12)