

# 전단슬립 효과를 고려한 합성보의 유효강성

## Effective Stiffness of Composite Beams Considering Shear Slip Effects

허 병 옥<sup>1)</sup> · 배 규 웅<sup>2)</sup> · 문 태 섭<sup>3)</sup>

Heo, Byung Wook, Bae, Kyu Woong, Moon, Tae Sup

**요 약** : 본 연구는 부분 전단연결을 가지는 강-콘크리트 합성보의 처짐에 미치는 전단슬립의 영향을 조사하는 것이다. 현재 각국의 설계규준에서는 합성보의 처짐 계산시 전단연결재의 강도와 관련되어 있지만, 본 연구에서는 하중조건에 상관없는 전단연결재의 강성에 기반을 둔 정확한 해를 유도하였다. 우선, 평형조건, 곡률의 적합조건에 기반을 둔 3가지 하중조건에서의 합성보의 등가강성을 유도하고, 이로부터 하중조건에 상관없이 슬립의 영향을 적용할 수 있는 간편한 제안식을 유도하였다. 이러한 제안식의 타당성을 검증하기 위해서 현재 AISC에서 사용하고 있는 합성보의 유효강성 및 Nie가 제안한 식과 비교하였다. 일반적으로 사용되는 보의 경우, 전단슬립의 영향은 스패이 짧은 경우, AISC에 비해서 최대 18%까지의 강성의 감소를 나타냄을 알 수 있었다. 완전합성보의 경우, AISC의 제안 값이 본 연구의 결과 보다 크게 나타났는데, 이는 안전측이 되지 못함을 알 수 있었으며, 불완전 합성보의 경우, AISC 제안식이 본 연구보다 강성을 과소 평가하는 결과를 나타내었다.

**ABSTRACT** : This study investigated the effects of a shear slip on the deflection of steel-concrete composite beams with partial shear interaction. Under the guidance of various current design codes, this deflection was related to the strength of shear connectors in the composite beams. In this paper, a shear connector stiffness based on exact solutions, regardless of loading conditions, was developed. The equivalent rigidity of composite beams that considered three different loading types was first derived, based on equilibrium and curvature compatibility, from which a general formula accounting for slips was developed. To validate this approach, the predicted maximum deflection under the proposed method was compared against currently used equations to calculate beam effective stiffness (AISC) Nie's equations, which have recently been proposed. For typical beams that were used in practice, shear slips might result in stiffness reduction of up to 18% for short-span beams. For full composite sections, the effective section modulus with the AISC specifications was larger than that of the present study, which meant that the specifications were not conservative. For partial composite sections, the AISC predictions were more conservative than those in the present study.

**핵심용어** : 합성보, 불완전 합성보, 슬립, 유효강성, 처짐

**KEYWORDS** : Composite Beam, Partially Connected Composite Beam, Slip, Effective Stiffness, Deflection

### 1. 서론

합성보는 철골보와 콘크리트 슬래브의 경계면에 발생하는 수평전단력을 제어함으로써 완전 합성보로 거동하게 되는데, 실제의 합성보의 단면에 발생하는 수평전단력은 수직하중의 수배에 이르고 합성보에서 사용되고 있는 전단스터드의 강성이 크지 않기 때문에 완전 전단연결의 합성보 거동을 기대하기는 어렵다.

이처럼 합성보에서 철골보와 콘크리트 슬래브의 경계면에

서 전단연결재의 강성이 부족할 경우, 슬립의 발생으로 인해 합성보의 강성 및 강도는 감소하게 된다(Wang 1998). 합성보의 불완전 전단연결 거동은 그동안 많은 이론적 실험적 연구가 수행되어 왔으며 현재에도 이러한 합성보의 거동에 대한 이론적, 해석적 연구가 꾸준히 진행되고 있다(Girhammer 1993), (Faella 2003).

하지만, 현행의 LFRD를 비롯한 설계규준은 (AISC 1993), (EC4 1994) 전단연결재의 강도로 합성보의 강성을 평가하고 있기 때문에 완전 합성보의 경우, 슬립의 영향에 의

1) 정희원, 한국건설기술연구원, 선임연구원, 공학석사  
(Tel. 031-910-0368, Fax. 031-910-0361, E-mail : bwheo@kict.re.kr)  
2) 정희원, 한국건설기술연구원, 수석연구원, 공학박사(kwbae@kict.re.kr)  
3) 정희원, 한양대 건축공학부 교수, 공학박사(blumoon@hanyang.ac.kr)

본 논문에 대한 토의를 2005년 4월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

한 합성보의 강성저하를 고려할 수 없고, 또한, 스티드를 사용하지 않은 불완전 합성보의 경우에도 적절한 설계식이 제시되고 있지 못한 실정이다.

따라서, 본 연구에서는 불완전 합성보의 휨 거동에 대한 기본 이론 및 해석방법을 소개하고 합성보의 처짐계산을 위한 유효강성 평가시 기준에서 제시하고 있는 전단연결재의 강도에 의한 평가방법 대신 전단연결재의 하중-슬립 거동에 의한 강성을 사용하여 완전 혹은 불완전 합성보 경계면에서 발생하는 부재의 상대슬립에 의한 추가처짐 및 강도의 영향을 고려할 수 있는 유효강성 값을 하중의 조건에 관계없이 일반적으로 적용할 수 있는 평가방법을 제안하고자 한다.

## 2. 각 하중 형태별 하중-전단슬립 관계유도

불완전 합성보의 해석모델은 1951년 Newmark가 곡률에 관한 2계 미분 방정식을 유도한 이래 지금까지 많은 해석모델이 제안되고 있지만, 대부분의 경우, Newmark의 이론에 바탕을 두고 있다. 본 절에서는 기존에 제안된 불완전 합성보의 해석모델을 사용하여 각 하중조건에 따른 슬립 및 처짐 관계식을 유도하고 최종적으로, 각 모델의 상관관계로부터 하중 형태에 상관없는 일반화된 하중-슬립 및 하중-처짐 관계식을 유도하고자 한다. 해석시 사용된 모델은 탄성해석에 기초하고 있으며 다음과 같은 가정을 하였다.

- ① 경계면에서의 전단응력은 슬립에 비례한다
- ② 철골보와 콘크리트 슬래브는 같은 곡률을 가진다.
- ③ 단면은 수직축에 대칭이다.

Newmark & al.(1951)는 그림 1과 같은 해석모델을 사용하여 탄성 전단연결재를 가지는 불완전 합성보의 미분방정식을 평형조건, 곡률의 적합조건 및 전단연결재의 구성방정식을 사용하여 유도하였다.

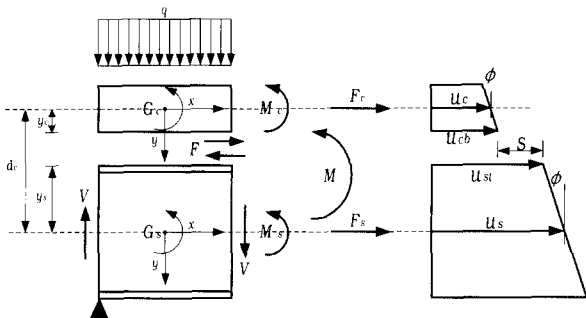


그림 1. Newmark의 해석 모델

그림 1에서 콘크리트와 강재보의 경계면에서 발생하는 슬립  $S$  는

$$S = u_s - u_c - \phi d_c \quad (1)$$

식 (1)을  $x$  에 대해서 미분하면

$$\frac{dS}{dx} = \epsilon_s - \epsilon_c - \chi d_c \quad (2)$$

여기서,  $\epsilon_s$  = 철골보의 변형도,  $\epsilon_c$  = 콘크리트의 변형도,  
 $\chi$  = 곡률  
 $d_c$  = 철골보의 도심과 콘크리트 슬래브 도심간 거리

식 (2)는 변형도와 부재의 도심간 거리 및 곡률의 거리  $x$  에 따른 슬립  $S$  의 변화량을 나타내고 있다. 또한, 그림 1에서 철골보와 콘크리트 슬래브 사이의 축력 및 콘크리트 도심에 대한 모멘트 평형조건식을 적용하면

$$F_s = -F_c = F \quad (3)$$

$$M = M_c + M_s + F \cdot d_c \quad (4)$$

식 (4)에서  $M_c$  및  $M_s$  를 곡률에 관한 식으로 나타내면  
 $M = \chi EI_{abs} + Fd_c \quad (5)$

여기서,  $EI_{abs} = E_c I_c + E_s I_s$  (전단연결재가 없을 경우의 단면의 휨 강성)

따라서 식 (5)를 곡률  $\chi$  및 수평전단력  $F$  에 대한 관계식으로 나타내면 식 (6)과 같이 각각 나타낼 수 있다.

$$\chi = \frac{M - Fd_c}{EI_{abs}}, \quad F = \frac{M - \chi EI_{abs}}{d_c} \quad (6)$$

또한, 단위길이당 수평전단력  $dF/dx$  과 경계면에서의 슬립  $S$  에 선형관계를 가정하면

$$dF/dx = KS \quad (7)$$

$K$  : 전단연결재의 강성(상수)

식 (6) 및 (7)을 사용하여 슬립에 관한 항으로 정리하면

$$S(x) = \frac{\frac{dM}{dx} - \frac{d\chi}{dx} EI_{abs}}{Kd_c} \quad (8)$$

따라서, 식 (2)의 적합조건식, 식 (4)의 평형방정식 및 식 (7)의 전단연결재의 구성방정식을 사용하고 단면형상 및 전단연결재의 강성에 기인하는 무차원화 변수  $\alpha$  와  $\gamma$  를 도입

하여 정리하면 식 (9)와 같이 전단슬립이 있는 불완전 합성보의 곡률에 관한 2계 미분방정식을 유도할 수 있다.

$$\frac{d^2\chi}{dx^2} - \alpha^2\chi = \frac{-q}{EI_{obs}} - \alpha^2\gamma M \quad (9)$$

$$\alpha^2 = K/(A_1E_sI_o), \quad \gamma = A_1/(A_oE_s),$$

$$A_1 = A_o/(I_o + A_o d_c^2),$$

$$A_o = (A_s A_c)/(n A_s + A_c), \quad I_o = I_c/n + I_s,$$

$$n = E_s/E_c$$

$I_s$  = 철골보의 단면 2차 모멘트,  $I_c$  = 콘크리트 슬래브의

단면 2차 모멘트,

$E_s$  = 철골보의 탄성계수,  $E_c$  = 콘크리트 슬래브의

탄성계수,

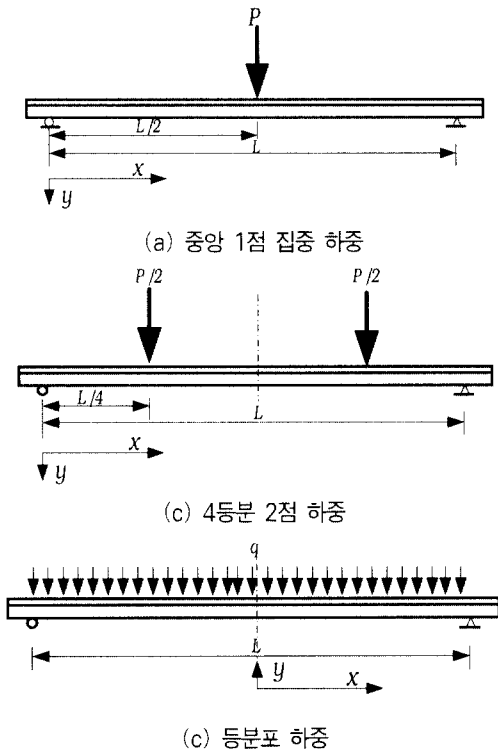
$A_s$  = 철골보의 단면적,  $A_c$  = 콘크리트 슬래브의

단면적,

### 2.1 중앙 1점 집중 하중

합성보가 그림 2의 (a)와 같이 중앙부에서 1점 집중하중을 받을 경우, 곡률에 관한 2계 미분방정식의 일반 해는

$$\chi(x) = C_1 \sinh(\alpha x) + C_2 \cosh(\alpha x) + \gamma M(x) \quad (10)$$



(c) 등분포 하중  
그림 2. 하중정의

식 (10)에 경계조건  $\chi(0) = 0$  을 적용하면,  $C_2 = 0$  또한, 식 (10)을  $x$  에 대해서 미분하면

$$\frac{d\chi}{dx} = \alpha C_1 \cosh(\alpha x) + \gamma \frac{dM}{dx} \quad (11)$$

식 (11)을 식 (8)에 대입하면 식 (12)와 같이 슬립에 관한 식으로 나타낼 수 있고

$$S(x) = \frac{V - (\alpha C_1 \cosh \alpha x + \gamma V) \cdot EI_{obs}}{K \cdot d_c} \quad (12)$$

식 (12)에 경계조건  $x = L/2$ 에서  $S = 0$  을 적용하면 중앙부 1점 집중하중을 받는 합성보의 하중에 따른 슬립의 관계식은 최종적으로 식 (13)과 같이 유도할 수 있다.

$$S(x) = \frac{P\beta}{2} \left( \frac{\cosh(\alpha L/2) - \cosh \alpha x}{\cosh(\alpha L/2)} \right) \quad (13)$$

$$\text{여기서, } \beta = \frac{A_1 d_c}{K} = \frac{(1 - \gamma EI_{obs})}{K d_c}$$

최종적으로 식 (8) 및 식 (13)을 사용하면 중앙 1점 집중 하중 작용시의 전단슬립에 의한 곡률의 일반식을 식 (14)와 같이 유도할 수 있다.

$$\chi(x) = \frac{V(1 - \gamma EI_{obs})}{\alpha \cosh(\alpha L/2) EI_{obs}} \sinh \alpha x + \gamma M(x) \quad (14)$$

### 2.2 4등분 2점 하중

합성보가 그림 2의 (b)와 같이 대칭으로 2점 하중을 받는 경우, 가력점 사이에는 전단력은 존재하지 않고 순수 휨 상태에 놓이게 되기 때문에 미분방정식의 해석시 가력점에서의 경계조건을 직접적으로 구하기가 곤란하다. 따라서 본고에서는 순수 휨이 작용할 경우, 가력점에서의 경계조건을 평가하기 위해서 중앙 1점 집중하중 작용시의 가력점에서 발생하는 곡률을 평가하고, 이러한 가력점에서의 곡률을 순수 휨을 받을 경우의 가력점에서의 곡률의 경계조건으로 하여 하중-슬립 관계를 유도한 후, 가력점에서의 슬립량을 평가하였다. 중앙 1점 하중을 받을 경우, 식 (14)로부터 가력점  $x = L/4$ 에서의 곡률 값은 식 (15)와 같이 된다.

$$\begin{aligned} \chi(L/4) &= \frac{V(1-\gamma EI_{abs})}{\alpha \cosh(\alpha L/2) EI_{abs}} \sinh \alpha L/4 + \gamma M \\ &= \mu + \gamma M \end{aligned} \quad (15)$$

여기서,  $\mu = \frac{V(1-\gamma EI_{abs})}{\alpha \cosh(\alpha L/2) EI_{abs}} \sinh(\alpha L/4)$

한편, 순수 휨만 작용할 경우,  $L/4 < x < L/2$  구간에서 곡률의 일반 해는 식 (16)과 같고,

$$\chi(x) = C_1 \sinh(\alpha x) + C_2 \cosh(\alpha x) + \gamma M \quad (16)$$

식 (16)에 경계조건  $\chi(L/4) = \mu + \gamma M, d\chi/dx(L/2) = 0$  을 적용하면,

$$\chi(x) = \frac{\mu(\cosh \alpha x - \tanh(\alpha L/2) \sinh \alpha x)}{\cosh(\alpha L/4) - \tanh(\alpha L/2) \sinh(\alpha L/4)} + \gamma M \quad (17)$$

식 (17)을  $x$  에 대해서 미분하면,

$$\frac{d\chi}{dx}(x) = \frac{\alpha \mu (\sinh \alpha x - \tanh(\alpha L/2) \cosh \alpha x)}{\cosh(\alpha L/4) - \tanh(\alpha L/2) \sinh(\alpha L/4)} \quad (18)$$

순수 휨 구간( $S_b$ )에서의 하중-슬립 관계는 식 (19)와 같다.

$$S_b(x) = \frac{F\beta \sinh(\alpha L/4)}{2 \cosh(\alpha L/2)} \frac{\sinh(\alpha L/2 - \alpha x)}{\cosh(\alpha L/4)} \quad (19)$$

따라서, 가력점 ( $x = L/4$ )에서 전단구간( $S_v$ ) 및 순수 휨 구간( $S_b$ )에서의 슬립 값은 각각 식 (20a), 식 (20b)와 같이 된다.

$$S_v\left(\frac{L}{4}\right) = \frac{F\beta}{2} \frac{\cosh(\alpha L/2) - \cosh(\alpha L/4)}{\cosh(\alpha L/2)} \quad (20a)$$

$$S_b\left(\frac{L}{4}\right) = \frac{F\beta}{2} \frac{\sinh(\alpha L/4) \tanh(\alpha L/4)}{\cosh(\alpha L/2)} \quad (20b)$$

식 (20)으로부터 거리  $x$  에 따른 전단구간( $S_v$ ) 및 순수 휨 모멘트 구간( $S_b$ )의 거리에 따른 슬립량을 그래프로 비교하여 나타내면 그림 3과 같다. 그림에서 알 수 있듯이 곡률의 경계조건을 중앙 1점 집중하중시의 곡률 값으로 하였기 때문에 가력점에서 슬립량이 큰 차이를 보이고 있음을 알 수 있다.

따라서, 가력점에서 전단구간 및 순수 휨구간에서의 슬립량의 오차를 줄이기 위해서는 식 (20)의 가력점에서의 슬립량을 경계조건으로 하여 반복적으로 계산을 수행해야 한다.

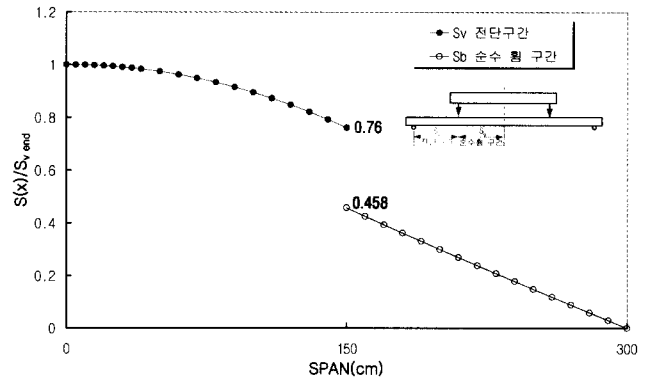


그림 3. 4등분 2점 하중 시 스패에 따른 슬립분포

가력점에서의 슬립 값의 정확한 계산을 위해 식 (20b)의 순수 휨 구간에서의 가력점의 슬립량  $S_b(L/4)$  을 전단구간  $S_v(L/4)$  에서의 슬립량의 경계조건으로 수정하여 재차 풀이하면,  $S_b(L/4)$  에서의 슬립량을 식 (21)과 같이 두고,

$$S_b\left(\frac{L}{4}\right) = \frac{F\beta}{2} \frac{\sinh(\alpha L/4) \tanh(\alpha L/4)}{\cosh(\alpha L/2)} = \frac{P\beta}{2} A \quad (21)$$

여기서,  $A = \frac{\sinh(\alpha L/4)}{\cosh(\alpha L/2)} \tanh(\alpha L/4)$

전단구간( $0 < x < L/4$ )에서 하중-슬립관계식을 유도하기 위해 식 (21)의 순수 휨 구간에서의 가력점 슬립량을 전단구간  $S_v(L/4)$  에서의 슬립량의 경계조건으로 사용하면 식 (22)와 같이 전단구간에서의 곡률 및 슬립 관계식을 구할 수 있다.

$$\chi_v(x) = \frac{VKd_c\beta(1-A)}{\alpha \cosh(\alpha L/4) EI_{abs}} \sinh \alpha x + \gamma M \quad (22a)$$

$$S_v(x) = \frac{F\beta}{2} \frac{[\cosh(\alpha L/2) - (1-A) \cosh \alpha x \cosh(\alpha L/4)]}{2} \quad (22b)$$

식 (22)로부터 전단구간에서 가력점( $L/4$ )에서의 곡률 값은 식 (23)과 같이 되고

$$\chi_v\left(\frac{L}{4}\right) = \frac{VKd_c\beta(1-A)}{\alpha \cosh(\alpha L/4) EI_{abs}} \sinh(\alpha L/4) + \gamma M = \mu_2 \quad (23)$$

따라서, 식 (23)을 순수 휨 구간의  $x = L/4$  에서의 곡률 값의 경계조건으로 사용하면 순수 휨 구간에서의 수정된 하중-슬립 관계식을 유도할 수 있다.

$$S_b(x) = \frac{F_j \beta (1-A)}{2} \frac{\sinh(\alpha L/4)}{\cosh(\alpha L/4)} \frac{\sinh(\alpha L/2 - \alpha x)}{\cosh(\alpha L/4)} \quad (24)$$

식 (22) 및 식 (24)로부터 1회 수정 후의  $S_b(x), S_s(x)$  값을 비교하여 나타내면 그림 4와 같이 가력점에서의 슬립량이 5% 이내로 크게 감소하고 있음을 알 수 있다.

가력점에서의 슬립량을 보다 정확하게 예측하기 위해서 다시 한 번 식 (24)의 가력점에서의 슬립 값을 경계조건으로 사용하여 재차 풀이하면, 전단구간에서의 슬립관계식은 식 (25)와 같이 되고,

$$S_b(x) = \frac{F_j \beta [\cosh(\alpha L/2) - (1-(1-A)B) \cosh \alpha x]}{2 \cosh(\alpha L/4)} \quad (25)$$

여기서,  $B = \tanh(\alpha L/4)^2$

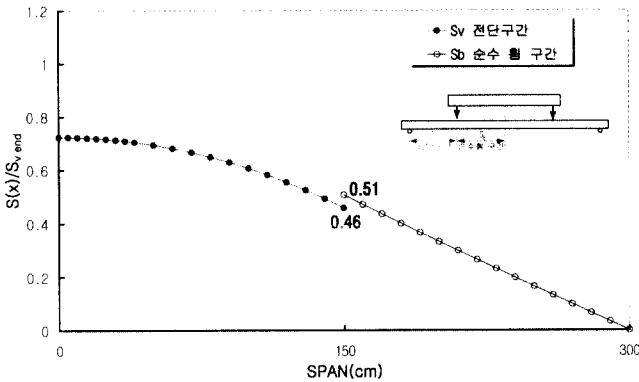


그림 4. 2점 집중 하중 시 스패에 따른 슬립분포(1회 수정)

식 (25)로부터 전단구간( $x = L/4$ )의 곡률 값을 순수 휨 구간( $x = L/4$ )에서의 경계조건으로 사용하면 순수 휨 구간에서의 재차 수정된 하중-슬립 관계식을 유도할 수 있다.

$$S_b(x) = \frac{F_j \beta (1-(1-A)B) \tanh(\alpha L/4) \sinh(\alpha L/2 - \alpha x)}{2 \cosh(\alpha L/4)} \quad (26)$$

이후 계산을 반복하면 할수록 계수  $B$  값만 급수형태로 증가하게 된다. 그림 5는 9회 반복 계산시의  $S_b(L/4), S_s(L/4)$  값을 나타낸 것으로 가력점에서의 슬립량이 동일한 값으로 수렴하고 있음을 알 수 있다. 따라서, 4등 분점 집중하중을 받는 합성보의 하중-슬립 관계식은 식 (27)과 같이 급수 항  $\lambda$ 를 포함한 식으로 나타낼 수 있다.

$$S_b(x) = \frac{F_j \beta \lambda \tanh(\alpha L/4) \sinh(\alpha L/2 - \alpha x)}{2 \cosh(\alpha L/4)} \quad (27a)$$

$$S_s(x) = \frac{F_j \beta [\cosh(\alpha L/2) - \lambda \cosh \alpha x]}{2 \cosh(\alpha L/4)} \quad (27b)$$

$\lambda$  (n차) =

$$1 + (-B)^1 + (-B)^2 + (-B)^3 + \dots + (-B)^n + A(-B)^n$$

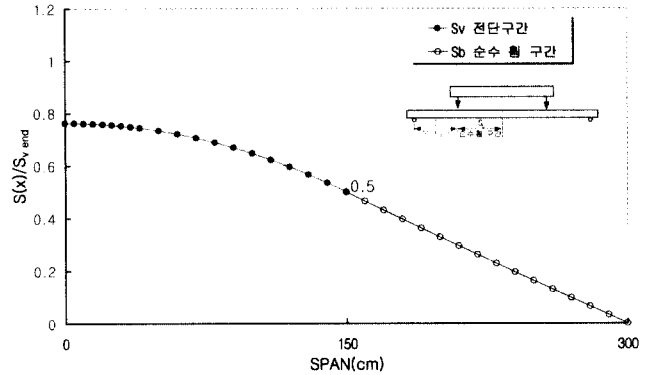


그림 5. 2점 집중 하중 시 스패에 따른 슬립분포(9회 수정)

한편, 그림 6은 반복회수(n)에 따른  $\lambda$ 의 수렴성을 나타내는 것으로, 단면의 형상변수인  $\alpha$  값에 따라서 수렴시의 반복회수는 다소 차이가 나지만,  $\alpha$  값이 0.006 이하이면, 4회 이상 반복시 거의 일정한 값으로 수렴하고 있음을 알 수 있다.

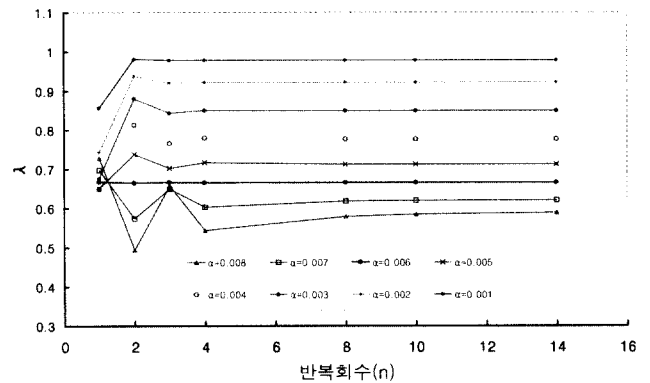


그림 6. 반복회수에 따른  $\lambda$ 의 수렴성 비교

### 2.3 등분포 하중

불완전 합성보가 그림 2의 (c)와 같이 등분포 하중을 받는 경우, 지배 미분 방정식은(Johnson 1994) 식 (28)과 같고,

$$\frac{d^2 S}{dx^2} - \alpha^2 S = -\alpha^2, 3qx \quad (28)$$

식 (28)에 경계조건  $S(0)=0, dS/dx(L/2)=0$ 을 적용하면, 등분포 하중시의 하중-슬립 관계식은 식 (29)와 같다.

$$S(x) = \beta q x - \frac{\sinh \alpha x}{\alpha \cosh(\alpha L/2)} \quad (29)$$

그림 7은 각 하중 형태에 따른 하중-슬립 관계 식(13), 식 (27) 및 식 (29)로부터 각 하중 형태별 스패에 따른 슬립 관계를 1점 하중시의 엔드슬립( $S_{1end}$ ) 값으로 무차원화하여 나타낸 것이다. 또한, 비부착 합성보의 경우, 작용하중에 의한 경계면에서의 상대슬립은 합성보의 단면형상과 모멘트의 적분항으로 나타나기 때문에, 본 고에서는 비교를 위해 각 하중별 작용모멘트의 구간에 따른 면적을 1점하중시의 모멘트 면적비로 환산하여 함께 나타내었다. 비교결과, 각 하중 형태별 슬립량은 1점 하중시의 모멘트 면적비에 대한 각 하중별 모멘트의 면적비에 직접 비례하고 있음을 알 수 있다.

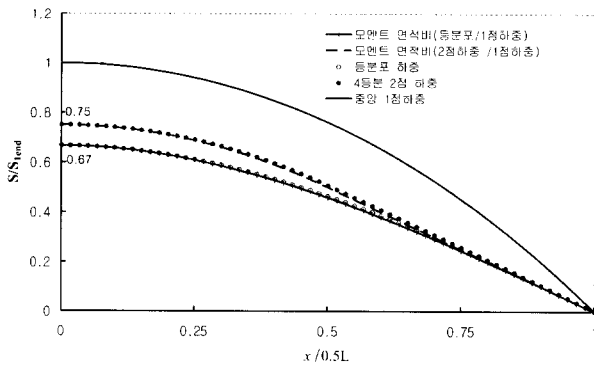


그림 7. 불완전 합성보의 각 하중 형태별 슬립 비교

### 3. 전단슬립에 의한 추가 처짐식 유도

#### 3.1 중앙 1점 하중

중앙 1점 하중 작용시 슬립에 의해 콘크리트 슬래브와 철골보 경계면에 발생하는 변형도는 식 (30)과 같고(Nie 2003),

$$\frac{dS}{dx} = \epsilon_{slip} = \frac{\alpha \beta P (e^{-\alpha x - \alpha L/2} - e^{\alpha x - \alpha L/2})}{2(1 + e^{-\alpha L})} \quad (30)$$

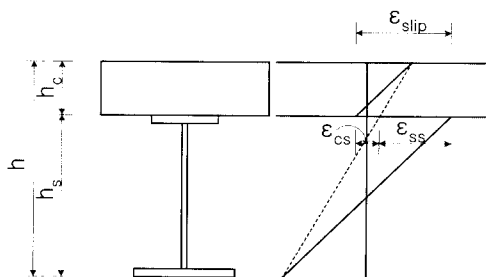


그림 8. 불완전 합성보의 변형도 분포

따라서, 중앙 1점 집중하중을 받는 단순보의 경우, 슬립에 의해 발생하는 추가 곡률은 그림 8로부터 식 (31)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\Delta \chi = \frac{\epsilon_{cb}}{h_c} = \frac{\epsilon_{st}}{h_s} = \frac{\epsilon_{slip}}{h} = \frac{\alpha \beta P (e^{-\alpha x - \alpha L/2} - e^{\alpha x - \alpha L/2})}{2h(1 + e^{-\alpha L})} \quad (31)$$

식 (31)을  $x$ 에 관해서 적분하고 경계조건  $x = L/2$ 에서  $\int \Delta \chi = 0$ ,  $x = 0$ 에서  $\int \int \Delta \chi = 0$ 를 각각 적용하면 중앙 1점 하중을 받는 불완전 합성보의 스패에 따른 처짐 관계식은 식 (32)와 같다.

$$\Delta f_1(x) = \frac{\beta P}{2\alpha h(1 + e^{-\alpha L})} (e^{-\alpha x - \alpha L/2} - e^{\alpha x - \alpha L/2}) + \frac{\beta P x}{2h} \quad (32)$$

따라서, 중앙부( $x = L/2$ )에서 슬립에 의한 최대처짐은 식 (33)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Delta f_1 \max = \beta P \left( \frac{L}{4h} - \frac{(1 - e^{-\alpha L})}{2\alpha h(1 + e^{-\alpha L})} \right) \quad (33)$$

#### 3.2 4등분 2점 하중

그림 2의 (b)와 같이 4등분 2점 하중을 받은 합성보의 경우, 슬립에 의한 추가곡률은 식 (34)와 같고

$$L/4 < x < L/2 \text{ 구간 : 순수 휨} \\ \Delta \chi_b(x) = \frac{-P\alpha \beta \lambda \tanh(\alpha L/4) \cosh(\alpha L/2 - \alpha x)}{2h \cosh(\alpha L/4)} \quad (34a)$$

$0 < x < L/4$  구간 : 전단 및 휨

$$\Delta \chi_v(x) = \frac{-P\alpha \beta \lambda \sinh \alpha x}{2h \cosh(\alpha L/4)} \quad (34b)$$

순수 휨 구간( $L/4 < x < L/2$ )에서의 스패에 따른 처짐각은 경계조건  $x = L/2$ 에서  $\int \Delta \chi_b = 0$ 를 적용하면

$$\int \Delta \chi_b dx = \frac{P\beta \lambda}{2h} \tanh(\alpha L/4) \frac{\sinh(\alpha L/2 - \alpha x)}{\cosh(\alpha L/4)} \quad (35)$$

전단 및 휨이 작용하는 구간( $0 < x < L/4$ )에서의 처짐

각은  $\int \Delta\chi_b(\frac{L}{4}) = \int \Delta\chi_c(\frac{L}{4})$  의 경계조건을 적용하면

$$\int \Delta\chi_c dx = \frac{P\beta\lambda}{2h} [1 + \tanh(\alpha L/4)\tanh(\alpha L/4) - \frac{\alpha \cosh \alpha x}{\cosh(\alpha L/4)}] \quad (36)$$

식 (35)를  $x$  에 관해서 적분하면,

$$\iint \Delta\chi_b dx = \frac{-P\beta\lambda}{2\alpha h} \tanh(\alpha L/4) \frac{\cosh(\alpha L/2 - \alpha x)}{\cosh(\alpha L/4)} + C_{b2} \quad (37)$$

식 (36)을  $x$  에 관해서 적분하고,

경계조건  $x = 0$  에서  $\iint \Delta\chi_c = 0$  을 적용하면

$$\iint \Delta\chi_c dx = \frac{P\beta\lambda}{2h} x(1 + \tanh^2(\alpha L/4)) - \frac{\sinh \alpha x}{\alpha \cosh(\alpha L/4)} \quad (38)$$

식 (37) 및 식 (38)로부터,

$$\iint \Delta\chi_b(\frac{L}{4}) = \iint \Delta\chi_c(\frac{L}{4}) \text{의 경계조건을 적용하면 순수 휨}$$

구간에서의 스펠에 따른 처짐관계식은 식 (39)와 같이 된다.

$$\begin{aligned} \iint \Delta\chi_b dx &= \Delta f_{2b}(x) \\ &= \frac{P\beta\lambda}{2\alpha h} \frac{L}{4} (1 + \tanh^2(\alpha L/4)) - \frac{\sinh(\alpha L/4) \cosh(\alpha L/2 - \alpha x)}{\alpha \cosh(\alpha L/4)} \end{aligned} \quad (39)$$

따라서, 4등 분점 2점 하중시의 중앙부에서의 최대 처짐은

$$\begin{aligned} \Delta f_{2max} &= \frac{P\beta\lambda}{2\alpha h} \frac{L}{4} (1 + \tanh^2(\alpha L/4)) - \frac{\sinh(\alpha L/4)}{\alpha} \\ &= \frac{P\beta\lambda}{2\alpha h} \left[ \frac{L}{4} \left( 1 + \frac{1+e^{-\alpha L}}{1+e^{-\alpha L}+2e^{-\alpha L/2}} \right) - \frac{e^{\alpha L/2} - e^{-\alpha L/2}}{2} \right] \end{aligned} \quad (40)$$

$$\int \Delta\chi = \frac{\beta P}{\alpha L h (1 + e^{-\alpha L})} (\alpha x + \alpha x e^{-\alpha L} - e^{\alpha x - \alpha L/2} + e^{-\alpha x - \alpha L/2}) \quad (42)$$

식 (42)를  $x$  에 대해서 적분하고 경계조건  $x = L/2$  에서

$\iint \Delta\chi = 0$  를 적용하면,

$$\Delta f_3(x) = \frac{\beta P}{Lh} \frac{x^2}{2} - \frac{(e^{\alpha x - \alpha L/2} + e^{-\alpha x - \alpha L/2})}{\alpha^2 (1 + e^{-\alpha L})} - \frac{\beta P}{Lh} \frac{L^2}{8} - \frac{1}{\alpha^2} \quad (43)$$

따라서, 등분포 하중시의 중앙부 최대처짐은

$$\Delta f_{3max} = -\frac{\beta P}{L} \frac{L^2}{8h} + \frac{2e^{-\alpha L/2} - 1 - e^{-\alpha L}}{h\alpha^2 (1 + e^{-\alpha L})} \quad (44)$$

각 하중에 따른 슬립에 의한 추가처짐 식 (32), 식(38), 식 (39) 및 식 (44)로부터 스펠에 따른 추가처짐 값을 중앙 1점 집중 하중시의 중앙부 최대처짐( $f_{1max}$ ) 값으로 무차원화하여 그래프로 나타내면 그림 9와 같다. 또한, 그림 9에서 환산하중은 중앙부 1점 집중 하중시의 구간별 슬립면적에 대한 각 하중별 슬립면적비로 환산하여 함께 나타내었다. 비교결과, 모멘트 면적비에 의한 슬립의 환산하중과 같이 불완전 합성보의 각 하중형태별 슬립에 의한 처짐은 스펠에 따른 각 하중별 슬립곡선의 면적비와 동일한 값으로 나타나고 있음을 알 수 있다.

따라서, 본고에서는 슬립에 의한 각 하중별 유효강성의 평가시 해석으로부터 구한 처짐식을 사용하지 않고 슬립곡선의 면적비를 사용하여 각 하중별 유효강성을 평가하였다.

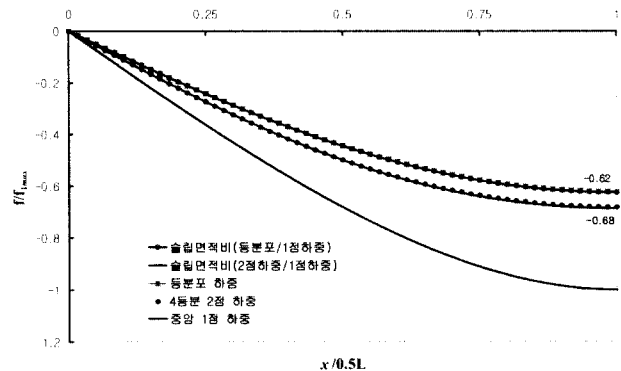


그림 9. 슬립 면적비에 의한 환산하중과의 비교

### 3.3 등분포 하중

그림 2의 (c)와 같이 등분포 하중 작용시 슬립에 의한 곡률은

$$\Delta\chi = \frac{\epsilon_{slip}}{h} = \frac{\beta P}{Lh} \frac{(1 + e^{-\alpha L} - e^{\alpha x - \alpha L/2} - e^{-\alpha x - \alpha L/2})}{(1 + e^{-\alpha L})} \quad (41)$$

식 (41)을  $x$  에 대해서 적분하고, 경계조건  $x = 0$  에서

$\int \Delta\chi = 0$  를 적용하면,

### 4. 유효강성 값 유도

불완전 합성보의 각 하중별 슬립 및 처짐의 예측은 합성보

의 1점 중앙 집중하중을 받는 경우에 대한 모멘트 면적비 및 슬립곡선의 면적비로 고려하면 전단연결재의 합성비 및 하중 형태에 상관없이 중앙부 1점 하중을 받는 슬립 및 처짐 관계 식으로 나타낼 수 있음을 알 수 있다. 따라서, 슬립의 영향으로 인한 중앙부의 추가처짐은 합성도의 유무에 상관없이 비부착 합성의 경우와 마찬가지로 슬립곡선의 면적을 전구간에 걸쳐 적분한 값과 동일한 값을 나타내고 있음을 알 수 있다.

따라서, 슬립에 의한 중앙부 최대처짐 예측을 위한 일반식을 유도하기 위해서 스펠의 중앙부에서 1점 하중에 대한 2점 및 등분포 하중시의 슬립곡선의 면적비를 사용하면 식 (45)와 같고

2점 하중 슬립곡선 면적/1점 하중 슬립곡선 면적

$$= \frac{11PL^3}{768EI} / \frac{PL^3}{48EI} = 11/16 \quad (45a)$$

등분포 하중 슬립곡선 면적/1점 하중 슬립곡선 면적

$$= \frac{5PL^3}{384EI} / \frac{PL^3}{48EI} = 5/8 \quad (45b)$$

식(45)를 1점 집중하중시의 중앙부 최대처짐 식 (33)에 대입하면 각 하중별 중앙부 최대처짐량은 식 (46)과 같이 하중조건에 상관없이 적용 가능한 일반식으로 나타낼 수 있다.

$$\Delta f_1 = \beta P \left( \frac{L}{4h} - \frac{1 - e^{-\alpha L}}{2\alpha h(1 + e^{-\alpha L})} \right) \quad (46a)$$

$$\Delta f_2 = \beta P \left( \frac{L}{4h} - \frac{1 - e^{-\alpha L}}{2\alpha h(1 + e^{-\alpha L})} \right) \left( \frac{11}{16} \right) \quad (46b)$$

$$\Delta f_3 = \beta P \left( \frac{L}{4h} - \frac{1 - e^{-\alpha L}}{2\alpha h(1 + e^{-\alpha L})} \right) \left( \frac{5}{8} \right) \quad (46c)$$

따라서, 불완전 합성보의 탄성변형으로 인한 중앙부 처짐 및 슬립으로 인한 추가 처짐을 고려한 중앙부의 전체 처짐은 식 (47)과 같이 4등분 2점 하중 및 등분포 하중을 1점 하중을 받는 경우와 동일한 형태로 나타낼 수 있다.

$$f_1 = f_{c1} + \Delta f_1 = \frac{PL^3}{48EI} + \beta P \left( \frac{L}{4h} - \frac{1 - e^{-\alpha L}}{2\alpha h(1 + e^{-\alpha L})} \right) \quad (47a)$$

$$f_2 = f_{c2} + \Delta f_2 = \frac{11PL^3}{768EI} + \beta P \left( \frac{L}{4h} - \frac{1 - e^{-\alpha L}}{2\alpha h(1 + e^{-\alpha L})} \right) \left( \frac{11}{16} \right) \quad (47b)$$

$$f_3 = f_{c3} + \Delta f_3 = \frac{5PL^3}{384EI} + \beta P \left( \frac{L}{4h} - \frac{1 - e^{-\alpha L}}{2\alpha h(1 + e^{-\alpha L})} \right) \left( \frac{5}{8} \right) \quad (47c)$$

전단슬립에 의한 추가처짐을 고려한 전체의 처짐식 (47)을 기존의 유효강성의 개념으로 나타내기 위해서 각 하중 형태별 유효강성 값을  $EI_i$ 항으로 정리하면 식 (48)과 같이 나타낼 수 있다.

$$f_1 = \frac{PL^3}{48EI_1} \quad (48a)$$

$$f_2 = \frac{11PL^3}{768EI_2} \quad (48b)$$

$$f_3 = \frac{5PL^3}{384EI_3} \quad (48c)$$

(1) 중앙 1점 하중시의 유효강성 값  $EI_1$ 의 유도

$$\frac{PL^3}{48EI_1} = \frac{PL^3}{48EI} + \beta P \left( \frac{L}{4h} - \frac{(1 - e^{-\alpha L})}{2\alpha h(1 + e^{-\alpha L})} \right)$$

$$EI_1 = \frac{EI}{1 + \frac{24EI\beta}{L^2h} \left( \frac{1}{2} - \frac{\psi}{\alpha L} \right)}$$

$$EI_1 = \frac{EI}{1 + \xi} \quad (49a)$$

여기서,  $\psi = \left( \frac{1 - e^{-\alpha L}}{1 + e^{-\alpha L}} \right)$ ,  $\eta = 24EI\beta / (L^2h)$ ,

$$\xi = \eta \left( 0.5 - \frac{\psi}{\alpha L} \right)$$

(2) 4등분 2점 하중시의 유효강성 값  $EI_2$ 의 유도

$$\frac{11PL^3}{768EI_2} = \frac{11PL^3}{768EI} + \beta P \left( \frac{L}{4h} - \frac{1 - e^{-\alpha L}}{2\alpha h(1 + e^{-\alpha L})} \right) \left( \frac{11}{16} \right)$$

$$EI_2 = \frac{EI}{1 + \frac{24\beta EI}{hL^2} \left( \frac{1}{2} - \frac{\psi}{\alpha L} \right)}$$

$$EI_2 = \frac{EI}{1 + \xi} \quad (49b)$$

(3) 등분포 하중시의 유효강성 값  $EI_3$ 의 유도

$$\frac{5PL^3}{384EI_3} = \frac{5PL^3}{384EI} + \beta P \left( \frac{L}{4h} - \frac{1 - e^{-\alpha L}}{2\alpha h(1 + e^{-\alpha L})} \right) \left( \frac{5}{8} \right)$$



$$EI_3 = \frac{EI}{1 + \frac{24\beta EI}{hL^2} \left(\frac{1}{2} - \frac{\psi}{\alpha L}\right)}$$

$$EI_3 = \frac{EI}{1 + \xi} \quad (49c)$$

식 (49)의 결과에서 알 수 있듯이 유효강성 값  $EI_i$ 는 하중의 형태에 상관없이 일정한 값을 나타내고 있음을 알 수 있다. 따라서, 불완전 합성보의 슬립의 영향을 고려한 단면의 유효강성 값은 하중의 형태에 상관없이 동일한 값으로 나타낼 수 있다. 식 (50)에서 전단슬립에 의한 강성의 감소계수를 나타내는  $\xi$  값은 전단연결재의 강성과 단면의 형상에 관련된 계수임을 알 수 있다.

$$EI_i = EI_{eff} = \frac{EI}{1 + \xi} \quad (50)$$

여기서  $i = 1, 2, 3$

따라서, 불완전 합성보의 전단슬립의 영향을 고려한 전체 처짐( $f$ )은 식 (51)과 같이 완전합성보의 탄성처짐 ( $f_e$ )와 슬립에 영향에 의한 추가처짐( $f_c, \xi$ )으로 나타낼 수 있다.

$$f = f_e (1 + \xi) \quad (51)$$

$$\xi = \eta \left(0.5 - \frac{\psi}{\alpha L}\right)$$

한편, 그림 10은 식 (51)에서 사용되는  $\psi$  값의 스패น(L) 및  $\alpha L$ 에 따른 관계를 각각 나타낸 것이다. 그림에서 알 수 있듯이  $\psi$  값은 합성보의 스패인이 15m 이하일 경우,  $\alpha$  값에 따라서 1~0.7의 분포를 나타내기 때문에, 슬립의 영향에 의한 추가처짐에 큰 영향을 미치고 있음을 알 수 있다.

또한,  $\alpha L$ 에 따른 영향을 살펴보면(그림 11),  $\alpha L$  값이 6 이상일 경우,  $e^{-\alpha L}$  값이 0에 근사하기 때문에  $\psi$  값은 1로 수렴하고 있는 반면,  $\alpha L$  값이 4이하일 경우에는  $\psi$  값이 급격하게 감소하고 있음을 알 수 있다.

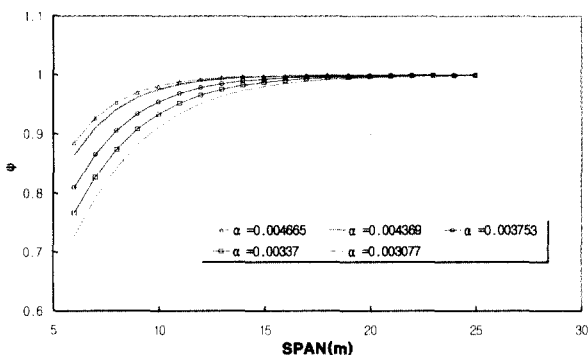


그림 10. 스패인에 따른  $\psi$  값의 분포

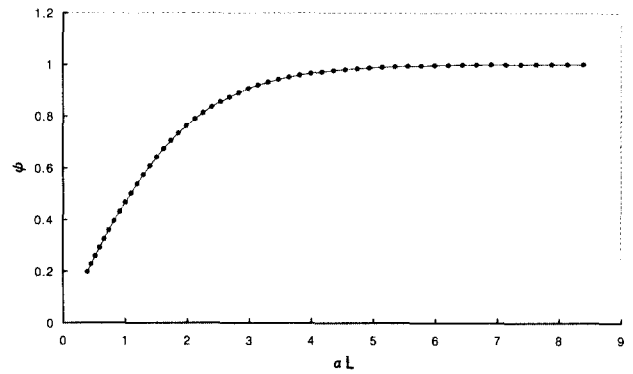


그림 11.  $\alpha L$  값에 따른  $\psi$  값의 분포

### 5. 기존 제안식과의 비교

AISC (1993)에서는 식 (52)와 같이 전단연결재의 강도에 기초한 유효단면 2차 모멘트 값을 사용하여 합성보의 슬립에 의한 추가 처짐 값을 평가하고 있다. 식 (52)는 전단연결재의 강도로 유효강성을 평가하고 있기 때문에 실제의 전단연결재의 강성을 고려하고 있지 못하다. 특히, 완전합성보로 설계할 경우에는 슬립에 의한 강성의 감소를 고려할 수 없다.

$$I_{eff} = I_s + \sqrt{\sum Q_n / C_f (I_{tr} - I_s)} \quad (52)$$

여기서  $I_s$  : 철골보의 단면 2차 모멘트,

$I_{tr}$  : 비균열 합성단면의 단면 2차 모멘트

$I_{eff}$  : 유효단면 2차 모멘트,  $\sum Q_n / C_f$  : 합성비

$\sum Q_n$  : 실제 설치된 전단연결재의 전단강도 합

$C_f$  : 완전 합성단면에서의 콘크리트 슬래브 압축력

한편, Nie(2003)는 전단연결재의 강성에 기초한 유효강성 값을 식(53)와 같이 하중의 형태에 상관없이 사용할 수 있는 근사식을 제안하고 있다. 식 (53)는  $e^{-\alpha L}$  값을 0에 수렴한다고 가정하고, 등분포 하중에 기초하여 통계적으로 분석하여 근사 값으로 제시한 것이다. 특히, Nie의 유도식은 4등분 2점 집중하중 작용시와 같이 스패내에 순수 휨모멘트가 작용할 경우, 슬립량을 고려하고 있지 못하기 때문에 슬립에 의한 추가처짐 값을 과소평가하고 있다. 따라서, 실제의 유효강성 값 유도과정에서도 일반적인 하중조건을 고려한 해석 값이 아닌 등분포 하중시의 유효강성 값을 통계적 분석하여 식 (53)과 같이 제시하고 있다.

$$EI_{eff} = \frac{EI}{1 + \xi_N} \quad (53)$$

여기서,  $\xi_N = \eta \left( 0.4 - \frac{3}{(\alpha L)^2} \right)$

(52) 및 Nie가 제안한 식(53)을 각각 사용하여 슬립에 의한 유효강성 값의 비를 정리하여 나타낸 것이다.

비교결과, 기존의 AISC 코드의 경우, 전단연결재의 강도로 강성을 평가하기 때문에 완전합성보의 경우에는 강성의 감

표 1. 합성보의 단면치수 및 변수

스팬 (m)	$t_w$ (mm)	$d_w$ (mm)	$t_{top}$ (mm)	$b_{top}$ (mm)	$t_{bot}$ (mm)	$b_{bot}$ (mm)	완전합성( $k_p=1$ )			50%합성( $k_p=0.5$ )			25%합성( $k_p=0.25$ )		
							$\alpha L$	$\xi_N$	$\xi$	$\alpha L$	$\xi_N$	$\xi$	$\alpha L$	$\xi_N$	$\xi$
9.14	3.8	326.6	25.4	117	25.4	187.5	8.16	0.20	0.213	5.77	0.35	0.370	4.08	0.50	0.598
12.19	5.1	435.4	25.4	117	25.4	285.1	10.81	0.17	0.185	7.65	0.31	0.328	5.41	0.54	0.575
15.24	6.3	544.3	25.4	117	25.4	328.5	12.72	0.14	0.155	9.00	0.26	0.279	6.36	0.47	0.495
18.29	7.6	653.1	25.4	117	25.4	351.7	14.2	0.12	0.134	10.04	0.22	0.238	7.10	0.40	0.422
21.34	8.9	762.0	25.4	117	25.4	359.6	15.38	0.10	0.112	10.87	0.18	0.196	7.69	0.34	0.360
24.38	10.1	870.9	25.4	117	25.4	362.9	16.41	0.09	0.102	11.60	0.15	0.164	8.20	0.29	0.309
27.43	11.4	979.7	25.4	117	25.4	351.6	17.26	0.07	0.079	12.20	0.13	0.143	8.63	0.25	0.267
30.48	12.7	1088.6	25.4	117	25.4	334.1	18.04	0.06	0.068	12.75	0.11	0.122	9.02	0.22	0.236
33.53	13.9	1197.4	25.4	117	25.4	312	18.79	0.05	0.057	13.29	0.10	0.111	9.39	0.19	0.204
36.58	15.2	1306.3	25.4	117	25.4	269.8	19.43	0.05	0.057	13.74	0.09	0.100	9.72	0.17	0.183
39.62	16.5	1415.1	25.4	117	25.4	232.5	20.15	0.04	0.046	14.25	0.08	0.089	10.08	0.15	0.162
42.67	17.7	1524.0	25.4	117	25.4	193.5	20.91	0.04	0.046	14.78	0.07	0.078	10.45	0.13	0.141
45.72	19.0	1632.9	25.4	117	25.4	133.9	21.63	0.03	0.035	15.29	0.06	0.067	10.81	0.11	0.120

본 연구에서는 AISC 코드에서 제시하고 있는 식과 Nie가 제시한 식 (53)의 비교를 위해 Nie의 연구결과를 참고하였다. Nie는 설계기준과의 현실성을 고려하여 표 1 및 그림 12과 같이 실제 교량에 사용되고 있는 합성보 단면을 비교하였으며 AISC코드와 비교시 전단연결 합성비 ( $k_p = \sum Q_n/C_f$ ) 값 1.0, 0.5, 0.25를 사용하였는데, 각각 완전합성(100%), 50%합성, 25% 합성비를 나타내고 있다. 표 1에서 사용된 합성보 단면은 콘크리트 강도 350kgf/cm<sup>2</sup>, 콘크리트 탄성계수 285.7tf/cm<sup>2</sup>, 강재의 항복강도 3.52tf/cm<sup>2</sup>, 및 강재의 탄성계수 2,100tf/cm<sup>2</sup> 를 각각 사용하고 있다.

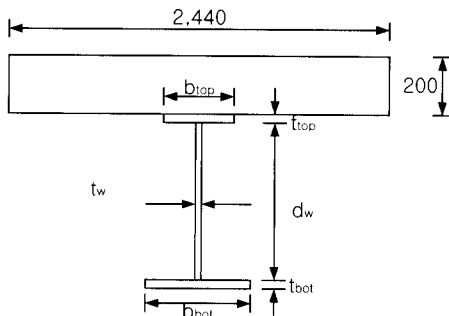


그림 12. 합성보의 단면 상세

소를 고려할 수 없지만, 전단연결재의 강도로 합성보의 유효 강성을 평가한 본 제안식의 경우, 완전합성보의 경우에도 최대 18%의 강성 감소가 나타남을 알 수 있다. 50%합성 및 25% 합성단면의 경우, AISC 코드가 각각 최대 13% 및 22%의 유효강성을 과대평가하고 있는 것으로 나타났다.

또한, Nie의 제안식과 비교하면,  $\alpha L$  값이 4~21의 비교적 큰 범위로 분포하고 있어  $e^{-\alpha L}$ 이 0에 수렴하는 값을 나타내기 때문에 본 제안식과 1~4% 범위로 매우 유사한 강성의 감소를 평가하고 있음을 알 수 있다.

표 2. 제안식과 AISC 및 Nie 식과 비교

스팬 (m)	완전합성(1.0)			50%합성(0.5)			25%합성(0.25)		
	AISC	Nie	제안식	AISC	Nie	제안식	AISC	Nie	제안식
	$I_{eff}/I_{tr}$	$I_{eff}/I_{tr}$	$I_{eff}/I_{tr}$	$I_{eff}/I_{tr}$	$I_{eff}/I_{tr}$	$I_{eff}/I_{tr}$	$I_{eff}/I_{tr}$	$I_{eff}/I_{tr}$	$I_{eff}/I_{tr}$
9.14	1.00	0.83	0.82	0.76	0.74	0.73	0.59	0.67	0.63
12.19	1.00	0.85	0.84	0.76	0.76	0.75	0.59	0.65	0.63
15.24	1.00	0.88	0.87	0.77	0.79	0.78	0.60	0.68	0.67
18.29	1.00	0.89	0.88	0.77	0.82	0.81	0.61	0.71	0.70
21.34	1.00	0.91	0.90	0.78	0.85	0.84	0.62	0.75	0.74
24.38	1.00	0.92	0.91	0.78	0.87	0.86	0.62	0.78	0.76
27.43	1.00	0.93	0.93	0.78	0.88	0.87	0.63	0.80	0.79
30.48	1.00	0.94	0.94	0.79	0.90	0.89	0.64	0.82	0.81
33.53	1.00	0.95	0.95	0.79	0.91	0.90	0.65	0.84	0.83
36.58	1.00	0.95	0.95	0.80	0.92	0.91	0.65	0.85	0.85
39.62	1.00	0.96	0.96	0.80	0.93	0.92	0.66	0.87	0.86
42.67	1.00	0.96	0.96	0.80	0.93	0.93	0.66	0.88	0.88
45.72	1.00	0.97	0.97	0.81	0.94	0.94	0.67	0.90	0.89

표 2는 본 연구에서 제안한 식 (50), AISC 코드의 식

표 3은 철골보의 웨브 두께 3.8mm, 웨브 춤 326.6mm, 상

부플랜지 폭 187.5mm의 동일한 합성단면을 대상으로 스패에 따른  $\xi$  값을 Nie가 제안한  $\xi_N$  값과 비교하여 나타낸 것으로 합성비 100% 및 50%의 경우, 유효강성 값이 본 제안식과 1~3%정도의 오차로 유사한 값을 나타내었다.

하지만, 합성비 25%의 경우, 스패에 따라서 Nie 식이 본 제안식에 비해서 3%~29%범위로 강성을 상당히 과대평가하고 있는 것으로 나타났는데, 이는 합성비 및 스패가 적어질수록  $\alpha L$  값이 4.04~2.72의 범위로 급격하게 낮아지기 때문에  $e^{-\alpha L}$ 이 0에 수렴하지 않게 된다. 따라서  $e^{-\alpha L}$ 을 0으로 수렴한다고 가정한 Nie의 제안식이 본 제안식에 비해서 강성을 과대평가 하는 결과를 나타내고 있음을 알 수 있다.

표 3. 동일 단면의 스패에 따른 유효강성 값의 비교

(m)	완전합성(1.0)			50%합성(0.5)			25%합성(0.25)		
	AISC	Nie	제안식	AISC	Nie	제안식	AISC	Nie	제안식
	$I_{cp}/I_w$	$I_{cp}/I_w$	$I_{cp}/I_w$	$I_{cp}/I_w$	$I_{cp}/I_w$	$I_{cp}/I_w$	$I_{cp}/I_w$	$I_{cp}/I_w$	$I_{cp}/I_w$
9.0	1.00	0.83	0.83	0.76	0.74	0.73	0.59	0.67	0.63
8.6	1.00	0.84	0.83	0.76	0.75	0.74	0.59	0.69	0.64
8.2	1.00	0.84	0.83	0.76	0.75	0.74	0.59	0.71	0.65
8.0	1.00	0.84	0.83	0.76	0.76	0.74	0.59	0.72	0.65
7.6	1.00	0.84	0.83	0.76	0.76	0.75	0.59	0.75	0.66
7.2	1.00	0.84	0.84	0.76	0.77	0.76	0.59	0.79	0.67
7.0	1.00	0.85	0.84	0.76	0.78	0.76	0.59	0.81	0.68
6.6	1.00	0.85	0.84	0.76	0.79	0.77	0.59	0.87	0.69
6.2	1.00	0.85	0.85	0.76	0.81	0.78	0.59	0.96	0.71
6.0	1.00	0.86	0.85	0.76	0.82	0.78	0.59	1.01	0.72

그림 13은  $\alpha L$ 에 따른  $\xi$  값을 Nie의 식과 비교하여 나타낸 것으로,  $\alpha L$  값이 4 이상인 경우, 유효강성 값이 대체로 일치하는 결과를 나타내었지만,  $\alpha L$  값이 4이하인 경우, Nie의 제안식이 유효강성을 최대 30% 이상 과대 평가하고 있음을 알 수 있다.

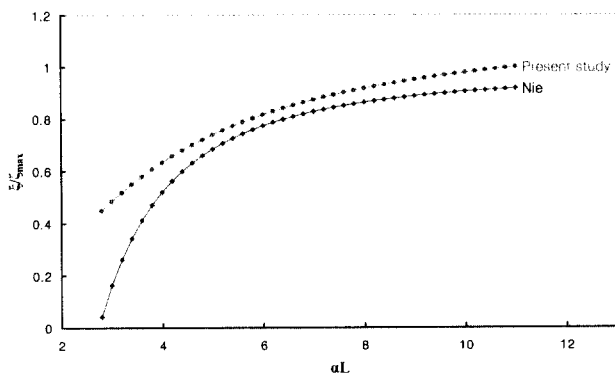


그림 13.  $\alpha L$  값에 따른 Nie식과의 비교

## 6. 결 론

3가지의 서로 다른 하중상태를 고려한 불완전 합성보의 유효강성 및 유효단면계수를 평형조건 및 합성단면의 곡률 적합 조건으로부터 슬립의 영향을 고려할 수 있는 일반식을 유도하였으며 이상의 결과를 정리하면 다음과 같다.

- (1) 전단슬립 효과를 고려한 중앙부 최대 처짐은 하중에 따른 슬립곡선의 면적비를 직접 대입하면 하중형태에 상관없는 일정한 하중-처짐 관계식을 얻을 수 있었다. 따라서 전단연결재의 강성 값으로부터 하중형태에 상관없는 불완전 합성보의 유효강성의 제안식을 유도할 수 있었다.
- (2) 본 제안식과 AISC의 기준 값을 비교한 결과, 완전 합성보(100%)의 경우, 본 제안식이 최대 18%까지 강성이 감소하는 것으로 나타났으며, 50% 및 25% 합성의 경우, AISC 기준 값에 비해 각각 최대 13%, 23%로 높게 나타났다. 따라서, 처짐이 설계의 중요한 요소로 작용할 경우, 경제성 및 안전성의 측면에서 전단연결재의 강성을 고려한 정확한 처짐의 검토가 필요할 것으로 사료된다.
- (3)  $e^{-\alpha L}$ 을 0으로 수렴한다고 가정한 Nie의 제안식과 비교해 보면,  $\alpha L$  값이 4 이상인 경우, 유효강성 값이 대체로 일치하는 결과를 나타내었지만,  $\alpha L$  값이 4이하인 경우,  $e^{-\alpha L}$  값이 0으로 수렴하지 않기 때문에, Nie의 제안식이 유효강성을 최대 30% 이상 과대 평가하는 것으로 나타났다.

## 참 고 문 헌

- Newmark, N. M., Siess, C. P., and Viest, I. M. (1951). Tests and analysis of composite beams with incomplete interaction. *Proc. Soc. Exp. Stress Anal.*, 9(1), 75-92.
- Johnson, R. P. and May, I. M. (1975). Partial interaction design of composite beams. *The Struct. Engr.*, London, U.K., 53(8), 305-311.
- Yam, L. C. P. (1981). Design of composite steel concrete structures. Surrey University Press.
- Wright, H. D. (1990). The deformation of composite beams with discrete flexible connection. *J. Constructional Steel Res.*, 15, 49-64.

- Jhonson, R.P., Molenstra, I. N.(1991). Partial shear connection in composite beams. *Struct. Eng.*, 47(9), 345-350.
- Girhammar, U. A., and Gopu, V. K. A. (1993). Composite beam-columns with interlayer slip - exact analysis. *J. Struct. Eng.*, 119(4), 1265-1282.
- American Institute for Steel Construction (AISC).(1993). Load and resistance factor design specification for structural steel buildings AISC, Chicago.
- Eurocode 4. (1994). Design of composite steel and concrete structures. Part 1 : General rules and rules for buildings.
- Johnson, R. P. (1994). Composite structures of steel and concrete. Oxford, U. K., Blackwell Scientific Publications.
- Wang, Y. C. (1998). Deflection of steel-concrete composite beams with partial shear interaction. *J. Struct. Eng.*, 124(10), 1159-1165.
- Faella, C. Martinell, E. and Nigro, E. (2003). Shear Connection Nonlinearity and Deflections of Steel-Concrete Composite Beams : A Simplified Method *J. Struct. Eng.*, 129(1), 12-20.
- Nie, J. G. and Cai, C. S. (2003). Steel-Concrete Beams Considering Shear Slip Effects. *J. Struct. Eng.*, 129(4), 495-506.
- (접수일자 : 2004. 7. 12 / 심사일 2004. 7. 23 /  
심사완료일 2004. 8. 23)