

부분 강합성보의 시간의존적 거동해석

Time-Dependent Behavior of Partially Composite Beams

곽 효 경* 서 영 재**
Kwak, Hyo-Gyoung Seo, Young-Jae

요 지

이 논문은 콘크리트의 크리프와 건조수축 현상을 고려한 강재와 콘크리트의 부분 합성보의 거동의 해석을 위한 모델을 제안하고 있다. 부분합성 거동은 선형 부분전단 연결이론을 토대로 합성보를 일정한 수의 요소로 분할한 후 각 절점에서 평형조건과 적합조건을 기초로하여 구성 방정식을 구성하고 경계조건과 각 요소에 대한 구성 방정식을 순차적으로 적용하는 방법으로 해석모델이 구성되었다. 또한 콘크리트의 시간에 따른 현상인 크리프와 건조수축의 영향도 고려되었다. 제안된 해석모델은 다경간 연속 합성보의 슬립거동을 효과적으로 나타낼 수 있다. 제안된 해석 모델의 검증을 위해 기존 연구의 결과와 비교되었으며, 여러 조건에 대한 합성보의 해석을 통해 제안된 모델의 적용성을 입증하였다.

핵심용어 : 부분 합성보, 시간의존적 거동, 수치모델, 선형 부분 전단연결이론, 슬립, 크리프와 건조수축

Abstract

This paper deals with a numerical model for the time-dependent analysis of steel and concrete composite beams with partial shear connection. A linear partial interaction theory is adopted in formulation of structural slip behavior, and the effect of concrete creep and shrinkage are considered. The proposed model is effective in simulating the slip behavior, combined with concrete creep and shrinkage, of multi-span continuous composite beams. Finally, correlation studies and several parameter studies are conducted with the objective to establish the validity of the proposed model.

Keywords : *partially composite beams, time-dependent behavior, numerical model, linear partial interaction theory, slip, creep & shrinkage*

1. 서 론

강합성 보는 콘크리트 슬래브와 강재 보의 접촉면에 위치한 전단 연결재를 통해 성질이 서로 다른 두 재료가 하나의 단면을 구성하는 합성부재료써 재료의 효율적인 사용은 물론 상대적으로 큰 하중 저항성을 갖게 되어 합성형 교량을 포함한 많은 구조물에서 널리 사용되고 있다¹⁾. 그러나 콘크리트 슬래브와 강재 보의 접촉면에서 발생하는 슬립과 콘크리트의 시간의존적 거

동특성인 재령에 따른 크리프와 건조수축의 발생 등으로 인하여 단면의 응력 재분배, 변형 및 처짐의 증가 등이 발생하게 되므로 부재의 구조거동을 정확히 파악하는데 어려움이 있다. 따라서 합성부재의 설계 및 해석시 일반적으로 콘크리트와 강재 단면이 무한 강성을 갖는 전단 연결재로 연결된 완전합성(perfect composite) 상태를 가정하게 되며 시간의존적 거동 또한 시방서에 제시된 간략식을 토대로 평가되고 있다. 그러나 완전합성을 기본 가정으로 설계된 합성보의 경우에도 전단 연

* 정회원 · 한국과학기술원 토목공학과, 부교수
** 한국과학기술원 토목공학과, 박사과정

• 이 논문에 대한 토론을 2001년 3월 31일까지 본 학회에 보내주시면 2001년 6월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

절재가 휨 변형을 하는 부분합성(partial composite) 상태의 거동을 나타내며 크리프 현상은 응력상태에 따라 영향을 받기 때문에 시간이 경과함에 따라 완전합성과 부분합성의 거동 차이는 점차 커지게 된다. 따라서 영국등 유럽에서는 구조물의 설계시 부분 합성보에 대한 설계가 허용되고 있다²⁾.

따라서 콘크리트의 크리프와 건조수축을 고려한 부분합성에 의해서 발생하는 거동 특성에 대한 연구가 최근 활발히 진행되고 있는 데, 70년대 Johnson 등^{3),4)}은 콘크리트의 크리프와 건조수축을 고려하지 않은 부분 합성보의 거동에 관한 연구를 주로 수행하였으며, 90년대 이후 부분 합성보의 거동에 콘크리트의 크리프와 건조수축의 영향이 고려되기 시작했다. Bradford와 Gilbert⁵⁾는 선형 전단력-슬립 관계에 기초하여 환산단면을 이용한 단면해석을 수행하였으며 Dezi⁶⁾와 Tarantino⁷⁾는 전단력-슬립의 지배 미분 방정식을 유한차분법을 통해 풀이하는 방법을 사용하였다. 이러한 연구들은 해석 대상 합성보의 경계조건에 크게 영향을 받기 때문에 보의 중앙에서의 슬립양이 0(zero)인 대칭구조물에 국한하여 해석이 가능한 한계를 갖는다. 이러한 한계를 극복하기 위해서 Hirst 등⁸⁾은 합성보를 콘크리트 슬래브와 강재 보를 각각의 요소로 분할하여 유한요소해석을 하였으며 Gattesco⁹⁾는 콘크리트 슬래브와 강재 보에 축방향 변위 자유도를 추가한 절점당 4자유도의 보요소를 적용한 유한요소해석을 하였다. 또한 Sapountzakis¹⁰⁾등은 콘크리트 슬래브의 평면효과를 고려한 완전합성보에 대한 미분방정식을 AEM (Analog Equation Method)으로 해석하였으나, 이러한 방법들은 여러 효과들을 고려할 수 있다는 장점이 있는 반면 합성형 교량과 같이 다정간 연속인 구조계의 경우 요소수의 증가로 인해 해석에 많은 어려운 점을 갖게 된다.

따라서 이러한 기존 연구의 단점을 해결하기 위하여 이 연구에서는 합성보를 일정한 수의 요소로 분할한 후 각 절점에서의 힘의 평형관계와 변위일치의 조건을 토대로 크리프와 건조수축을 고려한 지배방정식을 구성하였으며, 이렇게 구성된 지배 방정식의 요소별 중첩에 의해 구조계 전체의 구성방정식을 형성한 후 양단에서의 경계조건을 토대로 구조계의 슬립거동을 묘사하는 수치해석 모델을 제안하였다. 제안된 모델은 등분포 하중을 받는 단순지지 합성보에 대한 기존의 연구결과와 비교가 이루어졌으며 또한 제안된 해석 모델을 이용하여 다양한 변수(여러 하중 형태, 비대칭 합성보, 2정간

연속보 등)에 대한 예제를 해석하므로써 제안한 해석 모델의 다양한 적용성을 검증하였다.

2. 지배방정식의 구성

많은 실험을 통해 널리 알려진 바와 같이 콘크리트 슬래브와 강재보를 연결하는 전단 연결재의 전단력-슬립 관계는 한계전단력(V_{max})에 도달하기까지 대체적으로 선형관계를 유지하는 것으로 파악되고 있다. 따라서 이 연구에서는 그림 1에서 보여주는 바와 같이 전단연결재는 초기 기울기 K_s 를 갖는 선형 거동을 하는것으로 가정하였으며, 임의의 구간에서 전단 연결재가 등간격, L_s 로 분포되었다고 하면 다음 관계가 성립된다¹⁾.

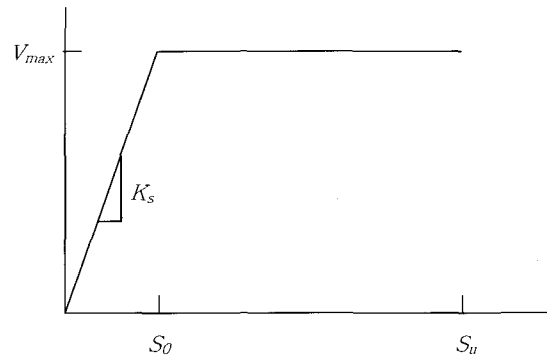


그림 1 이상화된 전단력-슬립 관계

$$S = \frac{V}{K_s} = \frac{qL_s}{K_s} \tag{1}$$

여기서 V 는 전단력, S 는 슬립, q 는 전단흐름으로 보의 단위 길이당 전달되는 전단력을 나타낸다.

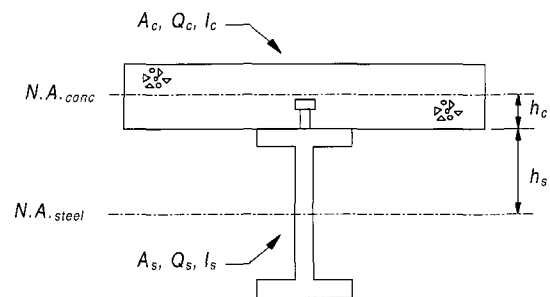


그림 2 합성보의 단면

그림 2는 일반적인 합성단면을 나타내며 A는 단면적, Q와 I는 각 요소단면의 중립축에 대한 단면의 1차와 2차 모멘트를 각각 나타내고 h_c , h_s 는 콘크리트와 강재 요소의 접촉면에서 각 요소 단면의 중심까지의 거리를 각각 표시한다. 그림 2의 합성단면을 갖는 합성보에 시간 t 에서 외력이 작용하여 시간 t 에서, 축력이 0인 점으로부터 임의의 거리 x 에 위치한 단면에 작용하는 휨모멘트를 $M(t,x)$ 라 하면 이 단면에서 발생하는 응력과 변형률을 그림 3과 같이 표현할 수 있다.

축력이 0인 지점 또는 변곡점을 보의 축방향 변형에 대한 원점으로 정한다면 이 원점으로부터 임의의 거리 x 에서 단면의 각 요소에 대한 축력의 크기 관계는 힘의 평형관계를 토대로 그림 3(c)로부터 $F_c = F_s = F_{shear}$ 와 같이 표현할 수 있다. 여기서 F_c 와 F_s 는 임의의 단면에서 콘크리트와 강재 요소의 축력을 나타내고 F_{shear} 는 위치 x 에서 콘크리트 요소와 강재 요소의 접촉면 사이에 발생하는 수평 전단력을 나타낸다(그림 3(c)참조). 또한 거리 x 에서 전단력과 전단흐름, q 는 $q = dF_{shear}/dx$ 의 관계를 갖는다.

콘크리트와 강재 요소 사이에 슬립(S)이 발생할 경우 두 재료의 접촉면에서의 변형률($\epsilon'_{c,b}$ 와 $\epsilon_{s,t}$)은 서로 다른 값을 갖게 되는데 이 때 발생하는 변형률의 차이를 단면의 슬립 변형률, ϵ_{slip} 로 정의하면 ϵ_{slip} 은 그림 3(b)로부터 다음 식으로 표현할 수 있다.

$$\epsilon_{slip} = \frac{dS}{dx} = \epsilon_{s,t} - \epsilon'_{c,b} \quad (2)$$

임의의 시간 t 에서 콘크리트의 전체 변형률, ϵ'_c 는

역학적 변형률(mechanical strain), ϵ'_c 과 비역학적 변형률(non-mechanical strain)인 크리프 변형률, $\epsilon'_c{}^{cr}$ 과 건조수축 변형률, $\epsilon'_c{}^{sh}$ 의 합으로 다음과 같이 구성된다.

$$\epsilon'_c(t) = \epsilon'_c(t) + \epsilon'_c{}^{cr}(t) + \epsilon'_c{}^{sh}(t) \quad (3)$$

또한 그림 3(c)로부터 콘크리트와 강재에 작용하는 축력과 모멘트를 토대로 콘크리트 슬래브와 강재 보의 접촉면에서 콘크리트의 역학적 변형률, $\epsilon'_{c,b}$ 와 강재의 변형률, $\epsilon_{s,t}$ 를 다음 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \epsilon'_{c,b} &= \frac{M(t,x)_c h_c}{E(t)_c I_c} - \frac{F(t,x)_c}{E(t)_c A_c}, \\ \epsilon_{s,t} &= -\frac{M(t,x)_s h_s}{E_s I_s} + \frac{F(t,x)_s}{E_s A_s} \end{aligned} \quad (4)$$

따라서 식(3), 식(4)와 $F_c = F_s = F_{shear}$ 의 관계를 식(2)에 대입하여 정리하면 다음과 같이 재료와 단면상수로 구성된 임의의 길이에 따른 전단력의 분포에 대한 미분방정식을 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{L_s}{K_{sl}} \frac{d^2 F(t,x)_{shear}}{dx^2} &= F(t,x)_{shear} \left[\frac{1}{E_c(t) A_c} + \frac{1}{E_s A_s} \right] \\ &- \left[\frac{M_c(t,x) h_c}{E_c(t) I_c} + \frac{M_s(t,x) h_s}{E_s I_s} \right] - [\epsilon'_{c,b}(t,x) + \epsilon_{s,t}(t)] \end{aligned} \quad (5)$$

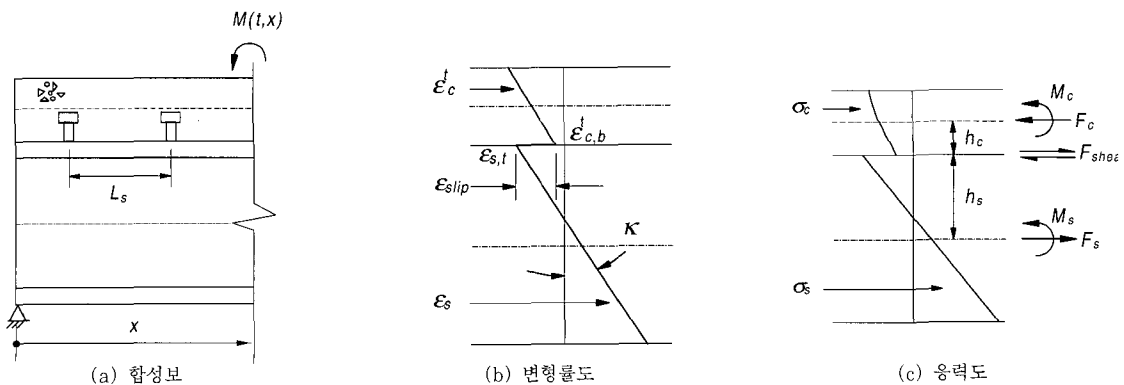


그림 3 임의의 시간 t 일때 지점으로부터 거리 x 에서 합성보의 상태

한편 임의의 합성단면에 작용하는 휨 모멘트 $M(t,x)$ 는 각 구성 요소의 휨 모멘트와 접촉면에서의 전단력 성분으로 다음과 같이 표현될 수 있다(그림 3(c)참조).

$$M(t,x) = M_c(t,x) + M_s(t,x) + F(t,x)_{shear} (h_c + h_s) \quad (6)$$

또한 두 요소 사이에 슬립이 발생하는 경우에 있어서도 콘크리트 요소와 강재 요소 단면의 곡률은 동일한 값을 유지해야 하므로 임의의 단면의 곡률, κ 는 식(6)의 관계를 적용하여 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$\kappa = \frac{M_s(t,x)}{E_s I_s} = -\frac{1}{d_c} [\epsilon'_{c,t}(t,x) - \epsilon'_{c,b}(t,x)] \quad (7)$$

여기서 d_c 는 콘크리트 단면의 높이를 나타내며 건조수축 변형률의 경우 단면의 깊이에 따라 일정하다고 가정하면 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \kappa &= -\frac{1}{d_c} [\epsilon'_{c,t}(t,x) - \epsilon'_{c,b}(t,x)] = \\ &= -\frac{1}{d_c} [\epsilon^e_{c,t}(t,x) - \epsilon^e_{c,b}(t,x)] - \frac{1}{d_c} [\epsilon^{cr}_{c,t}(t,x) - \epsilon^{cr}_{c,b}(t,x)] \\ &= \frac{M_c(t,x)}{E_c(t)I_c} - \kappa_{cr}(t,x) \end{aligned} \quad (8)$$

여기서 $\kappa_{cr}(t,x)$ 는 크리프 변형에 의한 곡률의 변화의 의미한다.

식(7)과 식(8)을 식(6)에 대입하면 단면의 곡률을 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \kappa &= \frac{M(t,x) - F(t,x)_{shear} (h_c + h_s)}{\Sigma EI} \\ &= \frac{E(t)I_c}{\Sigma EI} \kappa_{cr}(t,x) \end{aligned} \quad (9)$$

여기서 여기서 $\Sigma EI = E_c I_c + E_s I_s$ 이다.

식(7),(8),(9)를 식(5)에 대입하여 임의의 단면의 휨 모멘트 $M(t,x)$ 와 전단력 $F(t,x)_{shear}$ 만의 식으로 정리하면 콘크리트 크리프와 건조수축을 고려한 합성보에 대

한 전단력-슬립의 지배방정식은 다음 식과 같이 표현될 수 있다.

$$\begin{aligned} &\frac{d^2 F(t,x)_{shear}}{dx^2} - \frac{K_s}{L_s} \frac{EI^*}{EA^* \Sigma EI} \cdot F(t,x)_{shear} \\ &= -\frac{K_s (h_c + h_s)}{L_s \Sigma EI} \cdot M(t,x) + R(t,x) \end{aligned} \quad (10)$$

여기서 $1/EA^* = 1/E_c A_c + 1/E_s A_s$, $EI^* = \Sigma EI + EA^* (h_c + h_s)^2$ 을 각각 나타내고 $R(t,x)$ 는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} R(t,x) &= \frac{K_s}{L_s} \left[\left\{ \frac{E_c(t)I_c (h_c + h_s)}{\Sigma EI} \right\} \cdot \kappa_{cr}(t,x) \right. \\ &\quad \left. - h_c \cdot \kappa_{cr}(t,x) - \left\{ \epsilon^{cr}_{c,b}(t,x) + \epsilon^{sh}_c(t) \right\} \right] \end{aligned} \quad (11)$$

3. 수치해석 모델

합성보의 수평 전단력 $F(t,x)_{shear}$ 의 분포를 결정하기 위해서는 식(10)의 2계 미분방정식을 계산해야 한다. 이를 위해서는 임의의 시간 t 에서 합성보의 모멘트 분포, $M(t,x)$ 를 구해야 하는데 보가 연속으로 되고 여러 하중이 동시에 작용하는 경우 $M(t,x)$ 를 x 의 연속함수 형태로 표현하는 것은 매우 어렵게 된다. 또한 간단한 구조물이라도 집중하중이 작용하는 경우에는 $M(t,x)$ 의 기울기가 불연속 함수로 표현되므로 해석구간을 나누어 다른 경계조건을 도입해야 하는 등의 어려움을 갖게 된다. 이러한 해석상의 어려움을 해결하기 위해서 이 연구에서는 합성보를 일정한 수의 요소로 분할하여 해석하는 수치해석모델을 제안하였으며 여기에 사용된 기본가정은 다음과 같다. (1) 합성보의 양끝은 지점 또는 변곡점으로 두 요소의 접촉면에 작용하는 전단력 F_{shear} 는 0(zero)이다, (2) 수평 전단력과 슬립은 부재의 전구간에 걸쳐 연속이다, (3) 임의의 요소에서 모멘트 분포는 선형이다. 이러한 가정과 경계조건을 토대로 부분 합성효과를 고려한 해석모델을 구성하게 된다.

먼저 수식전개의 편의를 위해 지배 방정식인 식(10)을 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$F''(t,x) - P^2 \cdot F(t,x) = -Q \cdot M(t,x) + R(t,x) \quad (12)$$

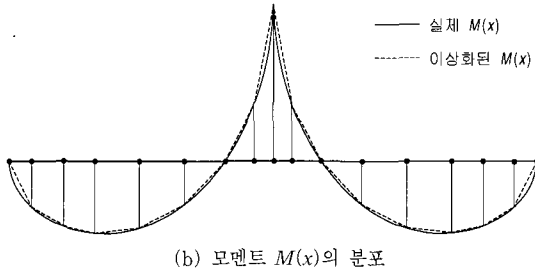
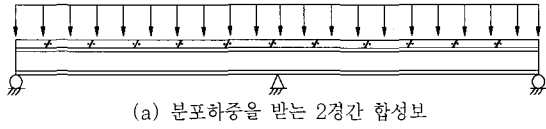


그림 4 모멘트 $M(x)$ 의 이상화

여기서 $F''(t,x) = \frac{d^2 F_{shear}}{dx^2}$, $P^2 = \frac{K_s}{L_s} \frac{EI^*}{EA^* \sum EI}$,
 $Q = \frac{K_s (h_c + h_s)^2}{L_s \sum EI}$ 를 각각 나타낸다.

그림 4에서 표시한 바와 같이 $M(t,x)$ 가 선형의 1차 식으로 가정되었으므로 식 (10)의 일반적인 수평 전단력, $F(t,x)$ 와 슬립, $S(t,x)$ 를 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$F(t,x) = F_h + F_p = \alpha \cosh(P \cdot x) + \beta \sinh(P \cdot x) + \frac{Q}{P^2} M(t,x) - \frac{R(t,x)}{P^2} \quad (13)$$

$$S(t,x) = \frac{L_s}{K_s} \left(\frac{dF(t,x)}{dx} \right) = \frac{L_s}{K_s} \left\{ \alpha P \sinh(P \cdot x) + \beta P \cosh(P \cdot x) + \frac{Q}{P^2} D(t,x) - \frac{R'(t,x)}{P^2} \right\} \quad (14)$$

여기서 $D(t,x) = dM(t,x)/dx$ 로 1차식 $M(t,x)$ 의 기울기를 의미하며 α 와 β 는 경계조건을 통해 결정되는 상수이다. 또한 $R'(t,x) = dR(t,x)/dx$ 로써 다음 식과 같다.

$$R'(t,x) = \frac{dR(t,x)}{dx} = \frac{K_{sl}}{L_s} \left[\left(\frac{E_c(t) I_c (d_c + d_s)}{\sum EI} \right) \left(\frac{d\kappa_{cr}(t,x)}{dx} - d_c \frac{d\kappa_{cr}(t,x)}{dx} - \frac{d\varepsilon_{c,b}^{cr}(t,x)}{dx} \right) \right] \quad (15)$$

여기서 κ_{cr} 과 $\varepsilon_{c,b}^{cr}$ 도 한 요소내에서 선형변화하는 것으로 가정하여 $d\kappa_{cr}/dx$ 와 $d\varepsilon_{c,b}^{cr}/dx$ 를 계산하였다.

다음으로 전체 합성보를 n -개의 요소로 분할하고 각 절점에서의 모멘트 값은 일반적인 구조해석을 통해 계산되었다면 각 요소의 끝단에서의 모멘트 값을 토대로 다음 그림 5와 같이 각 요소별 모멘트의 선형 분포를 가정할 수 있다.

즉 그림 6은 $(i-1)$ -번째와 (i) -번째 요소를 분리하여 나타낸 것으로 각 요소의 좌표를 요소의 중앙점을 기준으로 나타내면 (i) -번째 요소의 모멘트 분포는 다음과 같이 선형 관계식으로 표현할 수 있다.

$$M_i(t,x) = \frac{M^{i+1} - M^i}{\ell_i} x + \frac{M^{i+1} + M^i}{2} = D_i(t) \cdot x + E_i(t) \quad (16)$$

또한 (i) -번째 요소 내에서 두 재료의 접촉면에서의 전단력과 슬립의 분포를 식(13)과 (14)를 이용하여 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$F_i(t,x) = \alpha_i \cosh(P_i \cdot x) + \beta_i \sinh(P_i \cdot x) + \frac{Q_i}{P_i^2} M_i(t,x) - \frac{1}{P_i^2} R_i(t,x) \quad (17)$$

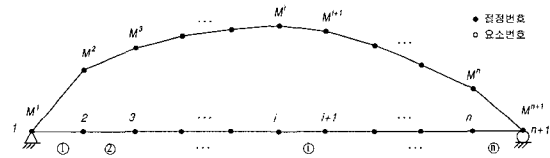


그림 5 요소의 분할

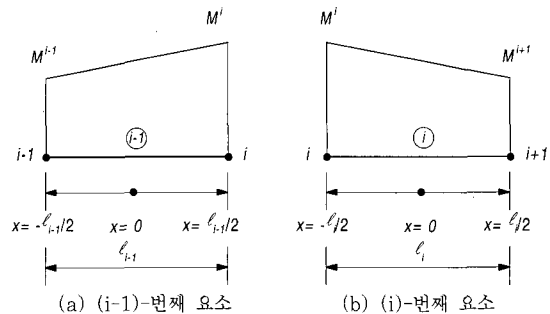


그림 6 각 요소에서의 모멘트 분포

$$S_i(t, x) = \frac{L_{s,i}}{K_{s,i}} \left\{ \alpha_i P_i \sinh(P_i \cdot x) + \beta_i P_i \cosh(P_i \cdot x) \right. \\ \left. + \frac{Q_i}{P_i^2} D_i(t) - \frac{1}{P_i^2} R'_i(t, x) \right\} \quad (18)$$

다음으로 $(L_{s,i}/K_{s,i})P_i = T_i$ 라 하고 위의 식을 행렬 형태로 정리하여 나타내면 다음과 같다.

$$\begin{Bmatrix} F_i(t, x) \\ S_i(t, x) \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cosh(P_i x) & \sinh(P_i x) \\ T_i \sinh(P_i x) & T_i \cosh(P_i x) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \alpha_i(t) \\ \beta_i(t) \end{Bmatrix} + \\ + \begin{Bmatrix} \frac{Q_i}{P_i^2} M_i(t, x) - \frac{R_i(t, x)}{P_i^2} \\ \frac{L_{s,i}}{K_{s,i}} \frac{Q_i}{P_i^2} D_i(t) - \frac{L_{s,i}}{K_{s,i}} \frac{R'_i(t)}{P_i^2} \end{Bmatrix} \quad (19)$$

여기서 α_i, β_i 는 (i) -번째 요소내의 수평 전단력, $F_i(x)$ 와 슬립, $S_i(x)$ 의 분포를 결정하기 위한 계수를 의미한다.

한편 임의의 한 절점에서는 수평 전단력과 슬립이 각각 같아야 한다. 즉 $(i-1)$ -번째 요소와 (i) -번째 요소의 경우 공통 절점 i 에서의 수평 전단력과 슬립은 연속성을 유지해야 하므로 $(i-1)$ -번째 요소의 $x = \ell_{i-1}/2$ 위치에서의 값과 (i) -번째 요소의 $x = -\ell_i/2$ 위치에서의 값은 동일해야 한다. 따라서 시간 t 일때 절점 i 에서의 수평 전단력, F^i 와 슬립, S^i 에 대해서는 다음의 관계가 성립되어야 한다.

$$F^i = F_{i-1} \left(\frac{\ell_{i-1}}{2} \right) = F_i \left(-\frac{\ell_i}{2} \right), \\ S^i = S_{i-1} \left(\frac{\ell_{i-1}}{2} \right) = S_i \left(-\frac{\ell_i}{2} \right) \quad (20)$$

식(19)와 식(20)의 관계로부터 다음의 행렬로 표현된 관계식을 얻을 수 있다.

$$\mathbf{A}_i = \mathbf{C}_{2,i}^{-1} \mathbf{C}_{1,i-1} \mathbf{A}_{i-1} + \mathbf{C}_{2,i}^{-1} [\mathbf{M}_{i-1} - \mathbf{M}_i] \\ = \mathbf{C}_{2,i}^{-1} \mathbf{C}_{1,i-1} \mathbf{A}_{i-1} + \mathbf{C}_{2,i}^{-1} \Delta \mathbf{M}_i \quad (21)$$

여기서

$$\mathbf{A}_i = \begin{Bmatrix} \alpha_i \\ \beta_i \end{Bmatrix}, \quad \mathbf{A}_{i-1} = \begin{Bmatrix} \alpha_{i-1} \\ \beta_{i-1} \end{Bmatrix}, \\ \mathbf{M}_{i-1} = \begin{Bmatrix} \frac{Q_{i-1}}{P_{i-1}^2} M^{i-1}(t) - \frac{1}{P_{i-1}^2} R_{i-1} \left(t, \frac{\ell_{i-1}}{2} \right) \\ \frac{L_{s,i-1}}{K_{s,i-1}} \left[\frac{Q_{i-1}}{P_{i-1}^2} D_{i-1}(t) - \frac{1}{P_{i-1}^2} R'_{i-1} \left(t, \frac{\ell_{i-1}}{2} \right) \right] \end{Bmatrix} \\ \mathbf{M}_i = \begin{Bmatrix} \frac{Q_i}{P_i^2} M^i(t) - \frac{1}{P_i^2} R_i \left(t, -\frac{\ell_i}{2} \right) \\ \frac{L_{s,i}}{K_{s,i}} \left[\frac{Q_i}{P_i^2} D_i(t) - \frac{1}{P_i^2} R'_i \left(t, -\frac{\ell_i}{2} \right) \right] \end{Bmatrix} \\ \mathbf{C}_{1,i-1} = \begin{bmatrix} \cosh \left(P_{i-1} \frac{\ell_{i-1}}{2} \right) & \sinh \left(P_{i-1} \frac{\ell_{i-1}}{2} \right) \\ T_{i-1} \sinh \left(P_{i-1} \frac{\ell_{i-1}}{2} \right) & T_{i-1} \cosh \left(P_{i-1} \frac{\ell_{i-1}}{2} \right) \end{bmatrix} \\ \mathbf{C}_{2,i}^{-1} = \begin{bmatrix} \cosh \left(-P_i \frac{\ell_i}{2} \right) & \sinh \left(-P_i \frac{\ell_i}{2} \right) \\ T_i \sinh \left(-P_i \frac{\ell_i}{2} \right) & T_i \cosh \left(-P_i \frac{\ell_i}{2} \right) \end{bmatrix}^{-1} \\ = \begin{bmatrix} \cosh \left(P_i \frac{\ell_i}{2} \right) & \frac{1}{T_i} \sinh \left(P_i \frac{\ell_i}{2} \right) \\ \sinh \left(P_i \frac{\ell_i}{2} \right) & \frac{1}{T_i} \cosh \left(P_i \frac{\ell_i}{2} \right) \end{bmatrix} \quad (22)$$

식(22)를 토대로 (n) -번째 요소의 계수 행렬, \mathbf{A}_n 을 앞의 두 요소인 $(n-1)$ -번째와 $(n-2)$ -번째 요소의 계수 행렬, \mathbf{A}_{n-1} 과 \mathbf{A}_{n-2} 의 식으로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\mathbf{A}_n = \mathbf{C}_{2,n}^{-1} \mathbf{C}_{1,n-1} \mathbf{A}_{n-1} + \mathbf{C}_{2,n}^{-1} \Delta \mathbf{M}_n \\ = \mathbf{C}_{2,n}^{-1} \mathbf{C}_{1,n-1} \left[\mathbf{C}_{2,n-1}^{-1} \mathbf{C}_{1,n-2} \mathbf{A}_{n-2} + \mathbf{C}_{2,n-1}^{-1} \Delta \mathbf{M}_{n-1} \right] \\ + \mathbf{C}_{2,n}^{-1} \Delta \mathbf{M}_n \\ = \mathbf{C}_{2,n}^{-1} \mathbf{C}_{1,n-1} \mathbf{C}_{2,n-1}^{-1} \mathbf{C}_{1,n-2} \mathbf{A}_{n-2} \\ + \mathbf{C}_{2,n}^{-1} \mathbf{C}_{1,n-1} \mathbf{C}_{2,n-1}^{-1} \Delta \mathbf{M}_{n-1} + \mathbf{C}_{2,n}^{-1} \Delta \mathbf{M}_n \quad (23)$$

식(23)과 같이 순차적인 대입을 통해 첫 번째 요소까

지의 관계식으로 확장하면 n 개의 요소로 구성된 임의의 합성보에 대해 다음의 일반적인 행렬 형태의 방정식을 구성할 수 있다.

$$\mathbf{A}_n = \mathbf{C}_{2,n}^{-1} \left[\prod_{i=2}^{n-1} \mathbf{Z}_i \right] \mathbf{C}_{1,1} \mathbf{A}_1 + \sum_{i=2}^n \left\{ \mathbf{C}_{2,n}^{-1} \left[\prod_{j=i}^{n-1} \mathbf{Z}_j \right] \Delta \mathbf{M}_i \right\},$$

$$\mathbf{Z}_i = \mathbf{C}_{1,i} \mathbf{C}_{2,i}^{-1} \quad (24)$$

즉 부분 합성구조계의 거동을 위의 식으로 표현할 수 있는데 이 식에서 살펴 볼 수 있는 바와 같이 첫 번째 요소에서의 계수값 $\mathbf{A}_1^T = \{\alpha_1, \beta_1\}$ 과 마지막 요소에서의 계수값 $\mathbf{A}_n^T = \{\alpha_n, \beta_n\}$ 의 4개의 미지수로 구성되어 있음을 알 수 있다. 따라서 4개의 미지수 가운데 두 개를 결정하게 되면 식(24)를 풀 수 있게 되는데 식(19)에서 볼 수 있는 바와 같이 각각의 미지수는 첫 번째 절점과 마지막 절점에서의 수평 전단력과 슬립으로부터 결정할 수 있다. 즉 앞에서 사용한 기본 가정인 부재의 양 끝단에서 수평 전단력은 0이라는 가정을 토대로 요소 ①과 ⑩에서의 경계조건은 각각 다음과 같다.

$$F^1 = F_1 \left(t, -\frac{\ell_1}{2} \right) = 0, \quad M^1 = M_1 \left(t, -\frac{\ell_1}{2} \right) = 0,$$

$$S^1 = S_1 \left(t, -\frac{\ell_1}{2} \right) : \text{절점 1}$$

$$F^{n+1} = F_n \left(t, \frac{\ell_n}{2} \right) = 0, \quad M^{n+1} = M_n \left(t, \frac{\ell_n}{2} \right) = 0,$$

$$S^{n+1} = S_n \left(t, \frac{\ell_n}{2} \right) : \text{절점 } n+1 \quad (25)$$

식(25)의 경계조건을 식(19)에 대입하여 정리하면 다음과 같다.

$$\mathbf{A}_1 = \mathbf{C}_{2,1}^{-1} \mathbf{D}_1 = \mathbf{C}_{2,1}^{-1} \left\{ \begin{array}{c} \frac{1}{P_1^2} R_1 \left(t, -\frac{\ell_1}{2} \right) \\ S^1 - \frac{L_{s,1}}{K_{s,1}} \frac{Q_1}{P_1^2} D_1 + \frac{L_{s,1}}{K_{s,1}} \frac{1}{P_1^2} R_1' \end{array} \right\}$$

$$= \mathbf{C}_{2,1}^{-1} \left\{ \begin{array}{c} \frac{1}{P_1^2} R_1 \left(t, -\frac{\ell_1}{2} \right) \\ f(S^1) \end{array} \right\} \quad (26)$$

$$\mathbf{A}_n = \mathbf{C}_{1,n}^{-1} \mathbf{D}_n = \mathbf{C}_{1,n}^{-1} \left\{ \begin{array}{c} \frac{1}{P_n^2} R_n \left(t, \frac{\ell_n}{2} \right) \\ S^{n+1} - \frac{L_{s,n}}{K_{s,n}} \frac{Q_n}{P_n^2} D_n + \frac{1}{P_n^2} R_n' \left(t, \frac{\ell_n}{2} \right) \end{array} \right\}$$

$$= \mathbf{C}_{1,n}^{-1} \left\{ \begin{array}{c} \frac{1}{P_n^2} R_n \left(t, \frac{\ell_n}{2} \right) \\ f(S^{n+1}) \end{array} \right\} \quad (27)$$

따라서 식(14)에 경계조건을 고려한 식(26)과 식(27)을 최종적으로 각각 대입한 후 정리하면 1번째 지점과 $n+1$ 번째 지점인 구조물의 양 끝단에서의 슬립에 대한 다음의 관계식을 구할 수 있다.

$$\mathbf{D}_n = \mathbf{G} \mathbf{D}_1 + \mathbf{H} \quad (28)$$

$$\mathbf{G} = \prod_{i=1}^n \mathbf{Z}_i, \quad \mathbf{H} = \sum_{i=2}^n \left\{ \left[\prod_{j=i}^n \mathbf{Z}_j \right] \Delta \mathbf{M}_i \right\} \quad (29)$$

식(28)의 행렬을 각 행렬의 원소를 갖는 행렬로 표시하면 다음과 같다.

$$\left\{ \begin{array}{c} \frac{1}{P_n^2} R_n \left(t, \frac{\ell_n}{2} \right) \\ f(S^{n+1}) \end{array} \right\} = \begin{bmatrix} G_{11} & G_{12} \\ G_{21} & G_{22} \end{bmatrix} \left\{ \begin{array}{c} \frac{1}{P_1^2} R_1 \left(t, -\frac{\ell_1}{2} \right) \\ f(S^1) \end{array} \right\} + \left\{ \begin{array}{c} H_1 \\ H_2 \end{array} \right\} \quad (30)$$

즉 구조계의 두 연단 가운데 하나인 첫번째 절점에서의 슬립은 다음 식으로부터 계산된다.

$$f(S^1) = \frac{1}{G_{12}} \left[\frac{1}{P_n^2} R_n \left(t, \frac{\ell_n}{2} \right) - \frac{G_{11}}{P_1^2} R_1 \left(t, -\frac{\ell_1}{2} \right) - H_1 \right] \quad (31)$$

식(31)을 식(26)에 대입하여 \mathbf{A}_1 을 계산하고 식(21)의 관계로부터 순차적으로 각 요소의 \mathbf{A}_i 를 계산하므로써 전체 합성보의 임의의 위치에서의 수평 전단력과 슬

림을 결정하게 된다.

4. 해석과정

이 연구의 부분합성 보의 거동해석은 각 절점에서의 휨 모멘트는 일반적인 구조해석을 통하여 구한 뒤 부분 합성 보의 수평 전단력과 슬립거동을 해석하게 된다. 수평 전단력과 슬립거동의 지배방정식을 계산하는데 있어서 선형 부분 전단연결이론을 사용하였으므로 콘크리트와 강재의 구성관계는 모두 선형의 관계를 사용하였다. 부분 전단연결에 있어서 단면의 파괴거동을 결정하는 것은 콘크리트의 파괴나 강재의 항복이라기 보다는 부분 전단연결재의 재료거동이 지배하기 때문에 부분 합성거동을 수치적으로 적용하는데 많이 사용되고 있다. 다음으로 재료의 응력-변형률 관계를 이용하여 임의의 단면의 평형조건을 만족시키고, 각 단면에서 발생하는 크리프와 건조수축에 따른 영향과 단면의 깊이방향으로 다른 재료를 사용한 경우 이를 효과적으로 고려하기 위하여 단면을 가상의 여러 층으로 나누어 해석하는 적층단면법(layer approach)이 사용되었다.

또한 이 연구에서는 콘크리트의 크리프 변형률을 수치적으로 모사하기 위해 제안된 많은 수치모델 가운데 비교적 간단하면서 응력변화 이력을 효과적으로 나타낼 수 있는 크리프 Compliance 전개에 기본을 둔 1차 순환적 단계 알고리즘(the first-order algorithm based on expansion of creep compliance)을 도입하였으며 기본식은 다음과 같다¹¹⁾.

$$\Delta \epsilon_n^{cr} = \Delta C(t_n, \tau) \sigma_n = \sum_{i=1}^m A_{i,n-1} (1 - e^{-\lambda_i \Delta t_n}),$$

$$A_{i,n} = A_{i,n-1} e^{-\lambda_i \Delta t_n} + a_i(\tau) \Delta \sigma_n \quad (32)$$

여기서 λ_μ 는 지연시간(retardation time)의 역이고 $a(\tau)$ 는 재하재령 τ 에 의존하는 크리프 Compliance 계수이며 A 는 숨겨진 상태변수(hidden state variables)로서 이 변수를 통해 전 시간단계의 영향을 고려한다. 또한 $\Delta t_n = t_n - t_{n-1}$ 과 $\Delta \sigma_n = \sigma_n - \sigma_{n-1}$ 은 시간과 응력의 증분을 각각 나타내며, $n=1$ 에서 $A_{i0} = 0$ 이므로 $A_{in} = a_i(\tau) \sigma_1$ 이고 현 시간단계에서 수정되어 다음 시간단계의 크리프 변형률을 계산하는 데 사용된다. 또한 $a(\tau)$ 를 제외한 계수 m , $a(\tau)$, λ_μ 의 결정은 시행착오법

(trial and error method)을 사용하였으며 Dirichlet 급수로 주어지는 크리프 함수를 사용하는 경우 최소 지연시간은 초기순간탄성 변형을 모사하기 위해 매우 작은 값을 사용해야 하나, 이 연구에서는 크리프 Compliance를 사용하였으므로 다음과 같이 $m=4$ 와 지연 시간은 5, 50, 500, 5000일로 가정하였다. 이와 더불어 콘크리트의 시간의존적 현상을 나타내는 건조수축에 의한 변형률의 경우 이 연구에서는 슬래브 단면의 깊이에 따라 일정하다고 가정하였으며, 응력변화이력에 영향을 받지 않으므로 각 모델식에서 제안된 식을 직접 적용하였다^{12),13)}. 각 시간단계에서의 수렴도와 반복해석은 시간의존적 거동해석시 사용되는 일반적인 방법과 동일하며, 이 연구에서 제안한 각 시간단계에서의 부분합성 거동에 대한 해석과정은 그림 7의 흐름도에 나타내었다.

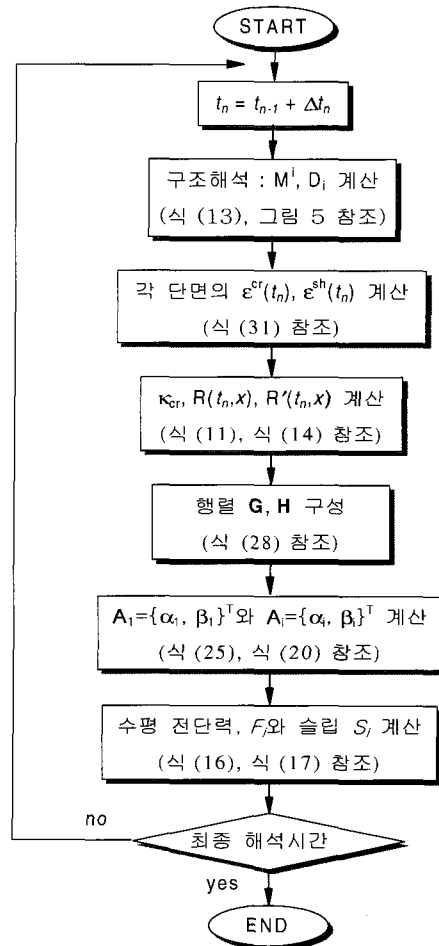


그림 7 부분합성 거동의 해석 흐름도

5. 수치해석

5.1 등분포 하중을 받는 단경간 합성보

제안된 해석모델을 검증하기 위하여 다음 그림 8에 나타난 바와 같이 등분포 하중을 받는 단순 합성보를 해석 예제로 선정하였는데, 이 예제는 Dezi⁶⁾ 등이 부분 합성 거동을 모사하기 위한 해석 모델을 제안하면서 모델의 검증을 위해 사용한 예제로써 Dezi 등에 의한 해석결과와의 비교 또한 이루어졌다.

예제 구조물의 제원은 그림 8에 나타나 있으며 사용한 재료상수는 표 1에 나타나 있다. 콘크리트의 크리프와 건조수축 모델은 CEB-FIP 90¹³⁾ 모델이 사용되었으며 상대습도는 50%로 가정되어 모델식이 적용되었고 온도효과는 고려되지 않았다.

해석은 28일에서 등분포 하중 25.51kg/cm이 작용되어 교량의 일반적인 사용연한인 70년까지 해석되었다. 해석결과는 하중이 재하되는 30일과 최종 해석시간인 70년(25550일)에서 중앙점의 처짐과 수평 전단력의 값으로 기존연구 결과와 함께 다음 표 2에 나타내었다.

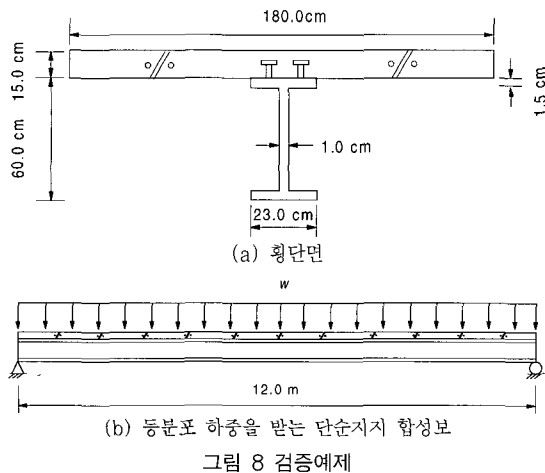


그림 8 검증예제

해석결과와의 비교에서 이 연구의 결과와 기존 연구결과가 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 그러나 기존의 해석방법은 경계조건이 확실히 주어지는 대칭 구조에만 적용할 수 있다는 한계점을 갖고 있으나 이 연구의 해석 모델에서는 이러한 한계를 해결하여 다양한 구조, 하중의 종류 등에 적용할 수 있는 장점을 갖는다.

그림 9는 시간에 따른 수평 전단력과 슬립의 변화를 나타내었다. 이 그림에서 볼 수 있는 바와 같이 시간이 경과함에 따라 수평 전단력과 슬립 모두가 감소하고 있는데 이는 건조수축 작용에 의한 콘크리트의 수축은 반대 방향의 슬립을 유발하기 때문이다. 즉 건조수축의 작용은 콘크리트 슬래브의 모든 단면에서 압축변형률을 증가시키므로 콘크리트 슬래브와 강재 보가 접하는 접촉면에서 콘크리트의 변형률 또한 압축변형률이 증가하게 되고 따라서 상대적으로 슬립변형률은 감소하게 된다. 이를 확인하기 위하여 그림 10에는 중앙경간의 단면에서 시간에 따른 변형률의 변화를 나타내었다.

또한 콘크리트의 크리프와 건조수축의 효과를 알아보기 위하여 t=70년 경과시점에서의 구조물의 거동을 그림 11에 나타내었다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 시간의 경과에 따른 슬립 거동의 변화에 가장 크게 영향을 주는 것은 앞에서 언급한 바와 같이 건조수축임을 알 수 있다. 특히 탄성슬립 거동과의 차이가 지점부에서 현저하게 나타나는데 이는 슬립거동에 따른 수평 전단력이 지점부에는 상대적으로 작고 중앙부로 갈수록 커지는 반면 건조수축에 의한 수평 전단력은 상대적으로 균일하게 발생하기 때문에 그 차이에 의한 영향이 지점부에서 크게 나타나는 것으로 평가된다. 그러나 그림 11에서도 보여 주는 바와 같이 크리프 만의 효과는 수평 전단력과 슬립 모두에서 거의 나타나지 않음을 알 수 있다. 이는 콘크리트의 크리프 변화에 따른 단면의 상대적인 곡률변화와 이에 따른 단면내력의 변화가 극히 작음을 의미한다. 그러나 수평 전단력 감소는 크리프와

표 1 해석조건

$w(kg/cm)$	$K_s/L_s(kg/cm^2)$	$E_c(kg/cm^2)$	$E_s(kg/cm^2)$
25.51	1530.61	3.4×10^5	2.04×10^6

표 2 해석결과와의 비교

구조거동	시간	30일		70년	
		Dezi et al. ⁶⁾	This Study	Dezi et al. ⁶⁾	This Study
중앙 처짐(cm)		2.15	2.15	3.14	3.00
중앙 수평 전단력(ton)		57.0	58.4	35.3	34.0

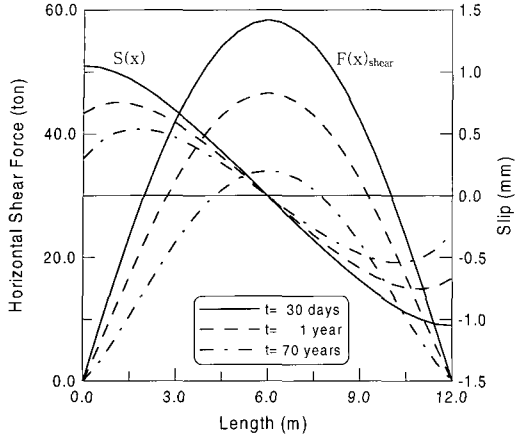


그림 9 시간에 따른 합성보의 수평 전단력과 슬립의 변화

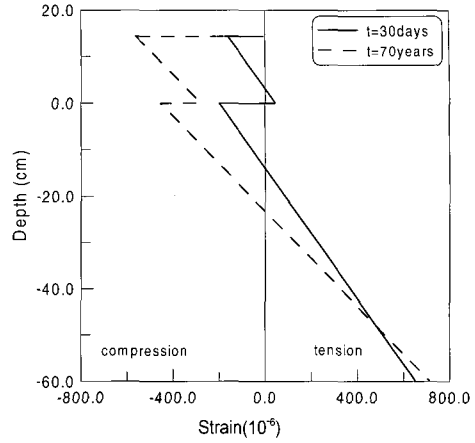


그림 10 시간에 따른 중앙단면의 변형을 변화

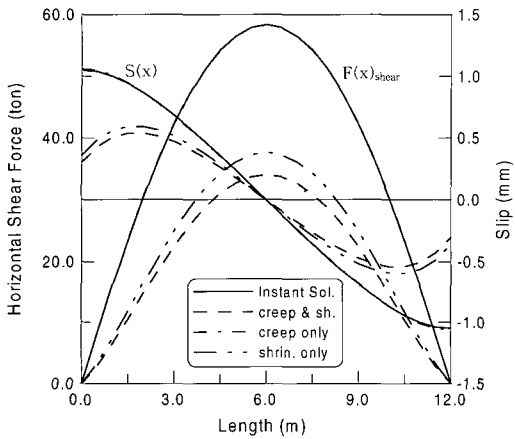


그림 11 크리프와 건조수축에 따른 합성보의 거동

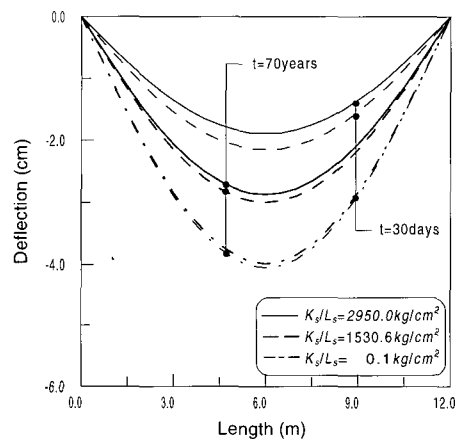


그림 12 전단 연결강성에 따른 처짐의 변화

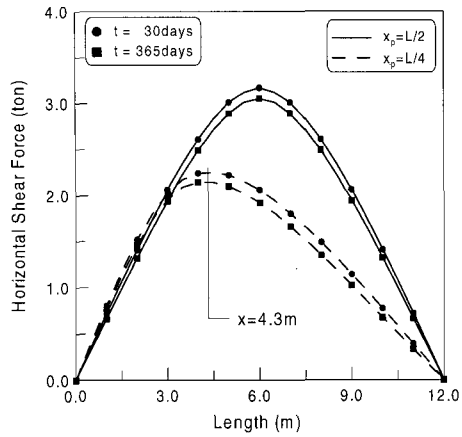
건조수축을 모두 적용하는 경우가 가장 크게 나타나고 있다.

동일 예제 구조물에 대해 전단 연결의 영향을 알아보기 위하여 완전합성을 나타내는 $K_s/L_s=2950kg/cm^2$ 와 전단 연결재의 강성이 매우 작은 완전슬립의 경우로 $K_s/L_s=0.1kg/cm^2$ 에 대하여 추가적으로 해석이 수행되었다. 해석은 하중이 재하되는 시간 $t=30$ 일과 최종 해석시간 $t=70$ 년에서 처짐으로 해석 결과를, 그림 12에 나타내었으며 연결의 강성, K_s/L_s 에 따라 하중이 재하될 때와 시간이 지남에 따라 발생하는 처짐 모두에서 차이를 보이고 있다. 완전합성의 경우 최종 시간에서의 처짐은 하중이 재하될 때인 $t=30$ 일에서 처짐의 약 1.55배 증가하였으며, $K_s/L_s=1530.6kg/cm^2$ 에서는 약 1.43배 증가하였다. 그러나 완전슬립의 경우는 콘크리트의 시

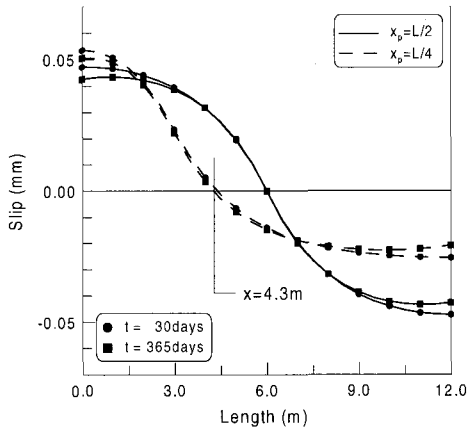
간에 따른 변형의 영향을 강재 보에 전달시키는 정도가 작으므로 처짐의 증가는 크게 나타나고 있지 않다. 또한 하중이 재하되는 시간에서의 처짐은 완전부착의 경우와 완전슬립의 경우를 살펴보면 약 2.7배 정도 크게 나타남을 볼 수 있다. 따라서 전단 연결의 강성이 작은 경우 구조물의 정확한 거동 파악을 위해서는 부분합성의 영향을 반드시 고려해야 함을 알 수 있다.

5.2 집중하중을 받는 합성 단순보

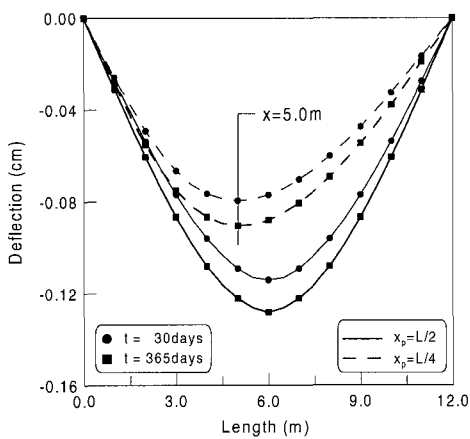
집중하중이 작용하는 경우 등분포하중이 작용하는 경우의 모멘트 분포와는 달리 하중이 작용하는 점에서 모멘트의 기울기가 불연속을 나타내게 되며 특히 하중의 위치가 중앙이 아닌 경우 비대칭의 모멘트분포가 발



(a) 수평 전단력의 변화



(b) 슬립의 변화



(c) 처짐의 변화

그림 13 집중하중을 받는 단순 합성보의 거동

생되고 슬립이 0인 점을 찾는다는 것은 어렵기 때문에 기존 연구자에 의해 제안된 방법을 사용할 경우 지배 방정식의 해를 구하는 데 어려움이 있다. 따라서 이 연구에서는 집중하중, $P=1.0\text{ton}$ 의 재하 위치가 보의 중앙인 경우, 보의 지점에서 $L/4$ 인 점에 작용하는 경우에 대하여 앞에서 해석된 동일 구조물에 집중하중이 작용하는 경우가 해석되었다. 사용한 재료상수 및 단면상수는 앞의 예제와 동일한 값을 가지며 해석시간은 30일에 재하되고 최종시간은 365일로 가정하였다. 콘크리트의 크리프와 건조수축은 ACI⁽¹²⁾ 모델을 사용하였으며 이때 극한 크리프 계수는 1.84, 극한 건조수축 변형률은 318×10^{-6} 으로 가정되었다.

그림 13의 해석결과를 살펴보면 수평 전단력과 슬립 모두 시간이 지남에 따라 감소하였으며 수평 전단력의 경우 모멘트가 불연속인 하중 재하점에서 시간이 경과함에 따라 증가하는 경향을 나타내고 있다. 하중 재하시 처짐에 대한 최종 해석시간에서 처짐의 비는 하중이 $L/4$ 에 작용하는 경우 약 1.15배이고 $L/2$ 에 작용하는 경우 약 1.12배로 거의 차이가 없어 시간에 따른 처짐의 증가는 하중의 위치에는 크게 관계가 없음을 알 수 있다.

5.3 등분포 하중을 받는 2경간 연속보

다음 해석예제는 앞의 예제와 동일한 단면 및 재료 성질을 갖는 2경간 연속 합성보로써 경간 내부에 지점이 추가되는 것으로 가정되었다. 집중 하중의 경우와 유사하게 내부 지점이 왼쪽 지점으로부터 $L/4$ 에 위치한 비대칭의 경우에 대하여 해석되었으며 구조물의 지지 조건은 다음 그림에 나타내었다. 하중은 검중예제와 동일하게 등분포하중 $w=25.51\text{kg/cm}$ 가 재하되는 것으로 가정되었으며 콘크리트 모델은 ACI모델이 사용되었고 앞의 예제와 마찬가지로 30일에 재하되어 365일까지 해석되었다.

해석 결과를 살펴보면 좌우 대칭인 2경간 보의 경우 단경간 구조물에 비해 수평 전단력과 슬립의 크기가 감소하는 것을 볼 수 있다(그림 9와 15참조). 시간에 따른 거동에서 모멘트 기울기가 불연속인 점에서 두 경우 모두 전단력의 변화가 크게 나타나고 있다. 시간에 따른 슬립의 감소는 좌우 대칭인 경우 약 1.13배, 좌우 비대칭인 경우 약 1.10배로 좌우 대칭인 경우가 약간 크지만 구조계의 대칭성에는 크게 영향을 받지 않았다.

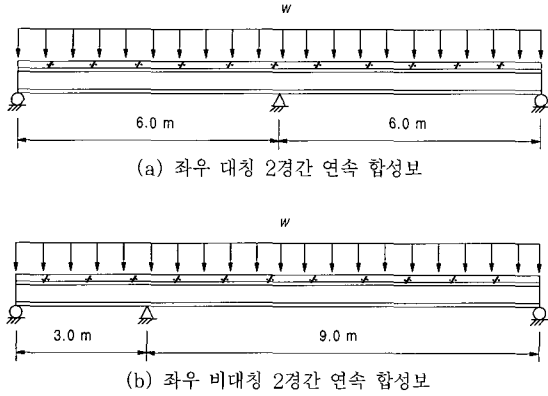
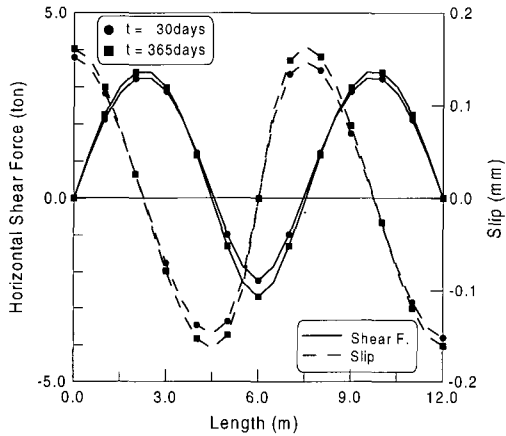
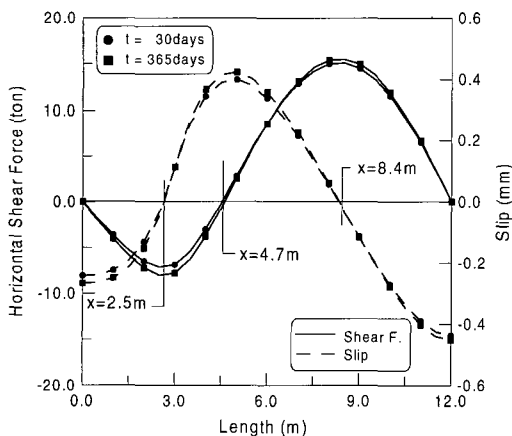


그림 14 등분포 하중을 받는 2경간 연속보



(a) 좌우 대칭인 경우



(b) 좌우 비대칭인 경우

그림 15 2경간 연속보의 거동

또한 구조계의 슬립 거동 특성은 지점의 위치에 따라 영향을 받게 되는데 비대칭 구조계의 경우 대칭 구조계보다 수평 전단력이 크게 증가하게 되며 따라서 슬립의 증가 또한 동반된다. 특히 이 예제의 경우 비대칭 구조계의 좌측 짧은 경간에서 슬립의 방향이 동일하게 나타나는데 이는 모멘트의 분포가 짧은 지간의 구간에서 모두 부(-) 모멘트 분포를 나타내어 상향의 솟음기 발생하기 때문이다.

6. 결 론

이 연구에서는 합성보 분야에서 최근 활발히 연구가 진행되고 있는 콘크리트의 크리프와 건조수축 효과를 고려한 부분 합성보의 거동을 효과적으로 해석할 수 있는 해석 모델을 제안하였다. 일반적으로 기존 연구에서 해석되고 있는 간단한 합성보인 등분포 하중을 받는 단순지지 보에 대하여 해석해와 기존 연구의 결과를 비교하므로써 이 연구에서 제안된 해석 모델을 검증하였으며, 비대칭보, 연속보 등에 대한 예제 해석을 통해 이 연구에서 제안된 해석모델이 작용하중의 종류, 경간 수 등에 관계없이 부분합성 거동을 효과적으로 모사할 수 있음을 보였다. 이러한 예제 해석을 통해 시간에 따른 구조계의 변화는 하중의 위치, 구조계의 대칭성 보다는 전단 연결재의 강성이 가장 큰 영향을 나타내었다. 또한 건조수축 효과는 반대 방향의 수평 전단력과 슬립을 유발하였다. 전단 연결재 거동특성에 관한 실험적 연구는 Oehlers^{1),14)~16)} 등에 의해서 진행되고 있으나 합성보에 사용되는 전단 연결재의 거동, 특히 전단 연결 강성을 효과적으로 표현할 수 있는 방법은 많이 제안되고 있지 않다. 따라서 합성보의 콘크리트와 강재의 접촉면에 작용하는 수평 전단력은 수직 전단력으로부터 근사적으로 계산되어 전단 연결재 등의 설계에 사용되고 있으며 이로 인해 설계상 많은 문제점을 내포하고 있다. 그러므로 전단 연결 강성에 대한 실험과 이를 토대로한 효과적인 수치모델이 구성된다면 이 연구에서 제안된 해석 모델을 토대로 합성보의 실제 거동을 보다 효과적으로 묘사할 수 있으며 콘크리트의 건조수축과 크리프를 고려한 해석을 통해 현재 사용중인 합성보 설계의 문제점 등을 개선할 수 있을 것으로 판단된다.

감사의 글

이 논문은 과학기술부에서 지원한 국가지정 연구실 사업과 교육부에서 지원한 BK21 핵심사업의 연구비 지원에 의한 연구결과로 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고 문헌

- Oehlers, D.J. and Bradford M.A., *Composite Steel and Concrete Structural Members*, Pergamon, New York, 1995
- Commission of the European Communities, Eurocode No.4: Part 1. Design of Composite Steel and Concrete Structures: General Rules and Rules for Buildings. Revised draft, March 1992
- Johnson, R.P. and May, I.M., "Partial-Interaction Design of Composite Beams", *The Structure Engineer*, 1975, Vol. 53, No. 8, pp.305~311
- Johnson, R.P. and Hope-Gill, M.C., "Applicability of Simple Plastic Theory to Continuous Composite Beams", *Proc. Instn Civ. Engrs*, Part 2, 1976, 61, pp.127~143
- Bradford, M.A. and Gilbert, R.I., "Composite Beams with Partial Interaction under Service Loads", *J. of Struct. Engrg.*, ASCE, 1992, Vol. 118, No. 10, pp.1871~1883
- Dezi, L., Ianni, C. and Tarantino, A.M., "Simplified Creep Analysis of Composite Beams with Flexible Connectors", *J. of Struct. Engrg.*, ASCE, 1993, Vol. 119, No. 5, pp.1484~1497
- Tarantino, A.M. and Dezi, L. "Creep Effects in Composite Beams with Flexible Shear Connectors", *J. of Struct. Engrg.*, ASCE, 1992, Vol. 118, No. 23, pp.2063~2081
- Hirst, M.J. and Yeo, M.F., "The Analysis of Composite Beams Using Standard Finite Element Programs", *Computers & Structures*, 1980, 11, pp.233~237
- Gattesco, N., "Analytical Modeling of Non-linear Behavior of Composite Beams with Deformable Connection", *J. of Constructional Steel Research*, 1999, 52, pp.195~218
- Sapountzakis, E.J. and Katsikadelis, J.T., "Interface Forces in Composite Steel-Concrete Structure", *Int. J. of Solids and Structures*, 2000, 37, pp.4455~4472
- ASCE, State-of-Art Report on Finite Element Analysis of Reinforced Concrete, New York, 1982
- ACI Committee 209, "Prediction of Creep, Shrinkage and Temperature Effects in Concrete Structure", 2nd Draft, ACI, Detroit, 1978
- CEB-FIP Comite Euro-International du Beton, "CEB-FIP model code 1990", Paris, 1988
- Oehlers, D.J., "Deterioration in Strength of Stud Connectors in Composite Bridge Beams", *J. of Struct. Engrg.*, ASCE, 1990, Vol. 116, No. 12, pp.3417~3431
- Oehlers, D.J., "Design and Assessment of Shear Connectors in Composite Bridge Beams", *J. of Struct. Engrg.*, ASCE, 1995, Vol. 121, No. 2, pp.214~224
- Oehlers, D.J. and Sved, G., Composite Beams with Limited-Slip-Capacity Shear Connectors, *J. of Struct. Engrg.*, ASCE, 1995, Vol. 121, No. 6, pp.932~938

(접수일자 : 2000. 7. 31)