



## 콘크리트 장기변형의 내·외부 구속에 의한 응력 손실을 및 수정계수 평가의 전산구조해석

연정훈<sup>1)\*</sup> · 김현진<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup>인하대학교 토목공학과

### Numerical Evaluation of Stress Loss Rates and Adjusting Coefficients due to Internal and External Constraints of Concrete Long-Term Deformation

Jung-Heum Yon<sup>1)\*</sup> and Hyun-Jin Kim<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup>Dept. of Civil Engineering, Inha University, Incheon 402-751, Korea

**ABSTRACT** An object oriented numerical analysis program of axial-flexural elements and the step-by-step method (SSM) has been developed to analyze concrete long-term behaviors of structures constrained internally and externally. The results of the numerical analysis for simple and continuous prestressed (PS) concrete box and composite girders, pre-cast slab of continuous steel composite girder, and simple preflex composite girder show that the adjusting coefficient decreases by increasing constraint. The loss rates of pre-tension force were not sensitive but those of pre-compression force were increased rapidly by decreasing adjusting coefficient. This indicates that the design based on the loss rate of pre-tension can over-estimate the pre-compression force in a concrete section constrained internally and externally. The adjusting coefficients which satisfy results of the numerical analysis are 0.35~0.95, and it can be used as an index of constraint of concrete long-term deformation. The adjusting coefficient 0.5 of Bridge Design Specifications can under-estimate residual stress of PS concrete slab, and the coefficient 0.7 or 0.8 of LRFD Bridge Designing Specifications can under-estimate the loss rates of continuous PS concrete girders. The adjusting coefficient of hybrid structures should be less than 0.4.

**Keywords** : composite section, adjusting coefficient, long-term deformation, step-by-step method, numerical structural analysis

### 1. 서 론

콘크리트 구조물의 설계에 대한 새로운 이론 및 공법은 복합재료의 사용과 경계조건의 연속화에 집중되고 있다. 그러나 효율적인 재료 사용을 위해 개발된 여러 합성 단면(composite section)<sup>1-7)</sup>은 콘크리트 장기변형에 대한 내부구속으로 인한 콘크리트 단면의 잔류응력(residual stress)의 평가를 어렵게 한다. 여러 이점으로<sup>8)</sup> 사용이 일반화된 부재의 연속화에 따른 외부구속 또한 콘크리트 장기변형의 추가 구속을 발생시킬 수 있으나, 이에 대한 설계반영은 매우 부족한 상태이다. 1999년부터 콘크리트 구조설계기준<sup>9)</sup>에 도입된 CEB Bulletin<sup>10)</sup>에 기초한 콘크리트 크리프와 건조수축의 규준은 ACI209<sup>11)</sup>의 재료특성과 AASHTO LRFD 설계기준<sup>12)</sup>에 기초한 도로교설계기준<sup>13)</sup>

의 프리스트레스 손실 계산의 검토를 필요로 한다.

크리프와 건조수축의 장기변형에 대한 콘크리트의 해석은 재하재령과 하중의 지속기간에 대한 크리프계수와 노출재령과 노출기간에 기초한 건조수축 변형률 그리고 긴장력의 응력이완에 기초하고 있다. 이러한 장기변형에 대한 콘크리트의 정확한 해석법으로는 단계별계산법(step-by-step method, SSM)<sup>14)</sup>이 적용된다. SSM에서 크리프 변형은 각 재령 단계별로 콘크리트 단면의 탄성변형에 대한 크리프계수 변화로부터 계산되며, 건조수축과 응력이완에 의한 변형과 함께 모든 단계의 변형을 중첩하여 최종 변형이 계산된다. 장기변형에 하나의 단계를 적용하는 직접계산법(one-step method, OSM)으로는 재령수정 유효탄성계수법(age-adjusted effective modulus method, AEMM)<sup>15,16)</sup>과 이완계수법(stress relaxation coefficient method, SRCM)<sup>17)</sup>이 사용될 수 있다. AEMM의 재령계수(aging coefficient)는 연속적인 응력변화와 이에 대한 크리프계수의 적분 식으로부터 유도된다. 반면에 SRCM은 합성단면의 구속단면 특성과 하중조건에 따른 내부구속 효과를

\*Corresponding author E-mail : jyon@inha.ac.kr  
 Received January 23, 2013, Revised March 15, 2013,  
 Accepted March 19, 2013  
 ©2013 by Korea Concrete Institute

반영한 이완계수가 적용된다. 그러나 기존의 이론은 콘크리트 장기변형에 대한 연속화 등의 외부구속의 영향을 반영하지 못하고 있다.

이 논문에서는 합성단면의 연속화에 따른 콘크리트 장기변형의 내·외부 구속이 응력변화에 미치는 영향을 연구하기 위해서 합성단면에 SSM을 적용할 수 있는 객체지향(object oriented) 전산구조해석 프로그램을 사용하였다. 장기변형 특성으로는 2012년 개정된 콘크리트구조설계기준의 크리프 및 건조수축 변형률에 대한 규정과 AASHTO LRFD 설계기준의 응력이완식이 적용되었다. 기존의 설계기준<sup>12,13)</sup>에는 콘크리트 장기변형에 의한 긴장력의 손실에 대한 규정만 있다. 크리프와 건조수축에 의한 콘크리트 장기변형의 구속은 긴장재의 응력손실을 감소시키나, 콘크리트에는 인장 잔류응력의 발생으로 콘크리트에 도입된 선압축(pre-compression)의 손실을 증가시키게 된다. 이 연구에서는 구조형태에 따른 장기변형의 구속에 의한 콘크리트와 강재 단면의 응력변화와 크리프계수에 대한 수정계수(adjusting coefficient)를 평가하였다.

## 2. SSM을 위한 객체지향 전산구조해석

선형탄성 재료의 부정정 경계조건에 대해서는 일반 전산구조해석 프로그램으로 가능하다. 서로 다른 재령과 위치에 도입되는 단면의 구성 그리고 장기변형과 긴장력의 변화 등의 내력에 의한 해석은 요소마다 반응에 따라 다른 재료이력이 주어지는 유한요소법이 사용되어야 한다. 그러나 균열이 발생하지 않는 단면에 대한 유한요소법의 적용은 비경제적이며, 복잡한 단면의 구성과 장기변형에 의한 내력을 고려하기 위해 축-휨 요소(axial-flexural element)가 적용된 객체지향 프로그램이 개발되었다.

### 2.1 객체지향 전산구조프로그램

이 연구에서 개발된 프로그램의 객체는 Table 1과 같다. 각 단면객체(CSection)는 기하학적 형태와 재료객체(CMaterial)로 생성되며, 재료객체는 장기변형을 포함한 재료특성을 생성한다. 합성단면 객체는 서로 다른 깊이(depth)  $y$ 의 단면객체들로 구성되는 단면객체의 하나이다. 긴장재의 단면객체는 후긴장(post-tension)에 대해서는 부재 축방향으로 배치가 설정되고, 재료특성과 함께 마찰 및 정착구 이동에 의한 손실이 계산된다. 부재별로 부재객체(CMember)가 생성되며, 부재 내에서 단면의 특성이 변하는 경우 부재의 길이방향  $x$ 에 대한 단면객체들과 절점객체(CNode)로 생성된다. 각 절점객체는 부재의 절점위치에서 부재에 설정된 단면객체들의 조합으로 도입되는 단면의 재령에 따라 합성단면의 객체를 생성한다.

전산구조해석은 구조물 내의 위치  $X$ 와  $Y$ 에 대한 부재객체와 각 부재의 경계조건으로 구성된 구조객체(CStructure)에 대해 실시된다. 부재의 절점을 연결하는 요소객체

(CElement)는 각 재령별로 자동으로 생성 및 소멸되며, 이들 요소객체에 대한 전산구조해석의 반응(responses)은 재령별로 절점 객체에 저장된다. 절점 합성단면의 반응으로부터 합성단면을 구성하는 개별 단면의 반응이 계산된다. 개별 단면의 반응과 재료특성으로부터 다음 재령의 전산구조해석을 위한 각 절점의 내부하중이 계산된다.

### 2.2 SSM의 콘크리트 장기변형에 대한 내부하중

지속적으로 작용하는 외부하중 이외에 각 재령에서 내부하중은 Fig. 1과 같이 구속력(constraint forces)  $F_{con}$ 과  $M_{con}$  및 변형력(deformation forces)  $F_{def}$ 과  $M_{def}$ 로부터 계산된다. 구속력은 콘크리트 단면의 장기변형을 완전히 구속하는 데 필요한 힘으로 정의되며, 콘크리트 단면에만 작용한다. 변형력은 구속력과 자체평형을 유지하면서 콘크리트의 장기변형에 의해 합성단면의 변형을 발생시키는 힘으로 정의된다.

SSM의 이전 재령  $t_{i-1}$ 에서 전산구조해석으로 계산된 절점객체의 합성단면에 작용하는 단면력  $F_o$ 과  $M_o$ 로부터 절점에서 단면  $k$ 의 단면력을 다음과 같이 계산한다.

$$F_k = A_k \left( \frac{F_o}{A_o} + \frac{M_o}{I_o} \cdot y_{gk} \right) + F_{conk} \quad (1)$$

Table 1 Objects for numerical analysis

Object	Component	Remark
CMaterial	-	Concrete Steel plate/bar/tendon
CSection	CMaterial	Polygon/steel bar/tendon
	CSection ( $y$ )	Composite section
CMember	CSection ( $x, y$ )	Use $x$ for variable section
	CNode ( $x$ )	-
CNode	CSection ( $x$ )	Create composite section
CStructure	CMember ( $X, Y$ )	-
CElement	CNode	-

$x, y$ : coordinates of a CMember

$X, Y$ : coordinates of a CStructure

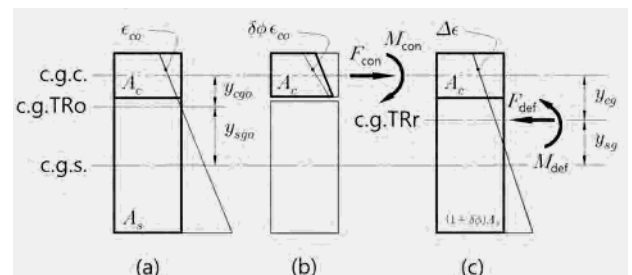


Fig. 1 Self-equilibrium of composite section<sup>17)</sup>

(a) Initial transformed section

(b) Restraint forces on concrete section

(c) Deformation forces on transformed section

$$M_k = M_o \cdot \frac{I_k}{I_o} + M_{\text{con}k} \quad (2)$$

위의 식에서  $A_k$ 와  $I_k$ 는 각각 단면  $k$ 의 유효탄성계수 (effective modulus of elasticity)가 적용된 환산 단면적과 환산 단면이차모멘트이며,  $y_{gk}$ 는 합성단면의 중심에서 단면  $k$ 의 중심까지 깊이이다. 아래첨자  $o$ 은 합성단면의 단면특성을 의미한다. 식 (1)과 (2)에서  $F_{\text{con}k}$ 와  $M_{\text{con}k}$ 는 재령  $t_{i-1}$ 에 단면  $k$ 에 적용된 구속력이다.

기간  $t_{i-1}$ 과  $t_i$ 의 크리프계수  $\delta\phi$ 에 대해 콘크리트 단면  $c$ 에만 작용하는 구속력  $F_{\text{con}c}$ 와  $M_{\text{con}c}$ 는 각각 다음과 같다.

$$F_{\text{con}c} = -\frac{\delta\phi}{1+\delta\phi} \cdot F_c \quad (3)$$

$$M_{\text{con}c} = -\frac{\delta\phi}{1+\delta\phi} \cdot M_c \quad (4)$$

재하재령  $t_o$ 에 대한 각 단계의  $\delta\phi = \phi(t_i, t_o) - \phi(t_{i-1}, t_o)$ 이다. 재령  $t_i$ 에 내부하중으로 절점의 합성단면에 작용하는 변형력  $F_{\text{def}c}$ 와  $M_{\text{def}c}$ 는 자체평형(self equilibrium)을 위해 각각 다음과 같이 된다.

$$F_{\text{def}c} = -F_{\text{con}c} \quad (5)$$

$$M_{\text{def}c} = -(F_{\text{con}c} \cdot y_{gc} + M_{\text{con}c}) \quad (6)$$

콘크리트 단면의 건조수축 변형률  $\delta\epsilon_{sh}$ 가 포함되는 경우 식 (3)의 구속력  $F_{\text{con}c}$ 은 다음과 같이 계산되어야 한다.

$$F_{\text{con}c} = -\left(\frac{\delta\phi}{1+\delta\phi} \cdot F_c + \delta\epsilon_{sh} \cdot A_c E_{ce}\right) \quad (7)$$

위의 식에서  $A_c$ 는 단면  $c$ 의 단면적이며,  $E_{ce}$ 는 기간  $t_{i-1}$ 과  $t_i$ 의 단면  $c$ 에 대한 유효탄성계수로 크리프계수  $\delta\phi$ 로부터 다음과 같이 정의된다.

$$E_{ce} = E_c / (1 + \delta\phi) \quad (8)$$

식 (3)과 (4)의 구속력에도 식 (8)의 유효탄성계수가 적용되어 있다. 긴장재의 응력이완  $\delta f_{ps}$ 에 대해서는 긴장재 단면  $p$ 에 다음의 긴장력 감소에 대한 구속력을 적용한다.

$$F_{\text{con}p} = -\delta f_{ps} \cdot A_p, \quad M_{\text{con}p} = 0 \quad (9)$$

절점의 합성단면을 구성하는 단면 중에서 장기변형을 발생시키는 각 단면  $k$ 에 대한 재령  $t_i$ 의 전산구조해석에 적용되는 절점의 내부하중  $F_{\text{int}}$ 와  $M_{\text{int}}$ 는 다음과 같이 계산된다.

$$F_{\text{int}} = \sum F_{\text{def}k} = -\sum F_{\text{con}k} \quad (10)$$

$$M_{\text{int}} = \sum M_{\text{def}k} = -\sum (F_{\text{con}k} \cdot y_{gk} + M_{\text{con}k}) \quad (11)$$

## 2.3 수정계수의 최적화

SSM에서는 각 단계별로 콘크리트 탄성 변형률의 변화를 고려하여 크리프변형을 계산한다. 반면에 계산의 편의상 외부하중의 도입마다 하나의 단계를 적용하는 직접 계산법(OSM)에서는 수정계수  $\beta$ 를 적용해서 초기 탄성변형  $\epsilon_{co}$ 과 고려하는 기간의 크리프계수  $\Delta\phi$ 에 대해 크리프 변형  $\beta\Delta\phi\epsilon_{co}$ 을 적용한다. OSM의 유효탄성계수는 다음과 같다.

$$E_{ce} = E_c / (1 + \beta\Delta\phi) \quad (12)$$

OSM에서 구속된 크리프 변형률은  $(1 - \beta\Delta\phi)\epsilon_{co}$ 이며, 단면에는 초기 단면력  $F_{co}$ 에 대해 다음의 잔류(residual) 단면력  $F_{\text{res}c}$ 가 발생하게 된다.

$$F_{\text{res}c} = \frac{(1 - \beta)\Delta\phi}{1 + \beta\Delta\phi} \cdot F_{co} \quad (13)$$

축하중에 대한 수정계수  $\beta_F$ 는 SSM의 식 (1)로부터 계산된 콘크리트 단면의 잔류 또는 손실 단면력  $\sum F_{\text{res}c}$ 와 같기 위해 다음의 식을 만족하여야 한다.

$$\sum F_{\text{res}c} = \frac{(1 - \beta_F)\Delta\phi}{1 + \beta_F \cdot \Delta\phi} \cdot F_{co} \quad (14)$$

SSM의 손실률을  $LR_F = \sum F_{\text{res}c} / F_{co}$ 와 같이 정의하면  $\beta_F$ 는 다음과 같이 계산될 수 있다.

$$\beta_F = \frac{1 - LR_F / \Delta\phi}{1 + LR_F} \quad (15)$$

콘크리트 단면의 초기 단면 모멘트  $M_{co}$ 에 대해서도 SSM의 손실률  $LR_M = \sum M_{\text{res}c} / M_{co}$ 로부터 수정계수  $\beta_M$ 은 다음과 같이 계산된다.

$$\beta_M = \frac{1 - LR_M / \Delta\phi}{1 + LR_M} \quad (16)$$

식 (15)와 (16)의 두 수정계수에 단면력비를 적용하여 수정계수를 최적화한다. 단면력비  $\gamma_M$ 은 콘크리트 단면의 평균 변형률에 대한 단면중심에서 곡률에 의한 변형률의 비율로 다음과 같이 정의된다.

$$\gamma_M = \frac{M_{co} \cdot y_{cg} / I_c}{F_{co} / A_c} = \frac{\chi_c \cdot y_{cg}}{\epsilon_{cg}} \quad (17)$$

위의 식에서  $y_{cg}$ 는 합성단면의 중심에서 콘크리트 단면의 중심까지 거리이다. 식 (17)의  $\gamma_M$ 에 대해 수정계수  $\beta$ 는 다음과 같이 계산될 수 있다.

$$\beta = \frac{\beta_F + \gamma_M \cdot \beta_M}{1 + \gamma_M} \quad (18)$$

### 3. 콘크리트 장기변형의 전산구조해석

이 연구에서 개발된 구조해석 프로그램으로 콘크리트 장기변형의 내·외부 구속효과를 분석하기 위한 구조물로 도로설계편람<sup>18)</sup>의 PS(prestressed) 박스 거더와 PS 콘크리트 합성 거더 및 강합성 거더 그리고 기존의 프리플렉스 거더<sup>19)</sup>에 대한 해석을 실시하였다. 각 구조물의 단면은 Fig. 2와 같으며, PS 콘크리트 합성 거더의 경우 단부에서 복부쪽은 아래 플랜지 쪽과 같은 변단면이 적용되었다. 강합성 단면의 연속보에는 내부 지점부 부모멘트 구간의 PC(prestressed) 바닥판에 긴장력이 도입 후 합성단면을 형성하였다. 각 구조물의 경간과 추가 고정하중 및 각 단면의 재료특성은 Table 2와 같다. 모든 콘크리트에는 1종 보통시멘트와 평균온도 20℃와 상대습도 70%가 적용되었다. 2007년도 콘크리트구조설계기준에 의해 계산된 극한 크리프계수  $\phi_u$ 와 극한 건조수축 변형률  $\epsilon_{shu}$ 는 강도 40 MPa 콘크리트에 대한 값이며, 각 단계의 장기변형에는 콘크리트구조설계기준의 시간 이력함수가 적용되었다.

각 구조물의 단면과 추가 고정하중은 Table 3의 재령에 도입되었다. 40 MPa과 28 MPa 강도의 콘크리트는 각각 증기양생과 습윤양생을 가정하여 3일과 7일에 대기에 노출되었으며, 재하재령은 긴장력의 도입 재령이 적용되었다. 각 절점에서 긴장재(tendon)의 초기 긴장력  $P_i$ 는 잭킹력으로부터 마찰손실과 6 mm의 정착구 이동 및 탄성수축에 의한 손실 후 자중과 평형되는 긴장력으로 계산되고, 초기 프리플렉션 하중은 강재 거더와 아래 플랜지 콘크리트의 합성단면에 대한 프리플렉션 이완하중으로부터 계산되었다.

#### 3.1 단순지지 PS 콘크리트 박스거더

이 연구에서 개발된 전산구조해석 프로그램을 검증하기 위해 내부구속이 거의 없는 Fig. 2(a) 박스단면에 외부구속이 없는 단순지지 박스거더를 100단계의 SSM으로 재령 10000 일까지 분석하였다. Fig. 3의 실선은 장기변형이 없는 긴장력과 지속적으로 작용하는 고정하중에 의한 아래연단의 응력이며, 장기변형이 고려된 재령 10000 일에서 SSM과 OSM에 의해 계산된 아래연단 응력을 보여준다. 두 곡선의 차이는 아래연단에서 장기변형에 의한

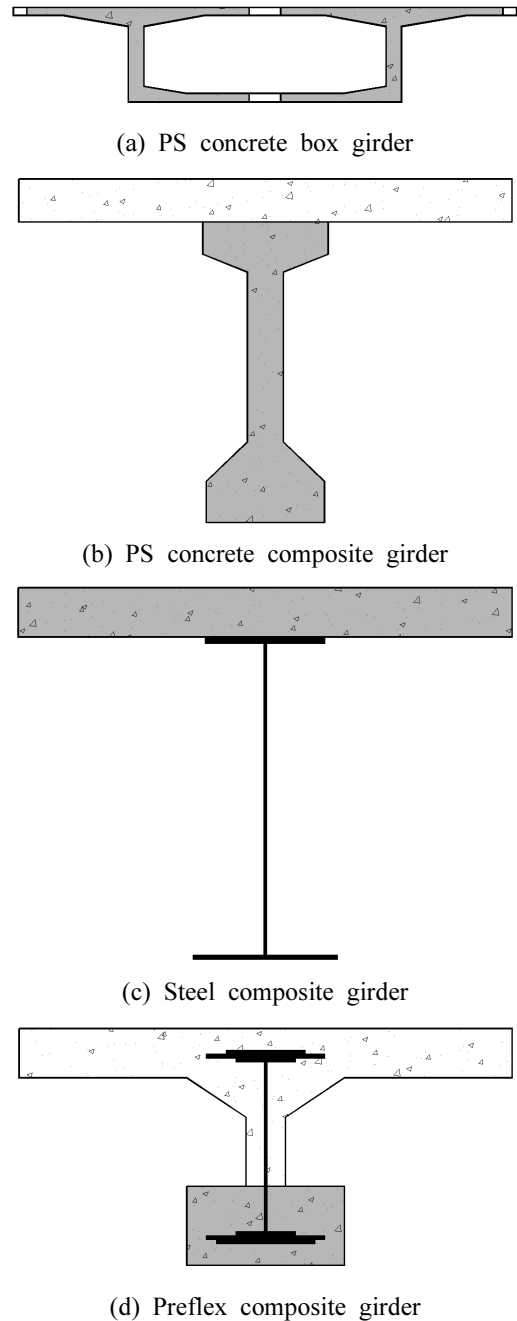


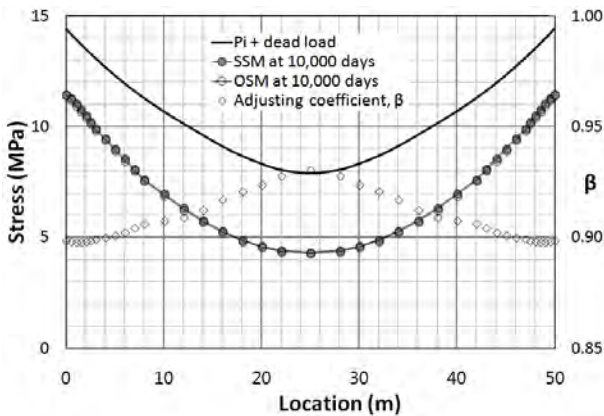
Fig. 2 Composite sections<sup>18,19)</sup> analyzed for long-term behaviors

Table 2 Span and material properties of sections

Type	PS concrete box	PS concrete composite	Steel composite	Preflex composite
Span (mm)	2@50	2@30	2@40	30
Girder (MPa)	40	40	SM490Y	SM490Y
Slab (MPa)	-	28	40	28
Flange (MPa)	-	-	-	40
Tendon (mm)	SWPC7B 15.2	SWPC7B 12.7	SWPC7B 12.7	-
$\phi_u$	2.31	1.77	2.56	2.26
$\epsilon_{shu}$	0.000 377	0.000 377	0.000 377	0.000 377

**Table 3** Ages of sections and sustained loads

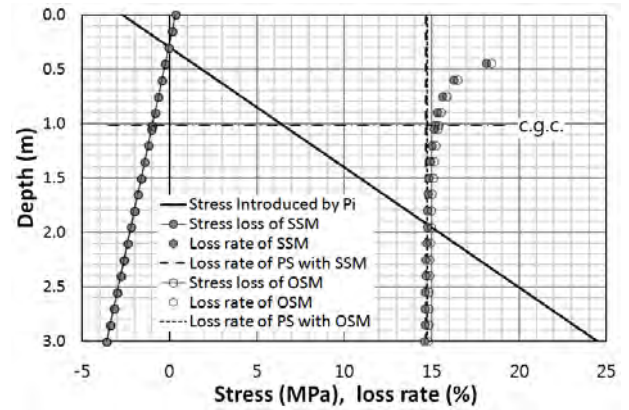
Age	PS concrete box	PS concrete composite	Steel composite	Preflex composite
1	Casting girder	Casting girder	Erecting girder Casting slab	Erecting girder Preflex force Casting flange
5	Jacking tendon	-	Jacking tendon	-
28	-	Erecting girder Jacking tendon	-	Releasing preflex force
29	-	Casting cross beam	-	Casting slab
35	-	Casting slab	-	-
42	-	Continuing girder	-	-
60	Additional load (40.3 kN/m)	Additional load (7.02 kN/m)	Additional load (1.20 kN/m)	Additional load (4.60 kN/m)



**Fig. 3** Stress and  $\beta$  distributions at bottom fiber of simply supported PSC box girder

손실응력이다. 추가 외부하중 이후의 크리프계수만 적용한 SSM의 계산 결과에 대해 각 절점에서 식 (17)로 계산된 수정계수는 단부에서 0.899 그리고 지간중심에서 최대 0.931이었으며, OSM의 계산 결과에는 지간중심의 수정계수를 전 지간에 적용한 값이다.

지간중심에서 단면의 깊이에 따른 콘크리트 응력의 손실은 Fig. 4와 같으며, Fig 4는 자중과 고정하중에 의한 응력이 포함되지 않은 초기 긴장력  $P_i$ 에 의해 콘크리트에 도입된 초기 응력과 장기변형에 의해 손실된 응력의 분포이다. 장기변형에 의한 긴장력의 손실률 14.7%와 콘크리트 응력의 손실률 14.6%는 콘크리트 단면중심(center of gravity of concrete, c.g.c) 아래에서는 거의 일치하고, 긴장재의 합성단면 효과와 추가하중의 영향을 고려하면 내력의 자체평형이 정확히 계산된 것을 보여준다. 중심



**Fig. 4** Stress distributions and loss rates at middle span of simply supported PSC box girder

축 위에서는 작은 초기 응력에 의한 것으로 판단된다. 각 외부하중의 도입에 대해 하나의 단계로 계산되는 OSM의 긴장력의 손실률과 콘크리트 아래연단 응력의 손실률은 각각 14.7%와 14.8%이었다.

### 3.2 2-경간 연속 PS 콘크리트 박스거더

외부구속 효과를 분석하기 위해서 Fig. 2(a) 박스단면에 2경간 연속거더를 적용하였다. 양쪽 외부지점에서 긴장력을 동시에 도입하여 마찰과 정착구 이동 및 탄성수축에 의한 손실은 좌우 대칭이다. 시간에 따른 초기 및 최종 연단응력은 Fig. 5와 같이 계산되었다. 초기 응력에는 연속보에 도입된 긴장력에 의한 내부지점의 추가반력에 의한 이차모멘트가 고려되었다. 그러나 이 보다는 외부하중에 의한 부모멘트가 크기 때문에 Fig. 5의 내부지점(50 m) 부근에서 아래 연단의 압축은 증가하였고, 위 연단의 압축은 감소하였다.

초기 긴장력  $P_i$ 에 의한 콘크리트 단면의 응력분포에 대한 각 위치별로 아래와 위 연단에서 콘크리트 압축응력의 손실률은 Fig. 6과 같다. 정모멘트 구간인 지간중심(25 m)에서 긴장력과 아래 연단의 압축응력의 손실은 단순 지지된 경우보다 약 1.5% 증가하였다. 내부지점 근처에서는 위 연단에 대해 단순 지지된 경우보다 작은 손실률을 보였으며, 내부지점에서 멀어질수록 손실률의 증가를 보였다. 단순 및 연속 거더 모두에 대해 단면 중심에서 손실률은 긴장재의 손실률과 일치하였으며, 외부하중에 대한 변곡점(37.5 m) 부근의 연단응력의 손실률은 긴장력의 손실률보다 아래 연단은 6% 작은 값을 그리고 위 연단은 3%큰 값을 보였다. Fig. 6에서 OSM의 계산 결과는 SSM보다 약 1% 크게 계산되었다.

### 3.3 2-경간 연속 PS 콘크리트 합성거더

연속 PS 콘크리트 합성거더는 거더가 단순 지지된 상태에서 긴장력이 도입된 이후 재령 42 일에 바닥판과 철

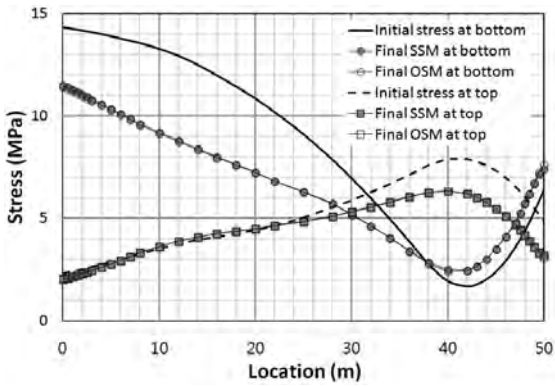


Fig. 5 Stress distributions at bottom and top fibers of 2-span PSC box girder

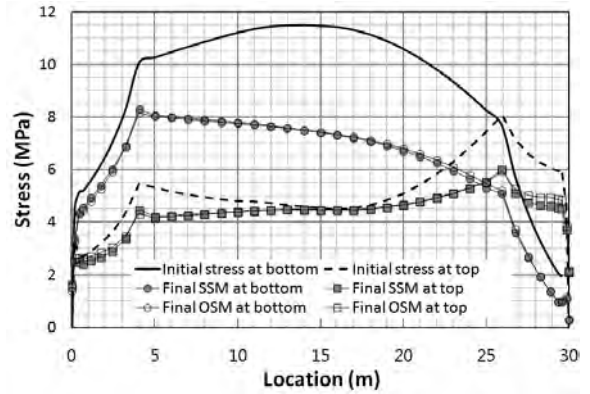


Fig. 7 Stress distributions at bottom and top fibers of 2-span PSC composite girder

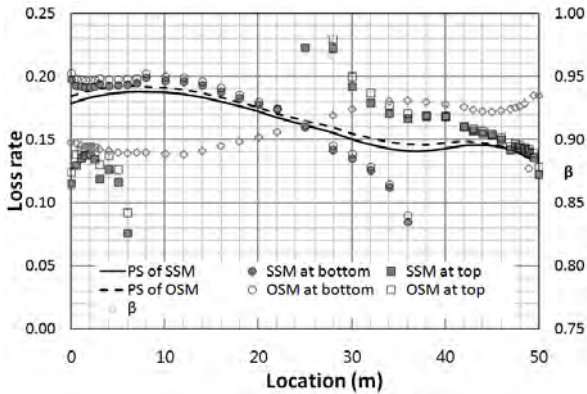


Fig. 6 Loss rate and  $\beta$  distributions at bottom and top fibers of 2-span PSC box girder

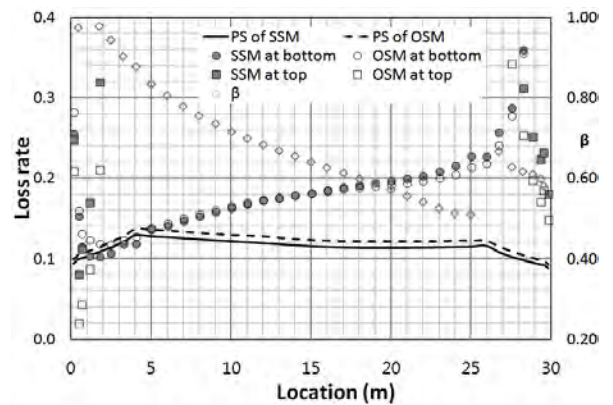


Fig. 8 Loss rate and  $\beta$  distributions at bottom and top fibers of 2-span PSC composite girder

근으로 연속된 것으로 해석하였다. 이 거더는 상대적으로 큰 바닥판의 면적으로 인해 내부구속이 크며, 바닥판의 부등 건조수축으로 인한 추가내력 또한 아래 연단의 응력을 감소시킨다. 그럼에도 불구하고 Fig. 7의 최종 아래 연단응력은 지간중심(15m)에서 Fig. 5의 연속 박스거더보다 크며, 내부지점 (30 m)에서는 작은 압축응력을 보이고 있다. 위 연단 또한 내부지점 부근에서 비교적 큰 압축응력을 유지하고 있다. 그러나 긴장력과 외부하중에 의한 초기 큰 압축응력으로 아래 연단에서 박스거더보다 큰 손실응력을 보이고 있다. Fig. 7에서 4 m와 26 m에서 지점까지 급격한 응력의 변화는 복부 쪽이 증가하는 단면 변화의 구간이다.

지간의 위치별로 손실률을 보여주는 Fig. 8에 의하면 긴장력의 손실은 박스거더보다 약간 감소하는 반면에 아래 연단 콘크리트 압축응력의 손실률은 18.2%로 증가하였다. 내부지점의 긴장재 정착구가 있는 29.8 m에서 위 연단의 손실률은 23.3%로 비교적 큰 값이었다. PS 콘크리트 합성거더의 단순한 연속화는 내부지점에서 아래와 위 연단 모두에서 비교적 큰 응력손실이 발생하는 것으로 판단된다.

Fig. 8의 수정계수  $\beta$ 는 외부구속이 없는 외부지점에서 1에 가까운 값이며, 단면의 변화가 시작되는 위치 26 m

에서 급격한 증가를 제외하고 내부지점 쪽으로 계속 감소하는 경향을 보였다. 이는 긴장재의 포물선 배치로 내부지점의 콘크리트 위 연단에 충분한 압축응력이 도입된 연속 박스거더와 달리 단순한 연속화에 의한 내부지점의 구속효과를 명확히 보여준다. 지간중심의 수정계수가 적용된 OSM에서는 외부지점에서 지간중심까지는 SSM보다 1% 이내의 큰 손실률을 보이는 반면에, 지간중심에서 내부지점으로 갈수록 SSM보다 1% 이내의 작은 손실률을 보였다.

### 3.4 연속 강합성 거더 및 단순지지 프리플렉스 거더

연속 강합성거더의 부모멘트 구간에 긴장력이 도입된 PC 바닥판을 설치한 후 강재 거더와 합성단면을 구성하면 바닥판의 장기변형에 대한 내부구속 정도는 상당히 크게 된다. Fig. 9는 바닥판의 중심에서 초기응력과 최종응력의 분포이다. 연속거더의 부모멘트구간 30~50 m의 바닥판에만 긴장력이 도입되었으며, PC 바닥판 구간에서 11 MPa 이상의 응력이 장기변형으로 손실되었다. 특히 이 거더의 경우 긴장력이 도입되지 않은 구간의 바닥판에서 균열응력을 초과하는 인장 잔류응력이 발생될 수 있으며, 초기에 바닥판에 허용 압축응력 17.8 MPa까지 긴

장력을 도입하였으나, 바닥판의 최종 압축응력은 6 MPa 정도 밖에 남지 않았다. Fig. 10에 의하면 긴장재의 손실률은 19%로 비교적 양호한 편이나 콘크리트 응력의 손실률은 74%로 높은 손실률을 보이고 있다. 수정계수  $\beta$ 는 0.4~0.6의 범위이며, 내부지점에서 최소값 0.422가 OSM의  $\beta$ 로 적용되었다. 34.5 m에서 바닥판의 곡률은 0이며, 이로 인해  $\beta$ 의 급격한 변화가 발생한 것으로 판단된다.

단순 지지된 프리플렉스거더의 프리플렉스 하중은 양단에서 지간의 1/5점인 6 m와 24 m에 작용되었다. Fig. 11의 응력분포는 프리플렉스 하중의 제거로 콘크리트 아래 플랜지의 아래 연단과 위 연단에 도입된 응력이며, 초기 응력분포에는 추가 외부하중에 의한 응력이 포함되었다. 프리플렉스 하중이 제거될 때 강제 거더와 콘크리트 플랜지의 합성단면의 중심 깊이는 거더 위 연단에서 0.766 m이며, 콘크리트 플랜지의 위 연단의 깊이는 0.800 m로 플랜지 위 연단의 응력은 아래 연단에 비해 상당히 작은 값이 도입되었다. 플랜지 위 연단에서 장기변형에 의한 잔류 인장응력은 선압축(pre-compression) 응력보다 큰 값을 보였다. 콘크리트 플랜지의 아래 연단에는 초기에 23.5 MPa의 응력을 도입하였으나, 상대적으로 큰 바닥판의 자중

과 추가 외부하중 및 장기변형의 구속에 의한 잔류응력으로 최종적으로 1.8 MPa 밖에 남지 않았다.

강제거더 아래 플랜지의 선인장(pre-tension) 응력과 콘크리트 아래 플랜지의 선압축 응력의 장기변형에 의한 손실률은 Fig. 12와 같다. 콘크리트 플랜지 위 연단에 도입되는 선압축 응력은 전 지간에 걸쳐 모두 손실되기 때문에 Fig. 12에는 나타내지 않았다. 강제 플랜지 인장력의 손실률은 저장도 강재의 사용으로 강합성단면의 긴장력 손실률보다 약 17% 증가하였으나, 콘크리트 단면의 응력손실률은 약 23% 감소하였다. 그러나 PS 콘크리트 거더에 비해 매우 큰 손실률이다. 강제거더의 휨응력으로 도입되는 콘크리트 플랜지의 수정계수  $\beta = 0.34$ 는 전 지간에 걸쳐 일정한 값이 계산되었다.

Fig. 13은 프리플렉스 합성거더의 지간중심에서 콘크리트 플랜지 단면의 깊이에 대한 프리플렉스 하중의 제거에 의해 단면에 도입된 초기 응력과 장기변형의 구속에 의해 발생하는 콘크리트 단면의 깊이에 대한 잔류응력 그리고 강제 아래 플랜지와 콘크리트의 손실률이다. 아래 연단에 허용 압축응력의 큰 응력이 도입되었음에도 위 연단에 도입된 응력은 매우 작으며, 큰 응력손실의 원

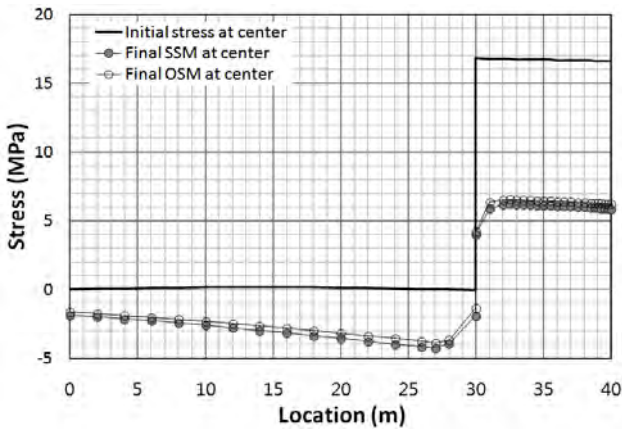


Fig. 9 Stress distributions at center of slab of 2-span steel composite girder

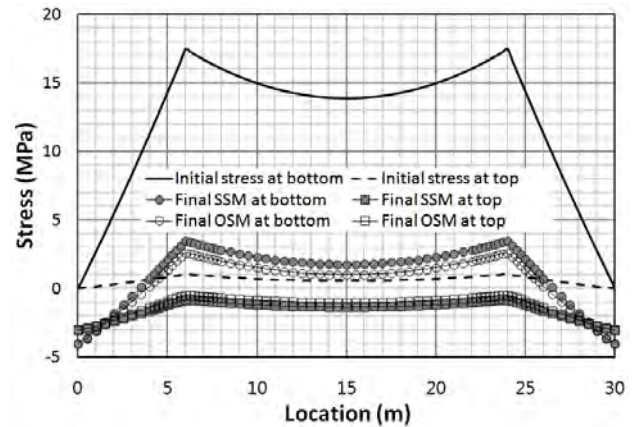


Fig. 11 Stress distributions of concrete flange of simply supported preflex composite girder

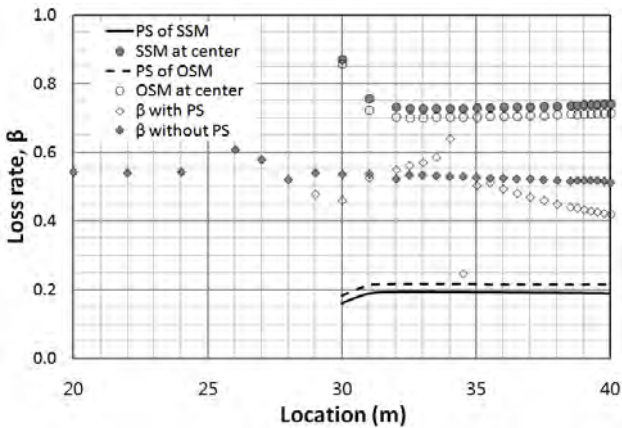


Fig. 10 Loss rate and  $\beta$  distributions at center of slab of 2-span steel composite girder

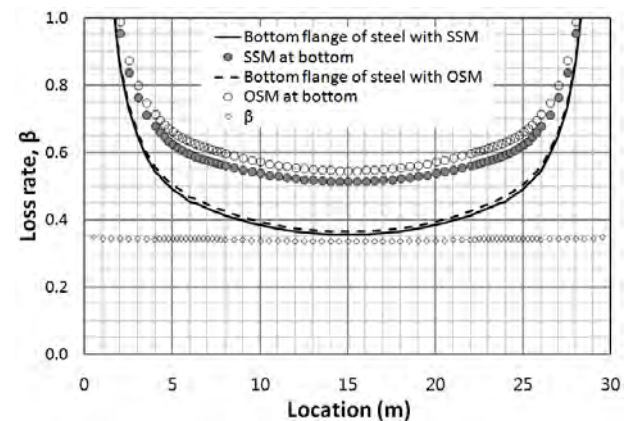


Fig. 12 Loss rate and  $\beta$  distributions of concrete flange of simply supported preflex composite girder

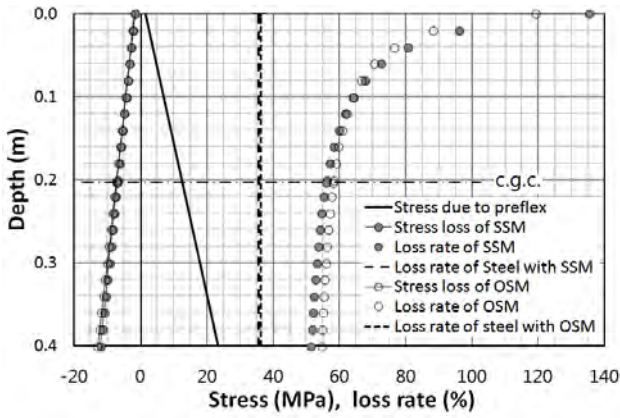


Fig. 13 Stress distributions and loss rates of concrete flange at middle span of simply supported preflex composite girder

인이 되었다. 콘크리트 플랜지의 중심은 콘크리트 단면에서 강재 단면이 제외되기 때문에 중심 깊이보다 약간 아래에 위치하며, 중심축 위에서 응력의 손실률은 급격히 증가하였다. 아래 연단에서 OSM에 의한 손실률은 SSM의 값보다 3.2% 큰 값이었다.

#### 4. 손실률 및 수정계수 평가

인장에 취약한 콘크리트 단면의 효율적인 사용을 위해 긴장재 또는 프리플렉션의 선인장으로 콘크리트 단면에 선압축이 도입된다. 콘크리트 장기변형에 대한 이러한 공법의 효율성은 일반적으로 선인장의 손실률로 판단된다. 그러나 바닥판이 포함된 내부구속과 연속화에 따른 외부구속에 대해 선인장과 선압축의 손실률은 큰 차이를 보였다. Table 4는 3절에 적용된 구조물의 선인장과 선압축의 손실에 대한 해석 결과로 PS 콘크리트 박스거더를 제외하고 긴장재와 콘크리트의 손실률에 차이를 보였다.

3절에서 언급되지 않은 Table 4의 단순지지 PS 콘크리트 합성단면의 해석 결과와 비교하면 PS 콘크리트 합성단면의 단순 연속화에 의해 지간중심에서 긴장재의 손실률 변화는 없으나, 콘크리트 아래 연단 손실률의 5% 정도 증가하였다. 연속 PS 콘크리트 합성거더의 경우 내부지점에서 긴장재의 손실률은 감소하고 위 연단 콘크리트 선압축의 손실률은 약 2배의 증가를 보였으며, 지간중심에서 결정된 수정계수가 적용된 OSM 해석에서는 위 연단응력의 손실률은 SSM보다 약 5%의 작은 값이 계산되었다.

이완계수법의 매개변수<sup>17)</sup>로 제안된 각 구조물의 단면 특성은 Table 5와 같다. 콘크리트의 단면비  $\rho_w$ 와 단면이차모멘트비  $\kappa_w$ 는 각각 합성단면의 단면적  $A_o$ 와 단면이차모멘트  $I_o$ 에 대한 비율이다.  $\kappa_{so}$ 는 바닥판을 포함한 모든 구속단면의 각 단면 중심에 대한 단면이차모멘트의 비율이다. 상대적으로 큰  $\gamma_M$ 에 비해 상대적으로 작은  $\kappa_w$ 에 의해 강합성과 프리플렉션 합성단면에 큰 손실률이

Table 4 Loss rates (%) computed by SSM and OSM

Girder	Section	SSM	OSM	Position
Simple PSC box	Tendon	14.7	14.7	Mid-span bottom fiber
	Concrete	14.6	14.8	
Continuous PSC box	Tendon	16.1	16.5	Mid-span bottom fiber
	Concrete	16.0	16.2	
	Tendon	13.3	13.2	Internal support top fiber
	Concrete	12.2	12.9	
Simple PSC composit	Tendon	11.8	12.4	Mid-span bottom fiber
	Concrete	12.6	13.1	
Continuous PSC composit	Tendon	11.5	12.3	Mid-span bottom fiber
	Concrete	18.2	18.2	
	Tendon	9.2	9.8	Internal support top fiber
	Concrete	23.3	18.5	
Continuous steel coposite	Tendon	18.8	21.3	Internal support slab center
	Concrete	74.3	71.6	
Simple preflex composit	Steel flange	35.5	36.4	Mid-span bottom fiber
	Concrete	51.4	54.6	

발생하는 것으로 판단된다.

Table 5의 수정계수  $\beta$ 에 대한 각 구조물의 지간중심과 내측지점에서 선압축과 선인장 응력의 손실률은 Fig. 14와 같다. PS 콘크리트 박스단면과 같이  $\beta > 0.8$ 에 대해서는 긴장력의 손실과 콘크리트 선압축의 손실이 거의 같은 값을 보였다.  $\beta$ 가 0.6보다 작으면  $\beta$ 가 감소할수록 선인장과 선압축의 손실률 차이는 급격히 증가하며, 지간중심보다 내부지점에서 선압축의 손실률 차이가 더 커지는 경향을 보였다. 현재 설계기준들의 긴장재 선인장 응력손실에 기초한 콘크리트 응력의 설계는 합성단면과 부정정 구조물에 대한 콘크리트의 선압축 응력을 과대평가할 수 있음을 보여준다.

수정계수는 콘크리트 단면의 장기변형에 대한 구속이 전혀 없는 경우에 1.0이 적용되며, 완전히 구속되면 0이 적용된다. 도로교설계기준<sup>21)</sup>은 해설에서 강합성단면의 바닥판 크리프에 수정계수 0.5를 제안하고 있으며, Fig. 10의 긴장력이 도입되지 않은 강도 28 MPa인 바닥판에 대한 수정계수와 일치한다. 그러나 긴장력이 도입된 바닥판이 사용되면 0.4와 같이 이보다 작은 값이 적용되어야 한다. 2007년도 AASHTO LRFD 도로교설계기준<sup>12)</sup>에는 긴장력의 손실에  $\beta = 0.7$ 을 도입하였으며, PS 콘크리트 박스단면에는 합리적인 값이나, PS 콘크리트 합성거더에 대해 손실을 과소평가할 수 있다. 이 연구에 적용된 콘크



Table 5 Long-term parameters at mid-span

Girder	$\rho_{co}$	$\kappa_{co}$	$\kappa_{so}$	$\gamma_M$	$\Delta\phi$	$\beta$
Simple PSC box	0.964	0.931	0.000	0.003	1.178	0.931
Continuous PSC box	0.964	0.943	0.000	0.009	1.178	0.912
Simple PSC composit	0.500	0.399	0.004	0.200	0.912	0.872
Continuous PSC composit	0.500	0.399	0.004	0.203	0.912	0.640
Continuous steel coposite	0.511	0.002	0.429	0.382	1.416	0.422
Simple preflex composit	0.202	0.010	0.404	2.113	1.062	0.337

$\rho_{co}$ : rate of area of concrete ( $A_c/A_o$ )  
 $\kappa_{co}$ : rate of moment of inertia of concrete ( $I_c/I_o$ )  
 $\kappa_{so}$ : rate of moment of inertia of constraint sections ( $I_s/I_o$ )  
 $\gamma_M$ : rate of concrete section force (Eq. 16)  
 $\Delta\phi$ : creep coefficient used for optimization of  $\beta$   
 $\beta$ : adjusting coefficient optimized for SSM (Eq. 17)

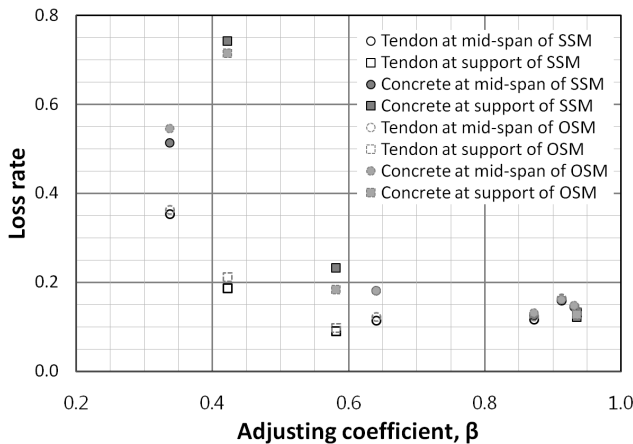


Fig. 14 Loss rates and relaxation coefficients about constraint coefficients optimized by SSM

리트의 극한 크리프계수는 ACI209<sup>11)</sup>에 의한 값은 1.5~1.8 인 반면에 콘크리트구조설계기준에 의한 값은 Table 2와 같이 1.7~2.6으로 AASHTO LRFD 도로교설계기준보다 작은 수정계수가 합리적인 것으로 판단된다. 그러나 2012년 한계상태설계를 위한 도로교설계기준<sup>20)</sup>에서는 AASHTO보다 큰  $\beta = 0.8$ 을 적용하고 있다. 특히 콘크리트 단면에 선압축력을 도입하는 복잡한 복합구조에 대해서는 기존 설계기준의 수정계수가 콘크리트 단면의 선압축의 손실에 대한 검토가 요구된다.

이 논문에서는 콘크리트 장기변형의 내·외부 구속에 대해 SSM의 적용이 가능하도록 축-휨 요소가 적용된 객체지향 전산구조해석 프로그램을 개발하였다. 개발된 프로그램에 의한 PS 콘크리트 박스거더와 합성거더, 강합성거더, 프리플렉스 합성거더의 해석 결과에 대한 요약은 다음과 같다.

- 1) 단순 지지된 PS 콘크리트 박스거더의 해석 결과 장기변형에 대해 콘크리트와 긴장력의 단면력 변화가 일치하는 자체평형으로 개발된 프로그램의 정확성을 검증하였다.
- 2) PS 콘크리트 합성단면의 단순 연속화는 긴장력의 손실을 감소시키나, 콘크리트의 선압축 응력의 손실을 증가시킨다. 이 합성단면의 수정계수는 0.64로 한계상태설계법의 도로교설계기준의 값보다 작았다.
- 3) 강합성거더의 PC 바닥판에 도입된 긴장력의 손실률은 19%인 반면에 콘크리트 선압축은 70% 이상 장기변형에 의해 손실되었다. 프리플렉스 거더의 플랜지에 도입된 선압축력은 50% 이상 콘크리트의 장기변형에 의해 손실된다.
- 4) 이 연구에서 개발된 객체지향 전산구조해석 프로그램의 해석 결과 수정계수는 0.34~0.93의 값이며, 수정계수는 콘크리트 장기변형의 구속정도를 나타내는 지표로 사용될 수 있다. PSC 박스거더에 0.9, PSC 합성거더 단순보에 0.8과 연속보에 0.6 그리고 강합성과 프리플렉스 합성거더에 각각 0.4와 0.3이 합리적인 값으로 판단된다.

도로교설계기준의 강합성 단면에 대한 수정계수 0.5는 바닥판에 긴장력이 도입된 경우 잔류응력을 과소평가할 수 있다. AASHTO LRFD 도로교설계기준에 도입된 수정계수 0.7은 일반적인 PS 콘크리트 박스거더 또는 단순 PS 콘크리트 합성거더에 적절한 값이나, 연속 PS 콘크리트 합성단면의 손실을 과소평가할 수 있다.

감사의 글

이 논문은 인하대학교 연구지원사업에 의해 지원되었으며, 이에 감사드립니다.

References

1. Oh, H. C., Ma, H. W., Kim, I. G., Kim, Y. J., and Kim, S. W., "Construction of Long-Span PSC Girder Bridge Using the Precast Deck," *Magazine of the Korea Concrete Institute*, Vol. 20, No. 2, 2008, pp. 50-53.
2. Kim, S. D. and Ko, S. Y., "Design Example of P. C. T Girder Bridge in the Curved Ramps," *Magazine of the Korea Concrete Institute*, Vol. 19, No. 4, 2007, pp.

- 52-58.
3. Park, Y. M., "Modernized Bridge! PCCS Composite Girder-Reach It's Dream!" *Magazine of Korean Society of Steel Construction*, Vol. 20, No. 3, 2008, pp. 33-37.
  4. Kim, C. E., Ahn, H. Y., and Shin, D. K., "Prestressed Composite Girder," *Magazine of Korean Society of Steel Construction*, Vol. 20, No. 3, 2008, pp. 24-27.
  5. Yhim, S. S., Son, S. H., and Seo, K. H., "A Study on the Structural Behaviors of Interior Support of 6 Span SCP Continuous Girder Bridge," *Journal of The Korean Institute for Structural Maintenance Inspection*, Vol. 8, No. 4, 2004, pp. 135-143.
  6. Oh, B. H., Jung, H. J., and Jin, N. H., "The Analytic and Experimental Study of Preflexed Girder Bridge Reinforced by Continuous Tendons with an Eccentricity," *Proceedings of The Korean Institute for Structural Maintenance Inspection*, Vol. 7, No. 1, 2003, pp. 289-294.
  7. Kim, S. J., "Multi Stages Prestress Composite Girder," *Magazine of Korean Society of Steel Construction*, Vol. 20, No. 3, 2008, pp. 28-32.
  8. Kaar, P. H. and Kriz, I. B., "Precast-Prestressed Concrete Bridges, 1 Pilot tests of Continuous Girders," *Journal of PCA Research and Development Laboratories*, Vol. 2, No. 2, 1960, pp. 21-37.
  9. Korea Concrete Institute, *Concrete Design Code and Commentary*, Kimoondang Publishing Company, Seoul, 2012, pp. 46-53.
  10. CEB-FIP Model Code 1990, *Model Code for Concrete Structures*, Comité Euro-International du Béton, Thomas Telford, 1993, pp. 51-58.
  11. ACI 209R-92, "Prediction of Creep, Shrinkage and Temperature Effect in Concrete Structures," *ACI Manual of Concrete Practice-Part 1*, American Concrete Institute, 1997, pp. 4-12.
  12. AASHTO, *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications*, American Association of State Highway and Transportation Officials, Washington DC, 2007, 5-108-122.
  13. Korea Road and Transportation Association, *Bridge Design Specifications*, Gunsul Book, Seoul, 2010, pp. 4-121-125.
  14. Ghall, A., Neville, A. M., and Jha, P. C., "Effect of Elastic and Creep Recoveries of Concrete on Loss of Prestress," *ACI Journal Proceedings*, Vol. 64, Issue 12, 1967, pp. 802-810.
  15. Bažant, Z. P., "Prediction of Concrete Creep Effects Using Age-Adjusted Effective Modulus Method," *ACI Journal Proceedings*, Vol. 69, Issue 4, 1972, pp. 212-217.
  16. Balevičius, R., "An Average Stress Strain Approach to Creep Analysis of RC Uncracked Elements," *Mechanics of Time-Dependent Materials*, Vol. 14, No. 1, 2010, pp. 69-89.
  17. Yon, J. H., Kyung, T. H., and Kim, D. N., "Stress Relaxation Coefficient Method for Concrete Creep Analysis of Composite Sections," *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 23, No. 1, 2011, pp. 77-86.
  18. Ministry of Land, Transport and Maritime Affairs, *Bridge Design Handbook - Volume 5*, 2008, pp. 208.66-170.
  19. Cho, H. N., Lee, U. S., and Park, J. B., "Computer-Aided Optimization of Preflex Bridges," *Proceedings of The Computational Structural Engineering Institute of Korea*, 1993, pp. 289-294.
  20. Korea Road and Transportation Association, *Bridge Design Specifications-LRFD*, GunsulBook, Seoul, 2012, pp. 5-38-41.
  21. Korean Society of Civil Engineers, *Bridge Design Specifications and Commentary*, Kimoondang Publishing Company, Seoul, 2008, pp. 277-280.

**요 약** 콘크리트 장기변형이 합성단면과 부재의 경계조건에 의해 내·외부 구속된 구조물에 단계별계산법(SSM)을 적용하기 위해 축-휨 요소가 적용된 객체지향 전산구조해석 프로그램이 개발되었다. 단순 및 연속 지지된 PS 콘크리트 박스 및 합성거더, 연속 강합성거더의 조립식 바닥판, 단순 프리플렉스 합성거더에 대한 SSM의 전산구조해석 결과 구속정도가 클수록 수정계수는 감소하였다. 수정계수의 감소에 대해 선인장의 손실률에는 큰 변화가 없으나, 선압축의 손실률은 급격히 증가하였다. 연속보의 내부지점에서 선압축의 손실률은 더욱 증가하였다. 이는 선인장의 손실에 기초한 설계는 내·외부 구속 정도가 큰 구조물에 대한 선압축의 손실을 과소평가할 수 있음을 보여준다. 전산구조해석을 만족하는 크리프의 수정계수는 0.35~0.95의 값이었으며, 수정계수는 콘크리트 장기변형의 내·외부 구속의 정도를 나타내는 지표로 사용될 수 있다. 도로교설계기준의 수정계수 0.5는 긴장력이 도입된 강합성단면의 조립식 바닥판에 대해서는 부적절하며, 2007년 도입된 AASHTO LRFD 도로교설계기준(2008)과 한계상태에 대한 도로교설계기준의 긴장력 손실에 적용된 수정계수 0.7과 0.8은 PS 콘크리트 합성거더의 연속화에 대한 손실률을 과소평가한다. 복합구조 합성단면의 수정계수는 0.4 이하의 값이 적절하다.

**핵심용어** : 합성단면, 수정계수, 장기변형, 단계별계산법, 전산구조해석