다양한 공정과 거더 단면 특성을 고려한 PSC 교량의 장기처짐 예측

Prediction of Long-term Deflection of Prestressed Concrete Bridges Considering Various Construction Processes and Girder Section Characteristics

이주하*

Lee, Joo Ha*

Abstract

Many prediction models for the long-term deflection and camber of prestressed concrete (PSC) bridges are presented in various specifications, manuals, guidelines, and research publications. However, most these models are difficult to use in practice and often contain input factors whose accurate values are difficult to obtain. In contrast, the Precast/Prestressed Concrete Institute provides a simple method of obtaining long-term deflection using coefficients. However, even this simple method does not completely consider various construction processes and girder section characteristics. Therefore, in this study, we take both these factors into account and suggest long-term factors that can predict the deflection or camber of PSC bridges at any time. In order to verify the proposed coefficients, we compared the long-term behavior analysis results of actual bridges obtained using a finite element analysis with the results predicted by the proposed coefficients. As a result, the long-term behavior of PSC bridges with various construction processes and girder shapes can be predicted easily and reliably through the proposed coefficients.

Key words : Prestressed Concrete, Bridges, Long-term Behavior, Deflection, Camber

요 지

다양한 기준들과 많은 연구자들에 의해 프리스트레스트 콘크리트(PSC) 교량의 장기처짐이나 솟음에 대한 예측식들이 제시되고 있다. 하지만 대부분의 장기거동 예측식들이 실무에서 적용하기에 다소 복잡하며 정확한 값으로 입력하기에는 어려움이 있는 인자들을 포함하는 경우가 많다. 반면에 PCI (Precast / Prestressed Concrete Institute)에서는 탄성처짐에 계수를 곱하여 장기처짐을 구하는 간단한 방법을 제시하고 있다. 하지만 이 방법은 다양한 건설 공정과 거더 단면 특성을 제대로 반영하지 못하고 있다. 따라서 본 연구에서는 이러한 문제점을 보완하여 현대의 거더 단면 특성과 다양한 시공 일정을 고려하여 어떠한 시점에서도 PSC 교량의 처짐이나 솟음을 예측할 수 있는 계수를 제시하였다. 제시된 장기거동 계수의 검증에 위해 실제 시공된 교량에 대해 유한요소해석 프로그램을 이용한 장기거동 해석을 수행하고 그 결과를 비교하였다. 결과적으로, 제안된 계수를 통해 다양한 공정과 거더 형상을 지닌 PSC 교량의 장기거동을 간편하면서도 신뢰성 높게 예측 가능할 것으로 판단된다.

핵심용어 : 프리스트레스트 콘크리트, 교량, 장기거동, 처짐, 솟음

1. 서 론

콘크리트와 강재의 재료성능 향상과 컴퓨터를 활용한 구조 설계 기술의 발전으로 프리스트레스트 콘크리트(PSC) 교량의 적용이 날로 증가하고 있다. 이러한 PSC 교량에서 발생하는

장기적인 변형은 차량 및 철도의 주행성과 같은 교량의 사용성에 직접적인 영향을 미치므로 그 예측이 매우 중요하다. 특히 고속 철도의 경우 교량의 장기변형으로 인해 발생하는 철도궤도구조의 미소한 변형도 철도의 주행성과 안전성에 심각한 문제를 초래할 수 있으므로 교량의 설계 및 사용 단계 모두에서 시간

*교신저자, 정회원, 수원대학교 건설환경에너지공학부 조교수(Tel: +82-31-220-2159, Fax: +82-31-220-2522, E-mail: leejooaha@suwon.ac.kr)
Corresponding Author, Member, Assistant Professor, Department of Civil and Environmental Engineering, The University of Suwon

의존적 변형을 정확히 예측할 필요가 있다(Bae et al., 2017).

하지만 콘크리트 구조물의 시간 의존적 변형을 정확히 예측하는 것은 거의 불가능에 가깝다. 사용재료와 시공조건, 그리고 온도와 습도 등 환경적 요인에 따라라도 변형량은 크게 달라질 뿐만 아니라 크리프와 건조수축에 대한 명확한 메커니즘이 아직도 밝혀지지 않았기 때문이다. 이에 따라 국내외 여러 설계기준과 연구자들이 다양한 예측식들을 제시하고 있으나 어느 식이 가장 정확하다고 말하기 어려운 실정이며, 크리프나 건조수축에 영향을 미치는 다양한 요인들을 많이 반영한 복잡한 식이라 하더라도 그 정확도는 기대만큼 높지 않다. 특히, 비 프리스트레스(non-prestressed) 부재와는 달리 프리스트레스(prestressed) 부재의 경우 프리스트레스 하중 및 프리스트레스 손실 등을 반드시 고려하여야 한다. 또한 비 프리스트레스 부재와 합성되어 있는 경우는 장기거동 예측이 더욱 까다로워진다(PCI, 2014).

ACI 318 (2014)에서는 PSC 부재의 추가적인 시간 의존적 처짐은 지속하중 하의 콘크리트와 철근의 응력, 콘크리트의 크리프와 건조수축 효과, 그리고 PS 강재의 릴렉세이션(relaxation)을 고려하여 계산할 수 있다는 원론적인 가이드만 있을 뿐 예측식 등을 제시하지 못하고 있다.

일반적으로 실무에서는 여러 기준(ACI 209, 1992; CEB-FIP, 1993; AASHTO, 2007; ACI 318, 2014)에서 제시하고 있는 콘크리트 재료 측면의 크리프 계수 및 건조수축 계산식을 응용하여 PSC 교량의 휨 처짐을 계산하고 있다. 하지만 콘크리트 배합 및 부재 환경에 대한 여러 변수를 고려해야 하는 등 실무에서 사용하기엔 다소 복잡하며 프리스트레스의 영향과 손실에 대한 고려가 미흡하다.

반면에, PCI (2014)에서는 Table 1과 같이 장기처짐계수를 제시하여 PSC 교량의 장기변형 예측을 좀 더 손쉽게 하였다. 하지만 이 매뉴얼에서는 특정 가설시점과 최종 시점에 대해서만 계수를 제시하고 있다. 즉, 거더가설시점은 프리스트레스 도입 후 약 3개월로 가정하여 계수를 산출하였으며, 변형이 수렴하는 최종시점과 가설시점 사이의 임의의 시점에

대한 장기처짐계수는 제시하지 않고 있다. 하지만 실제로는 현장 상황이나 공정에 따라서 거더 가설 시기는 다양해질 수 있으며, 가설시 및 최종 시점 이외에도 처짐을 검토해야 하는 시점은 더 있을 수 있다. 뿐만 아니라 PCI 장기처짐계수는 단면의 다양한 형상에 대한 특성도 반영하지 못하고 있다. PCI의 장기처짐계수는 1977년 Martin (1977)의 연구에 기반한 것으로써 새로운 거더 형상을 지닌 현대 PSC 교량의 단면 특성을 정확히 반영하기에는 무리가 있다.

따라서 본 연구에서는 PCI 장기처짐 계수를 기반으로 하여 다양한 시기와 단면 형상을 반영한 수정된 PCI 장기처짐 계수를 제안하여 설계자로 하여금 PSC 교량의 시간 의존적 변형을 보다 간편하면서도 정확히 예측가능하도록 하였다.

2. 현행 PCI 장기처짐계수

Table 1에 PSC 부재의 장기 처짐 및 처짐 예측을 위해 PCI (2014)에서 제시하고 있는 계수가 나타나 있다. 이 계수들을 즉시처짐값에 곱하여 장기변형을 계산하는 방식이다. 각 계수들의 도출과정은 Martin (1977)의 논문에 잘 나타나 있다. 현행 PCI 장기처짐 계수를 수정 보완하는 과정에 대한 이해를 돕고자 먼저 기존 계수의 도출과정을 간략히 설명하면 아래와 같다.

프리스트레스가 도입되지 않은 일반 RC 부재에서 압축철근이 없는 상태일 때 최종 추가 장기처짐은 탄성처짐의 2배, 즉 기본 계수 $\mu_b = 2.0$ 으로 여러 문헌에서 제시하고 있다(KCI, 2012; ACI 318, 2014). 하지만 PSC 부재의 경우 프리스트레스를 도입하는 시점에서의 자중에 의한 탄성처짐에 장기변형 계수를 곱하기 때문에 재령 28일의 탄성계수 E_c 가 아닌 프리스트레스 하중이 가해지는 시점의 탄성계수 E_{ci} 를 고려하여 Eq. (1)과 같이 계수를 산정한다.

$$\mu_{df} = \frac{E_{ci}}{E_c} \mu_b \quad (1)$$

Table 1. PCI Multipliers (2014)

Description		Without Topping	With Topping
At erection	(1) Deflection (downward) component - apply to the elastic deflection due to the member weight at release of prestress	1.85	1.85
	(2) Camber (upward) component - apply to the elastic camber due to prestress at the time of release of prestress	1.80	1.80
Final	(3) Deflection (downward) component - apply to the elastic deflection due to the member weight at release of prestress	2.70	2.40
	(4) Camber (Upward) component - apply to the elastic camber due to prestress at the time of release of prestress	2.45	2.20
	(5) Deflection (downward) - apply to elastic deflection due to superimposed dead load only	3.00	3.00
	(6) Deflection (downward) - apply to elastic deflection caused by the composite topping	-	2.30

이 때 E_{ci} 는 E_c 의 약 85%이며, $\mu_b = 2.0$ 이므로 $\mu_{df} = 1.7$ 이다. 따라서 Table 1에서 보는 바와 같이, 최종시점의 처짐에 대한 계수는 $1 + \mu_{df} = 2.7$ 이다.

PCI (2014)에서는 타설 이후 가설시까지의 기간을 약 30 ~ 60일로 가정하였고, 이 기간 동안 크리프나 건조수축 같은 장기거동의 주요 인자가 되는 값들이 최종값의 약 40~60%가 발현된다고 판단하여 평균값인 50%를 사용하여 다음의 Eq. (2)와 같이 가설시의 장기처짐계수를 제시하였다.

$$1 + \mu_{de} = 1 + 0.5\mu_{df} \quad (2)$$

따라서 가설시 처짐에 대한 계수는 $1 + 0.5(1.7) = 1.85$ 이다.

한편 PCI (2014)에서 솟음에 대한 계수를 도출할 때 프리스트레스 손실을 고려하였다. 즉, 프리스트레스를 도입하는 시점의 탄성솟음에 계수를 곱하여 장기솟음을 구하는 방식은 앞서 Eq. (1)과 동일하나, 지속하중에 해당하는 프리스트레스가 시간이 지남에 따라 작아지는 프리스트레스 손실을 고려하는 것이다. 이 때 최종시점의 프리스트레스 손실율은 약 15%가 발생하는 것으로 간주하였다. 따라서 Eq. (1)의 μ_{df} 를 이용하여 다음과 같이 나타내었다.

$$\mu_{pf} = \mu_{df} \frac{P}{P_0} \quad (3)$$

따라서 최종시점에서 프리스트레스에 의한 솟음에 대한 계수는 $1 + \mu_{pf} = 1 + 1.7(0.85) = 2.45$ 이다.

가설시 프리스트레스에 의한 솟음에 대한 계수는 Eq. (2)가 도출된 방식과 동일한 방법으로 유도된다. 즉, 프리스트레스 손실은 콘크리트의 크리프와 건조수축 등과 같은 장기거동 인자에 지배되므로 이러한 장기거동 인자들이 가설시점에서 50%만 발생하였다면 프리스트레스 손실 역시 전체 손실량 15% 중 50%만 발생하게 된다. 이를 Eq. (3)에 적용하여 가설시의 프리스트레스에 의한 솟음에 대한 계수를 계산하면 다음과 같다.

$$1 + \mu_{pe} = 1 + \mu_{de}(1 - 0.15 \times 0.50) \quad (4)$$

따라서 가설시 프리스트레스에 의한 솟음에 대한 계수는 $1 + \mu_{pe} = 1 + 0.85(0.925) \approx 1.80$ 이다.

추가 지속 고정하중에 의한 장기처짐은 크리프에 따른 것이므로 기본 계수 $\mu_b = 2.0$ 을 그대로 이용하여 다음의 Eq. (5)와 같이 도출된다.

$$1 + \mu_{sdf} = 1 + 2.0 = 3.0 \quad (5)$$

이와 더불어 PCI (2014)에서는 합성 슬래브(composite

topping)가 있는 부재에 대해서는 이로 인해 증가되는 단면2차모멘트의 효과를 고려한 계수를 별도로 제시하고 있다. 즉, 아래의 Eqs. (6) and (7)과 같이, 토핑(topping)이 시공되는 가설이후부터 최종시점 사이의 장기계수에 비합성단면과 합성단면의 단면2차모멘트 비를 곱하여 토핑이 부재의 처짐과 솟음에 미치는 효과를 고려하는 것이다.

$$\mu_{dfc} = \mu_{de} + (\mu_{df} - \mu_{de}) \left(\frac{I_o}{I_c} \right) \quad (6)$$

$$\mu_{pfc} = \mu_{pe} + (\mu_{pf} - \mu_{pe}) \left(\frac{I_o}{I_c} \right) \quad (7)$$

이 때 PCI (2014)에서는 토핑의 두께를 2 inch로 전제하고 일반적으로 사용되는 부재에 대해 I_o/I_c 의 값을 0.65로 가정하였다. 따라서 Eqs. (6) and (7)에 이 값을 대입하여 정리하면 합성 슬래브가 있는 부재의 처짐과 솟음에 대한 최종 계수는 Table 1에서 보는 바와 같이 각각 2.40과 2.20이 된다.

3. 수정 PCI 장기처짐계수 제안

3.1 시간에 따른 장기처짐계수 수정

앞서 언급한 바와 같이 PCI (2014)의 장기처짐 계수는 가설시와 최종 시점의 계수값만을 제시하고 있다. 이 때 가설시기는 타설 후 30 ~ 60일로 가정하고 있다. 하지만 실제로는 현장 여건에 따라 가설 시기는 매우 유동적일 수 있다. 뿐만 아니라 가설이후와 최종 시점 사이의 임의 시점에서 발생하는 솟음이나 처짐량을 사전에 예측한다면 중요 공정에 대한 현장 시공 관리가 가능하며 구조물의 사용중에는 유지보수에 활용할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 임의 시점에서의 크리프 및 건조수축 발현율을 합리적으로 도출하여 콘크리트 타설 이후 어느 시점에서든 적용가능한 장기 계수를 제안하였다. Eqs. (2) and (4)를 아래와 같이 시간에 따른 크리프 및 건조수축의 발현율 r_t 를 이용하여 수정하였다.

$$1 + \mu_{dt} = 1 + r_t \times \mu_{df} \quad (8)$$

$$1 + \mu_{pt} = 1 + \mu_{de}(1 - 0.15 \times r_t) \quad (9)$$

여기서, t 는 타설 후 임의의 시점까지의 시간을 나타낸다. 또한 μ_{dt} 와 μ_{pt} 는 임의의 시점 t 에서 각각 자중과 프리스트레스 하중에 의해 발생하는 추가 장기 처짐과 솟음에 대한 계수이며, μ_{df} 는 PCI (2014)에서와 마찬가지로 1.7의 값을 사용한다. 가설때의 시간을 $t(e)$ 라고 하면, 가설시의 처짐과 솟음에 대한 계수는 Eqs. (8) and (9)에 $t(e)$ 를 대입하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$1 + \mu_{dt(e)} = 1 + r_{t(e)} \times \mu_{df} \quad (10)$$

$$1 + \mu_{pt(e)} = 1 + \mu_{dt(e)} (1 - 0.15 \times r_{t(e)}) \quad (11)$$

또한 임의의 시점에서 추가 고정하중에 의한 장기처짐 계수는 다음의 Eq. (12)과 같이 나타낼 수 있다.

$$1 + \mu_{sdt} = 1 + r_{[t-t(s)]} \times \mu_{sdf} \quad (12)$$

여기서, μ_{sdt} 는 임의의 시점 t 에서 추가 고정하중에 의해 발생하는 추가 장기처짐 계수이며, $t(s)$ 는 추가 고정하중이 적용된 시점을 나타낸다. μ_{sdf} 는 PCI (2014)에서와 마찬가지로 2.0의 값을 사용한다.

시간에 따른 크리프 및 건조수축의 발현율 r_t 를 구하기 위해 ACI 209R-92 (1992)에서 제시하고 있는 크리프 및 건조수축 예측식을 활용하였다. 표준 조건하에서 크리프와 건조수축의 임의의 시점에서의 값과 최종값과의 관계는 다음과 같이 나타내고 있다.

$$v_t = \frac{t^{0.6}}{10 + t^{0.6}} v_u \quad (13)$$

$$(\epsilon_{sh})_t = \frac{t}{35 + t} (\epsilon_{sh})_u \quad (14)$$

여기서, t = 시간(일), v_t = 임의의 시점 t 에서 크리프 계수, v_u = 최종 크리프 계수, $(\epsilon_{sh})_t$ = 임의의 시점 t 에서 건조수축 변형률, $(\epsilon_{sh})_u$ = 최종 건조수축 변형률.

장기처짐과 솟음은 크리프와 건조수축의 영향을 모두 동시에 받는다. 따라서 시간에 따른 크리프 및 건조수축의 발현율 r_t 는 Eqs. (13) and (14)의 평균값을 선택하여 Eq. (15)와 같이 도출하였다. 최종 시점에서의 크리프 및 건조수축 발현율은 100%로 간주하여 r_t 는 1.0의 값을 갖는다.

$$r_t = \frac{1}{2} \left(\frac{t^{0.6}}{10 + t^{0.6}} + \frac{t}{35 + t} \right) \quad (15)$$

3.2 합성 단면에 따른 장기처짐계수 수정

앞서 언급한 바와 같이, PCI (2014)에서는 합성 슬래브 부재에 대해 토핑의 두께를 2 inch로 전제하고 단면의 형상과는 상관없이 모든 경우에 대해 I_o/I_c 의 값을 0.65로 사용하고 있다. 하지만 현대의 교량 슬래브 두께 및 거더 형상의 다양성을 고려해 봤을 때, PCI (2014)에서 합성 슬래브가 있는 부재에 대해 가정한 전제들은 현재의 교량 특성을 충분히 반영하고 있다고 보기 어렵다. 따라서 실제로 최근 시공되어

지고 있는 교량의 대표 단면 형상을 분석하고 이를 반영한 장기 계수를 제시하고자 한다.

현재 한국에서 단경간 철도 교량에 일반적으로 쓰이고 있는 거더 단면들 중 대표 단면으로써 I형, Box형, Wide flange Prestressed Concrete (WPC) 단면을 경간장별로 분석하였다(Fig. 1). 또한 일반적으로 거더 상부면에 두께 280 mm의 슬래브가 타설되는 것이 보편화되어 있음을 감안하여 토핑 두께를 2 inch가 아닌 280 mm로 적용하여 단면2차모멘트를 산출하였다. 각 거더 단면 형태별로 경간장에 따른 비합성 및 합성 단면의 단면2차모멘트비를 Fig. 2에 나타냈다. 경간장이 커짐에 따라 단면2차모멘트비도 증가하는 경향을 나타내며, 기존 PCI (2014)에서 가정한 단면2차모멘트비 0.65와는 다소 차이가 있음을 확인할 수 있다. 단면 형상별로 큰 차이를 보이고 있지 않으므로, 설계 편의성을 위해 이를 경간장 $L(m)$ 에 대한 함수로 Eq. (16)과 같이 나타냈다.

$$\frac{I_o}{I_c} = 0.0028 \times L + 0.4358 \quad (16)$$

이에 따라, 토핑 시공으로 단면이 합성 단면이 되는 시점을 $t(c)$ 라고 하면, 합성 단면의 처짐과 솟음에 대한 장기거동 계수는 Eqs. (6) and (7)을 수정하여 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$$1 + \mu_{dtc} \quad (17)$$

$$= 1 + \mu_{dt(c)} + (\mu_{dt} - \mu_{dt(c)}) \left(\frac{I_o}{I_c} \right) \\ = 1 + \mu_{dt(c)} + (\mu_{dt} - \mu_{dt(c)}) (0.0028 L + 0.4358)$$

$$1 + \mu_{ptc} \quad (18)$$

$$= 1 + \mu_{pt(c)} + (\mu_{pt} - \mu_{pt(c)}) \left(\frac{I_o}{I_c} \right) \\ = 1 + \mu_{pt(c)} + (\mu_{pt} - \mu_{pt(c)}) (0.0028 L + 0.4358)$$

이와 더불어 토핑에 의한 장기처짐 계수는 단면2차모멘트비를 고려해야 한다. 왜냐하면 계수가 곱해지는 토핑에 의한 탄성처짐량은 비합성단면에 대한 값이지만 합성 단면으로 거동하는 장기처짐량은 단면2차모멘트 증가에 따른 영향을 받기 때문이다. 따라서 임의의 시점 t 에서 토핑에 의한 추가 장기처짐에 대한 계수 μ_{tt} 는 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$$1 + \mu_{tt} = 1 + \mu_{sdt} (0.0028 L + 0.4358) \quad (19)$$

결과적으로 Table 1의 PCI (2014) 장기거동 계수를 Table 2와 같이 수정하여 제안하였다.

Fig. 1. Cross Sections of Typical Type of Girders

Fig. 2. Ratio of Non-composite to Composite Moments of Inertia According to Span Length and Girder Type

Table 2. Modified PCI Multipliers

Description	Without Topping	With Topping
At erection:		
(1) Deflection (downward) component – apply to the elastic deflection due to the member weight at release of prestress	Eq. (10): $1 + r_{t(e)} \times \mu_{df}$ $= 1 + 1.7r_{t(e)}$	Eq. (10): $1 + 1.7r_{t(e)}$
(2) Camber (upward) component – apply to the elastic camber due to prestress at the time of release of prestress	Eq. (11): $1 + \mu_{dt(e)}(1 - 0.15r_{t(e)})$ $= 1 + 1.7r_{t(e)}(1 - 0.15r_{t(e)})$	Eq. (11): $1 + 1.7r_{t(e)}(1 - 0.15r_{t(e)})$
At certain time:		
(3) Deflection (downward) component – apply to the elastic deflection due to the member weight at release of prestress	Eq. (8): $1 + r_t \times \mu_{df}$ $= 1 + 1.7r_t$	Eq. (17): $1 + \mu_{dt(c)} + (\mu_{dt} - \mu_{dt(c)})(0.0028L + 0.4358)$ $= 1 + 1.7r_{t(c)} + 1.7(r_t - r_{t(c)})(0.0028L + 0.4358)$
(4) Camber (upward) component – apply to the elastic camber due to prestress at the time of release of prestress	Eq. (9): $1 + \mu_{dt}(1 - 0.15r_t)$ $= 1 + 1.7r_t(1 - 0.15r_t)$	Eq. (18): $1 + \mu_{pt(c)} + (\mu_{pt} - \mu_{pt(c)})(0.0028L + 0.4358)$ $= 1 + 1.7r_{t(c)}(1 - 0.15r_{t(c)})$ $+ 1.7[r_t(1 - 0.15r_t) - r_{t(c)}(1 - 0.15r_{t(c)})](0.0028L + 0.4358)$
(5) Deflection (downward) – apply to elastic deflection due to superimposed dead load only	Eq. (12): $1 + r_{[t-t(s)]} \times \mu_{sdf}$ $= 1 + 2.0r_{[t-t(s)]}$	Eq. (12): $1 + 2.0r_{[t-t(s)]}$
(6) Deflection (downward) – apply to elastic deflection caused by the composite topping	N.A.	Eq. (19): $1 + \mu_{sdt}(0.0028L + 0.4358)$ $= 1 + 2.0r_{[t-t(c)]}(0.0028L + 0.4358)$
Final:		
(7) Deflection (downward) component – apply to the elastic deflection due to the member weight at release of prestress	Eq. (8): $1 + 1.7r_t$ $= 1 + 1.7r_\infty = 2.7$	Eq. (17): $1 + 1.7r_{t(c)} + 1.7(r_\infty - r_{t(c)})(0.0028L + 0.4358)$ $= 1 + 1.7r_{t(c)} + 1.7(1 - r_{t(c)})(0.0028L + 0.4358)$
(8) Camber (upward) component – apply to the elastic camber due to prestress at the time of release of prestress	Eq. (9): $1 + 1.7r_t(1 - 0.15r_t)$ $= 1 + 1.7r_\infty(1 - 0.15r_\infty)$ $= 2.45$	Eq. (18): $1 + 1.7r_{t(c)}(1 - 0.15r_{t(c)})$ $+ 1.7[r_\infty(1 - 0.15r_\infty) - r_{t(c)}(1 - 0.15r_{t(c)})](0.0028L + 0.4358)$ $= 1 + 1.7r_{t(c)}(1 - 0.15r_{t(c)})$ $+ 1.7[0.85 - r_{t(c)}(1 - 0.15r_{t(c)})](0.0028L + 0.4358)$
(9) Deflection (downward) – apply to elastic deflection due to superimposed dead load only	Eq. (12): $1 + 2.0r_{[t-t(s)]}$ $= 1 + 2.0r_\infty = 3.0$	Eq. (12): $1 + 2.0r_\infty = 3.0$
(10) Deflection (downward) – apply to elastic deflection caused by the composite topping	N.A.	Eq. (19): $1 + 2.0r_\infty(0.0028L + 0.4358)$ $= 1 + 2(0.0028L + 0.4358)$

4. 수정 PCI 장기처짐계수 검증

제안된 PCI 수정계수를 검증하기 위하여 실제로 시공된 교량을 대상으로 장기 거동 예측을 수행하였다. 현장 계측 데이터가 존재하지 않는 관계로 수치해석을 통해 각 시공단 계별 처짐 또는 솟음량을 예측하였으며, 이를 기존의 PCI 계수와 본 연구에서 제안한 수정 PCI 계수를 적용하여 구한 결과들과 비교하였다. 수치해석을 위해서 범용 유한요소해석 프로그램인 MIDAS Civil을 사용하였다. 이미 여러 문헌들을 통해 MIDAS Civil의 유효성은 충분히 검증된 바 있다

며, 일반적으로 유한요소해석 프로그램을 통한 장기거동 예측은 PCI 장기처짐 계수를 이용한 간편 예측보다 더 정확한 결과를 나타내는 것으로 알려져 있다(Grigorjeva et al., 2011; Zhang, 2013; Yue et al., 2014).

수치해석을 위한 모델링 구축에는 MIDAS Civil의 데이터베이스에 내장되어있는 재료모델을 사용하였다. 교량 A와 B에 사용된 콘크리트와 강재의 종류와 일치하도록 KS규격에 따라 거더 콘크리트에는 C40, 슬래브 콘크리트에는 C27을 적용하였으며, 강재는 SWPC7B 지름 15.2 mm의 강연선을 적용하였다. 구조계산서 및 도면자료를

사용하여 교량 A, B의 거더 및 슬래브 형상을 구성하였으며, 강연선의 배치는 MIDAS Civil의 Tendon profile 옵션의 3-D Input type으로 거더 Node에 대해 강연선의 실제 좌표를 설정하여 배치하였다. 콘크리트의 시간의존적 거동인 크리프 및 건조수축을 반영하기 위하여 CEB-FIP MC90 모델을 적용시켰다. 또한 강재의 릴렉세이션을 위해서는 Magura 45 모델을 적용시켜 시간에 따른 프리스트레스 손실을 반영하였다.

검증 대상 교량 A는 경간 38.8 m의 WPC형식이 적용되었으며, 교량 B는 경간 34 m의 I-girder 형식으로 시공되었다. 교량 A와 B의 중앙 경간에서 단면 상세는 Fig. 3에서 보는 바와 같다. 각 교량의 시공 스케줄과 탄성처짐(숫음)량이 Tables 3과 4에 나타나 있다.

Table 3. Time from Casting of Each Event for Bridges A and B

Construction event	Time from casting (days)	
	bridge A	bridge B
Release of prestress	1	1
Erection ($t(e)$)	30	150
Topping ($t(c)$)	240	157
1 st random time (t_1)	270	180
Superimposed dead load ($t(s)$)	390	360
2 nd random time (t_2)	700	1000
Final	Over 10000	Over 10000

Fig. 3. Cross Section of Bridges for Verification of Proposed Multipliers

Table 4. Elastic Deformation of Bridges A and B

Load	Camber (+) or Deflection (-)	
	bridge A	bridge B
Self weight	-22.3	-16.5
Prestressing force	+46.1	+35.3
Topping	-8.0	-7.5
Superimposed dead load	-2.5	-2.65

Fig. 4에 수치해석, PCI (2014), 그리고 본 연구에서 제안한 수정 PCI 계수를 적용하여 도출한 시공단계별 장기 숫음값을 나타냈다. Fig. 4에서 보는 바와 같이, 수정 PCI 계수는 임의의 어떤 시점에서든 처짐값 예측이 가능하기 때문에 수치해석 결과 그래프와 유사한 양상을 나타내고 있다. 하지만 기존의 PCI (2014) 계수는 거더 거치 시점과 최종 시점의 계수만을 제시하므로 그 사이의 다른 시점에서의 처짐값 예측은 다소 힘든 상황이며 그 결과 그래프 양상도 수치해석 결과와 차이를 보이는 것으로 나타났다.

Table 3에 나타나 있듯이, 교량 A의 거더 거치 시점은 콘크리트 타설 후 30일인 반면에 교량 B는 150일로 상대적으로 타설 후 오랜 시간이 지난 시점에 거더가 거치되었다. 이 경우 거더 거치 시점의 크리프 및 건조수축 발현량은 큰 차이를 보이지만 기존의 PCI (2014) 계수를 적용시 교량 A와 B 모두 같은 값을 적용하게 된다. 하지만 수정 제안된 계수는 이 차이를 고려하여 적용하게 된다. 결과적으로 Fig. 4에서

(a) Bridge A

(b) Bridge B

Fig. 4. Prediction of Long-term Behavior by the Proposed Multiplier, PCI (2014), and Numerical Analysis

보듯이, 교량 A에 대해서는 수정 PCI 계수를 적용한 솟음값이 기존 PCI (2014) 계수를 적용한 값보다 작고, 교량 B에 대해서는 크게 나타나 있다.

최종 시점에서의 솟음량을 비교해 보면, 수치해석, 수정 PCI 계수, PCI (2014) 계수 순으로 크게 나타났다. 수치해석 예측값과 비교해 볼 때, 교량 A와 B에 대해 각각 수정 PCI 계수는 10.6%와 14.7%, 그리고 PCI (2014) 계수는 25.9%와 33.1%의 차이를 나타내고 있다. 이에 따라 수정 PCI 계수가 좀 더 정확도 높은 정밀 해석값이라 볼 수 있는 수치해석 결과와 더 유사한 것으로 나타나 정확도 면에서도 향상된

것으로 판단된다.

5. 결 론

PSC 부재의 장기거동 예측을 위한 간편한 방법으로써 PCI (2014)에서 제시하는 계수를 활용하는 방법이 있다. 하지만 PCI (2014) 계수는 거더 거치 및 최종 시점 이외의 시점에 대한 장기 거동 예측이 어려우며, 다양한 시공 프로세스를 고려할 수가 없다. 뿐만 아니라, 현대의 PSC 교량 거더 단면 특성을 반영하고 있지 못하는 실정이다. 이에 기존 PCI 계수

의 간편함은 유지하되 위와 같은 단점은 보완하고 정확도도 향상시킨 새로운 수정 PCI 계수를 제안하였다. 그에 따라 도출된 결론은 아래와 같다.

- (1) 새로운 수정 PCI 계수는 시간에 따른 크리프와 건조수축 발현율을 고려하여 제안되었다. 기존 PCI 계수와는 달리, 실제 거더 거치 시점을 포함한 어떠한 시공 일정도 반영이 가능하다. 더욱이 임의의 시점에서 교량의 처짐(숫음) 예측이 가능하므로, 설계, 시공, 공용 중 어느 단계에서든 활용할 수 있다.
- (2) 기존의 PCI 계수는 합성 단면에 대한 단면2차모멘트비를 0.65의 고정값을 사용하였지만, 본 연구에서는 현대의 PSC 교량에서 실제 사용되는 전형적인 단면들을 경간별로 분석하여 경간장(L)에 대한 함수식으로 나타냈다. 이를 통해 합성 단면의 장기 거동 예측을 좀 더 합리적으로 할 수 있도록 하였다.
- (3) 제안된 수정 PCI 계수의 검증을 위해 실제 시공된 교량에 대한 수치해석을 수행하여 예측값을 비교하였다. 수정 PCI 계수는 기존 PCI 계수에 비해 시간에 따른 장기거동 양상과 최종 숫음값 모두 더 정확한 것으로 나타났다.

위 결과들을 살펴볼 때, 제안된 수정 PCI 계수를 통해 다양한 공정과 거더 형상을 지닌 PSC 교량의 장기거동을 간편하면서도 신뢰성 높게 예측 가능할 것으로 판단된다.

감사의 글

이 논문은 2017학년도 수원대학교 학술진흥연구비 지원에 의한 논문임.

References

ACI Committee 209. (1992). *Prediction of creep, shrinkage and temperature effects in concrete structure*. American Concrete Institute, Farmington Hill, MI, USA.

ACI Committee 318. (2014). *Building code requirements for structural concrete (ACI 318-14) and Commentary*. American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, USA.

American Association of State Highway and Transportation Officials (AASHTO). (2007). *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications*. Washington, DC, USA.

Bae, K.M., Min, K.H., Lee, C.O., and Lim, N.H. (2017). Analysis and improvement of long-term deflection of PSC I girder for railway bridges. *J. Korean Soc. Hazard Mitig.*, Vol. 17, No. 5, pp. 9-15.

Comité Euro-international du Béton-Fédération internationale de la précontrainte (CEB-FIP). (1993). *CEB-FIP Model Code 1990: Design code*. Telford Ltd., London, UK.

Grigorjeva, T., Juozapaitis, A., and Kamaitis, Z. (2011). Static analysis and simplified design of suspension bridges having various rigidity of cables. *Journal of Civil Engineering and Management*, Vol. 16, No. 3, pp. 363-371.

Korea Concrete Institute (KCI). (2012). *Structural concrete design code*. Korea Concrete Institute, Seoul (in Korean).

Martin, L.D. (1977). A rational method for estimating camber and deflection of precast prestressed members. *PCI Journal*, Vol. 22, No. 1, pp. 100-108.

Precast/Prestressed Concrete Institute (PCI). (2014). *Bridge Design Manual* (3rd ed.). Second Release, Chicago, IL, USA.

Yue, J., Wu, X., and Huang, X. (2014). Effects of live load on the deflection of long-span PC continuous rigid-frame highway bridge based on Midas. *Proceedings of 7th International Conference on Intelligent Computation Technology and Automation*, Changsha, China, pp. 944-946.

Zhang, Y. (2013). Orthogonal test analysis on influencing factors of prestressed concrete small box beam camber. *Applied Mechanics and Materials*, Vol. 405-408, pp. 1527-1530.

Received	October 31, 2018
Revised	October 31, 2018
Accepted	November 19, 2018