

매입형(슬림플로어) 합성보의 휨성능 평가 -춤이 깊은 데크플레이트와 비대칭 H형강 철골보-

Flexural Capacity of the Encased(Slim Floor) Composite Beam with Deep Deck Plate

허 병 옥¹⁾ · 배 규 웅²⁾ · 문 태 섭³⁾
Heo, Byung Wook · Bae, Kyu Woong · Moon, Tae Sup

요 약 : 현재 합성 구조가 사용성 측면에서 경제적이고 작업성이 좋으며, 시공상의 편의성 등의 장점이 있다는 것은 일반화된 사실이지만, 자체의 춤이 깊기 때문에 철골조 건물에 적용하기에 여러 가지 비효율적 측면이 있다. 따라서 본 연구에서는 합성보의 전체 춤을 절감할 수 있도록 철골보의 춤내에 콘크리트를 삽입하여 일체화함으로써 철골조 고층건물에서 층고를 최소화 할 수 있는 이른바 "슬림플로어" 공법에 대한 연구를 수행하였다. 본 연구는 콘크리트에 매입된 비대칭 철골보를 가지는 부분 합성 슬림플로어 시스템의 휨거동에 관한 것이다. 총 8개의 실험형 실험체를 철골보 춤, 전단연결 유무, 슬래브 유효폭, 및 콘크리트 토핑두께 별로 제작하여 실험을 수행하였다. 실험결과, 별도의 전단연결재를 설치하지 않은 실험체는 자체가 가지고 있는 기계적·화학적 부착응력으로 인해 완전합성보에 비해서 0.53~0.95의 전단합성비를 나타내었다.

ABSTRACT : The advantages of composite construction are now well understood in terms of structural economy, good performance in service, and ease of construction. However, these conventional composite construction systems have some problems in application to steel framed buildings due to their large depth. So, in this study we executed an experimental test with the "Slim Floor" system which could reduce the overall depth of composite beam. Slim Floor system is a method of steel frame multi-story building construction in which the structural depth of each floor is minimized by incorporating the steel floor beams within the depth of the concrete floor slab. Presented herein is an experimental study that focuses on the flexural behaviour of the partially connected slim floor system with asymmetric steel beams encased in composite concrete slabs. Eight full-scale specimens were constructed and tested in this study with different steel beam height, slab width, with or without shear connection and concrete topping thickness. Observations from experiments indicated that the degree of shear connection without additional shear connection was 0.53~0.95 times that of the full shear connection due to inherent mechanical and chemical bond stress.

핵심용어 : 슬림플로어, 합성보, 춤이 깊은 데크 플레이트, 전단연결재, 부분합성보

KEYWORDS : Slim Floor, Composite Beam, Deep Deck Plate, Shear Connector, Partially Connected Composite Beam

1. 서론

철골조 건축물에 사용되는 합성공법은 각 재료의 장점을 살려서 효율성을 극대화한 공법으로 기둥, 보, 바닥슬래브 등 주요 구조부재를 중심으로 그 사용 예가 증가하고 있다. 특히, 합성용 데크플레이트와 일체로 시공되는 합성보 공법은 대부분의 철골조 건축물의 바닥판에 적용되고 있다. 현재 사용되

고있는 합성보 공법은 철골보가 콘크리트로 완전하게 감싸진 형태의 매입형 합성보(그림 1의 (a))와 철골보의 상부에 합성 슬래브를 시공하여 모멘트 성능을 극대화시킨 노출형 합성보(그림 1의 (b))로 대별할 수 있는데, 매입형 합성보의 경우, 규준에서 정한 피복 두께를 만족하면, 별도의 전단연결재가 없어도 완전합성 거동을 하고, 내진성능이 등이 우수하지만, 시공성 및 경제성에서 불리하기 때문에 국내의 경우, 적용 예

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 2004년 10월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

가 많지 않다.

한편, 노출형 합성보의 경우, 휨성능 및 시공성이 우수하여 대다수의 철골조 건물의 바닥판에 사용되고 있다. 하지만, 노출형 합성보 시스템은 철골보의 상부에 슬래브를 시공하기 때문에 층고가 상당히 증가하고 내화피복, 철골보 상부 압축플랜지 및 웨브의 국부좌굴 등의 문제점이 있다. 특히, 도심지 건축물의 경우, 층고 문제가 전체의 골조 시스템을 결정하는 중요한 요소로 작용하고 있어 철골조의 층고저감을 위한 연구가 국내외에서 활발하게 진행되고 있다.

최근 유럽에서는 그림 2와 같이 바닥 슬래브를 철골보의 측면에 시공가능 하도록 바닥슬래브를 얇은 데크 플레이트 혹은 프리캐스트 중공슬래브를 사용하고 이를 지지할 수 있도록 철골보의 하부플랜지의 폭이 확대된 비대칭 철골보로 구성되는 슬림플로어(Slim Floor)공법이 다양하게 개발되어 사용되고 있다.(Mullett, 1998)

하지만, 하부플랜지에 플레이트를 용접한 철골보를 사용한 부분 매입형 합성보의 경우, 철골보와 콘크리트 자체의 부착력에 의한 수평전단 내력의 평가자료가 없고 현행 국내의 설계법에는 부분적으로 매입된 합성보에 관한 규준이 마련되어 있지 않다.

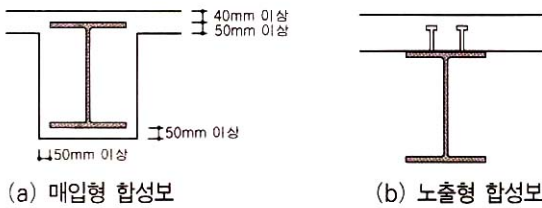


그림 1. 기존 합성보 형식

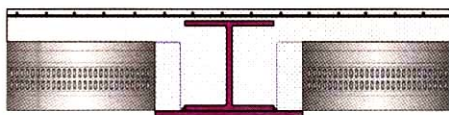
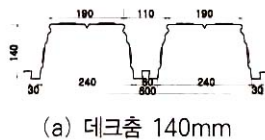
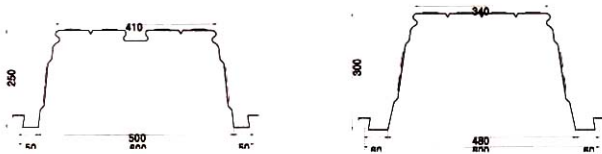


그림 2. 슬림플로어 합성보



(a) 데크층 140mm



(a) 데크층 250mm

(b) 데크층 300mm

그림 3. 얇은 합성용 데크 플레이트

따라서, 본 고에서는 철골보의 하부플랜지에 폭이 넓은 플레이트를 용접한 비대칭 철골보와 새롭게 개발된 얇은 데크(그림 3)를 사용한 합성슬래브로 구성되는 웨브 매입형 부분 합성보의 휨 및 부착거동 특성을 평가할 목적으로 실험 규모의 실험체를 제작하여 휨성능 실험을 수행하였다.

2. 매입형 합성보의 휨성능

2.1 완전 합성보

완전합성보는 전단연결재의 수평전단 내력이 콘크리트 혹은 철골보의 내력중 작은 값 이상일 경우에 단면전체가 휨저항 성능을 발휘하게 되는데 완전합성시의 극한 휨저항 성능은 그림 4와 같이 미국의 LRFD(AISC, 1999)의 콘크리트의 등가응력 블록에 의한 소성해석을 적용하여 정모멘트를 받는 합성보의 극한저항 성능을 계산할 수 있다. 소성해석시의 기본 가정은 다음과 같다.

- ① 콘크리트는 압축력만을 부담하고 인장에 대해서는 응력을 부담하지 않는다.
- ② 극한내력시 콘크리트 내의 압축응력 분포는 그 크기가 $0.85 f_{ck}$ 의 장방형 응력 블록으로 한다.
- ③ 극한내력시 철골보의 압축 및 인장응력 분포는 그 크기가 f_y 인 장방형 응력블록으로 한다.

그림 4. 매입형 완전 합성보의 응력분포도

정모멘트를 받는 합성단면에서 중립축이 철골보의 웨브면에 있을 경우, 압축력 C 는 식(1)과 같이 콘크리트의 슬래브와 웨브가 부담하는 압축력 $C_c(C_{cf} + C_{cw})$ 과 철골보의 플랜지와 웨브가 부담하는 압축력 $C_s(C_{sf} + C_{sw})$ 의 합으로 구할 수 있다.

$$C = C_{cf} + C_{cw} + C_{sf} + C_{sw} \quad (1)$$

인장력 T 는 식 (2)와 같이 철골보 웨브가 부담하는 인장력 T_{sw} , 플랜지가 부담하는 인장력 T_{sf} 및 플레이트가 부담하는 인장력 T_{sp} 의 합으로 구할 수 있다.

$$T = T_{sw} + T_{sf} + T_{sp} \quad (2)$$

$C = T$ 의 평형조건으로부터 압축측 상연에서 중립축까지의 거리 x 는 식(3)과 같이 나타낼 수 있다.

$$x = \frac{A_f f_s + (h + h_t - t_p) t_w f_y - 0.85 f_{ck} [(b_c - b_p) h_t + (h_t + t_f) t_w - A_f]}{0.85 f_{ck} \beta_1 (b_p - t_w) + 2 t_w f_y} \quad (3)$$

따라서, 완전합성 단면의 극한 휨 모멘트는 식 (4)와 같이 구할 수 있다.

$$M = T_{sp} (h - x - \frac{t_p}{2}) + T_{sf} (h - x - t_p - \frac{t_f}{2}) + T_{sw} \frac{(h - x - t_p - t_f)}{2} + C_w \frac{(x - h_t - t_f)}{2} + C_s (x - h_t - \frac{t_f}{2}) + C_w [x - (\frac{h_t + a}{2})] + C_s (x - \frac{h_t}{2}) \quad (4)$$

- A_f : 플랜지 단면적 A_p : 플랜지 플레이트 단면적
- b_c : 합성슬래브 유효폭 a : 콘크리트 동가응력 블록높이
- b_p : 플랜지 플레이트 폭 t_p : 플레이트 두께
- f_{ck} : 콘크리트 압축강도 f_y : 강재 항복강도
- h : 합성보 전체 층 h_t : 콘크리트 슬래브 두께
- t_f : 철골보 플랜지 두께 t_w : 철골보 웨브 두께
- x : 압축측 상연에서 중립축까지 거리
- β_1 : 0.85(콘크리트 강도 280kgf/cm²미만일 때)

2.2 부분 합성보

합성보의 수평전단내력(F_{sb})이 작용하는 부재의 수평전단력(R_c)보다 적을 경우, 즉 $F_{sb} < R_c$ 일 때, 그림 5와 같이 슬립으로 인하여 변형률 분배가 달라지게 되고 결과적으로 휨 저항 성능이 저하하게 된다. 이 경우, 합성단면의 소성저항 모멘트 성능은 콘크리트 슬래브에서 감소된 압축력 F_{sb} 을 사용하게 된다. 이와 같이 현행 부분합성보의 설계는 감소된 압축력을 사용하여 완전합성보와 동일한 방법으로 내력을 계산하게 된다.

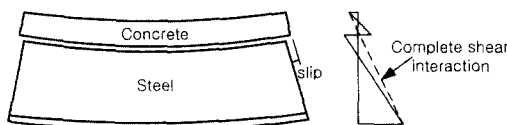


그림 5. 부분 전단연결을 가지는 합성보의 거동

현재까지 제시된 부분 합성보 설계의 경우, 전단 스테르드에 대한 합성력만을 기준으로 설계를 하고 있으며 전단 스테르드를 설치하지 않을 경우에 대해서는 완전합성보 형식인 SRC 보로 설계하거나 혹은 철골보만으로 설계를 하게 된다. 미국의 LRFD(AISC, 1993)에서는 식 (5)를 사용하여 부분 합성보의 유효강성을 계산하고 있다.

$$EI_p = EI_s + \sqrt{\frac{N}{N_f}} (EI_f - EI_s) \quad (5)$$

N/N_f : Shear Interaction factor, EI_s : 철골보의 휨강성
 EI_f : 완전합성보의 휨강성, EI_p : 부분합성보의 휨강성

한편, 영국의 BS5950 Part 3(D.L. Mullett, 1998)에서는 부분 합성보 단면의 설계모멘트 저항성능 M_d 를 결정하기 위해 식 (6)과 같은 선형관계식을 사용하고 있다.

$$M_d = M_s + \frac{F_{sb}}{R_c} (M_c - M_s) \quad (6)$$

- M_s : 철골보 단면의 소성모멘트
- R_c : 콘크리트 압축력
- F_{sb} : 수평전단내력
- M_c : 완전 합성보 단면의 소성모멘트
- F_{sb}/R_c : 전단연결비(Degree of shear connection)

상기의 식 (6)을 실제 실험결과로부터 구한 저항모멘트를 M_d 로 하여 부분 합성보에 작용하는 수평전단내력에 대한 항으로 나타내면 실험결과로부터 합성보의 수평전단내력 F_{sb} 을 식 (7)과 같이 간접적으로 평가할 수 있다.

$$F_{sb} = R_c \frac{(M_d - M_s)}{(M_c - M_s)} \quad (7)$$

$$F_{sb} = [2(B_f + t_f + d) - t_w] f_{sb} L / 4 \quad (8)$$

또한, 수평전단내력(F_{sb})을 그림 6과 같이 비대칭 철골보 단면의 양쪽 웨브면과 상부플랜지 주변에 균등하게 작용하는 전단부착응력(f_{sb})에 의해서 발생된다고 가정하면, 4등 분점 2점 집중하중을 받은 보의 경우, 탄성전단흐름을 고려하여 보의 중앙에서 슬래브에 작용할 수 있는 최대 압축력 F_{sb} 는 식 (8)과 같이 나타낼 수 있다.

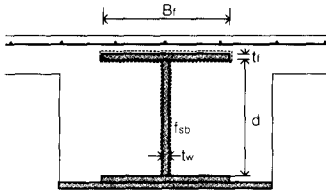


그림 6. 합성보 내부 철골보의 전단부착면

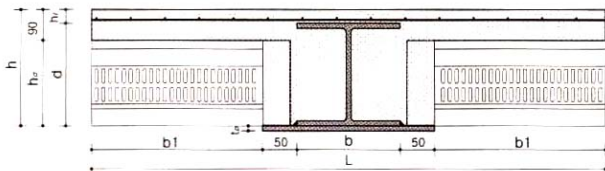
따라서, 식 (7) 및 식 (8)으로 부터 전단부착응력 f_{sb} 는 식 (9)와 같이 구할 수 있다.

$$f_{sb} = \frac{R_c \frac{(M_d - M_s)}{(M_c - M_s)}}{[2(B_f + t_f + d) - t_w]L/4} \quad (9)$$

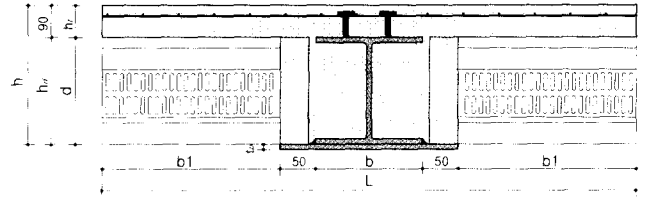
3. 실험

3.1 실험체 계획

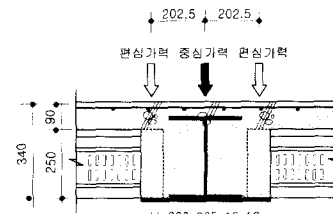
철골보의 웨브면이 콘크리트에 매입된 층고절감형 슬림플로어 합성보의 휨거동 특성을 평가하기 위해 스패น 6m의 실대형 단순보 실험체를 계획하였다. 실험체의 치수 및 개형은 표 1 및 그림 7과 같이 철골보 춤(200mm, 250mm, 300mm) 및 합성슬래브에 사용된 춤이 깊은 데크(140mm, 250mm, 300mm)를 주요 변수로 하고 가력방법(중심, 편심), 스티드 유무 및 슬래브 유효폭(스패ن/8, 스패ن/4)에 따라서 총 8개의 실험체를 제작하였다. 또한, 슬래브 상부 압축측 콘크리트에는 ϕ 6-100×100의 와이어메쉬를 상부근으로 사용하였으며 전단 스티드는 기성제품을 ϕ 19-70 크기로 가공하여 @300간격으로 2열 배치하였다.



(a) SB200, SB300-A, B, C (가력방법, 슬래브 유효폭)



(b) SB-250A, B, SB300-D, E (전단연결재 유무)



(c) 편심가력 (SB300-C)

그림 7. 슬림플로어 합성보 실험체 형상 및 치수

3.2 가력 및 측정 방법

가력방법은 변위제어를 하였으며 가력속도는 1초당 0.05mm의 속도로 가력하였다. 가력장치는 그림 8 및 그림 10과 같이 350tf 정적 액츄에이터(Actuator)를 사용하였으며 가력보를 사용하여 L/4의 전단스패ンを 이용한 2점 선형가력을 함으로써 등분포하중의 효과를 최대한 반영하였다.

가력지점과 중앙부 처짐을 측정하기 위해 실험체 하부에 3개의 변위계(LVDT 200mm: D1, D2, D3)를 설치하고 철골보와 콘크리트 슬래브의 경계면에서 발생하는 엔드슬립(End-Slip)의 양을 측정하기 위해 양단부에 그림 9와 같이 2개의 변위계(LVDT 100mm : D4, D5)를 설치하였다. 또한, 변형도를 측정하기 위하여 그림 11과 같이 실험체의 스패น 중앙부에 W.S.G(Wire Strain Gauge)를 부착하여 실험시 하중에 따른 변형도를 측정하였다.

표 1. 실험체 개형

실험체명	h	hd	ht	d	H형강	tp	b	b1	L	스티드 유무	가력방법	비고	
SB200	230	140	30	200	H-200×200×12×8	15	200	550	1500	무	중심가력	비대칭 철골 보+ Deep Deck	
SB250-A	250	140	90	250	H-250×250×14×9		250	525	1500	유	중심가력		
SB250-B			무										
SB300-A	340	250	40	300	H-300×305×15×15		305	525	1500	무	중심가력		
SB300-B								122.5	750				편심가력
SB300-C								525	1500				
SB300-D	390	300	90	300	H-300×305×15×15		305	497.5	1500	유	중심가력		
SB300-E										무			

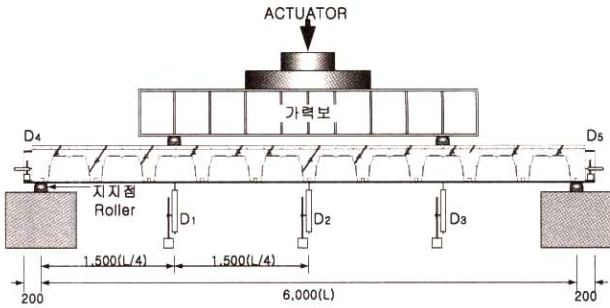


그림 8. 가력장치 및 실험체 설치 상황



그림 9. End Slip 측정



그림 10. 실험전경

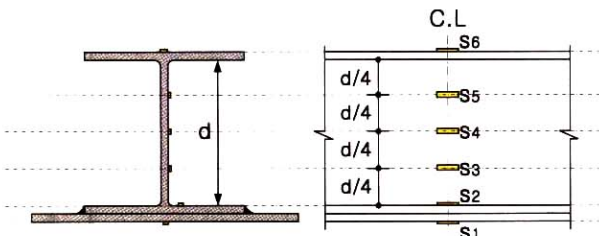


그림 11. 변형게이지 측정 위치

3.3 재료시험 결과

시험체 제작에 사용된 강재의 역학적 성능을 파악하기 위하여 KS B 0801의 금속재료 인장시험편 규정에 따라 강재 인장시험편을 제작하였다. 강재의 재질은 테크플레이트의 경

우, 일반용 용융아연도금강판을 사용하였고, H-형강, 플레이트의 경우 SS400의 강재를 사용하였다. 각 시험편의 항복강도, 인장강도 및 항복비 등에 대한 시험결과는 표 2와 같다.

표 2. 강재 인장강도 시험결과

시험체	두께 (mm)	σ_s (tf/cm ²)	σ_u (tf/cm ²)	σ_s/σ_u	ϵ_s ($\times 10^{-6}$)	ϵ_{st} ($\times 10^{-6}$)	E_{st} (tf/cm ²)	EI_u (%)
테크플레이트	1.2	2.50	3.45	0.72	2157	16969	11.7	35
	1.4	3.08	3.73	0.82	1756	35580	14.9	33
H형강 플랜지	12	2.57	4.05	0.63	2140	22177	32.7	37
	14	2.82	4.35	0.65	2800	24650	36.9	41
	15	2.66	4.09	0.65	1562	11479	30.7	38
H형강 웹	8	2.65	4.08	0.65	1850	26983	46.6	37
	9	3.50	4.69	0.77	2500	22654	39.2	40
	15	2.45	3.70	0.66	2700	10255	27.4	37
플레이트	15	2.66	4.07	0.65	1762	16730	29.4	38

σ_s : 항복응력도, σ_u : 인장강도, σ_s/σ_u : 항복비, ϵ_s : 항복변형도, ϵ_{st} : 변형경화 시작점, E_{st} : 변형경화 계수, EI_u : 연신율

콘크리트는 설계기준강도 240kgf/cm²로 계획하였으며 KSF 2404에 따라 압축강도 공시체를 제작에 투입된 레미콘의 수에 따라 각각 3개씩 총 12개의 시험체를 제작하였다. 공시체의 크기는 ϕ -100×200(mm)인 원주형 공시체를 사용하였고 각 시험편에 2개의 변형도게이지(W.S.G)를 부착하여 평균값으로 응력-변형도 관계를 파악하였다. 콘크리트 압축강도 시험결과를 총 12개의 공시체를 평균하여 표 3에 나타내었다.

표 3. 콘크리트 압축강도 시험결과

설계기준강도 (kgf/cm ²)	f_{ck} (kgf/cm ²)	E_c (kgf/cm ²)	Slump (cm)
240	245	1.81×10^5	12

f_{ck} : 콘크리트 압축강도, E_c : 콘크리트 탄성계수(할선계수)

3.4 실험결과

매입형 합성보 실험체의 단순보 휨실험 결과를 정리하여 표 4에 나타내었다. 표 4에서 초기균열 및 슬립하중 값은 그림 13과 같이 균열 후 초기접선 강성이 변화하는 지점 및 하중-End Slip 곡선에서 초기 슬립이 발생하는 값을 각각 나타낸다. 또한, 항복하중의 이론 값은 그림 12와 같이 합성보의 인장측 콘크리트 균열 발생 후, 중립축 상부 콘크리트 및 철골보 단면의 $C = T$ 의 평형조건과, 재료가 탄성범위내에서 선형적으로 거동한다고 가정하면, $f_s = E_s \epsilon_s$, $f_c = E_c \epsilon_c$, $\epsilon_s = (y_t/y_b) \epsilon_c$, $E_s/E_c = n$ 의 관계로부터 중립축을 산정한 후, 하부 인장측 철골보의 항복시의 저항모멘트를 계산한 값

표 4. 실험결과

시험체명	초기 균열 하중 P_e (tf)	초기 슬립 하중 P_s (tf)	항복하중 P_y (tf)			최대하중 P_u (tf)			강성(tf/mm)						변위 Δ (mm)				
			P_{ye}	P_{yt}	P_{ye}/P_{yt}	P_{uc}	P_{ut}	P_{uc}/P_{ut}	초기접선 강성 K_i			균열 후 강성 K_c			슬립 후 강성		Δ_y	Δ_u	Δ_u/Δ_y
									K_{ie}	K_{it}	K_{ie}/K_{it}	K_{ce}	K_{ct}	K_{ce}/K_{ct}	K_s	K_{s}/K_{ce}			
SB200	13.1	37.1	36.2	35	1.03	51.7	56	0.92	1.76	1.59	1.10	1.29	1.30	1.00	0.47	0.36	25.7	191.6	7.45
SB250-A	21.2		89.4	101	0.86	103.9	111.5	0.92	5.05	4.55	1.11	3.51	3.99	0.88	2.72	0.78	29.3	59.2	2.02
SB250-B	21.1	42.2	68.3	101	0.68	93.9	111.5	0.83	4.26	4.55	0.94	2.88	3.99	0.72	1.18	0.41	30.2	172.5	5.71
SB300-A	21.6	71.3	104.1	117	0.89	137.1	142.4	0.96	5.28	5.30	1.00	4.58	4.58	1.0	1.98	0.43	29.0	171.0	5.90
SB300-B	22.3	74.0	110.0	107	1.03	132.0	125.6	1.05	3.78	4.21	0.90	3.23	3.43	0.94	2.29	0.71	38.0	178.0	4.68
SB300-C	3.8	74.4	110.8	117	0.95	130.7	142.4	0.91	4.18	5.30	0.79	4.18	4.58	0.91	2.25	0.54	33.2	183.6	5.53
SB300-D	40.8		158.3	134	1.18	168.8	157.4	1.07	6.06	7.16	0.85	4.29	6.11	0.70	4.01	0.93	38.6	48.2	1.25
SB300-E	26.8	58.3	118.0	134	0.88	155.5	157.4	0.98	6.26	7.16	0.87	4.31	6.11	0.71	2.29	0.53	36.7	136.0	3.71

e : 실험값, t : 이론값

을 항복하중으로 하였다.

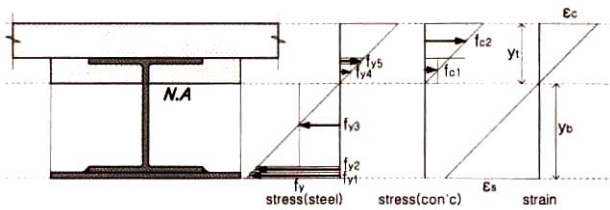


그림 12. 균열후 합성보의 응력도, 변형도 분포

한편, 실험 항복하중 값은 하중-변위 곡선에서 원점과 최대 내력의 1/3되는 점을 연결한 선분을 초기접선강성 값으로 하고, 이 선분과 변위축이 이루는 각의 1/3이 되는 선분을 원점에서 그은 후, 실험값과 외접하도록 평행이동 시켜 선분을 만들고, 처음에 그은 초기접선강성 선분과 만나는 접점을 평가하여 P_y 로 하였다. 이론 최대하중 값은 전 절의 식 (4)의 극한 저항모멘트로부터 자중에 의한 모멘트 저항 값을 제한 값으로부터 구한 것이다.

또한, 초기접선강성, 균열 후 강성 및 슬립 후 강성 값은 그림 13의 하중-변위 관계 곡선으로부터 각 하중 단계별 접선강성을 구한 값을 각각 정리하여 나타낸 것이다.

그림 14는 매입형 합성보 실험체의 최종 파괴상황을 각 실험체별로 정리하여 나타낸 것이다. 매입형 합성보 실험체의 실험결과, 전단연결재가 없는 실험체의 경우, 철골보춤에 관계없이 초기균열 전 단계, 균열 후 단계, 및 슬립단계를 지나 항복에 이르고 항복이후에는 완만하게 하중이 증가하면서 최대하중에 도달한 후 급격한 내력의 감소 없이 비교적 완만하

게 하중이 감소하는 연성적인 거동을 나타내었다.

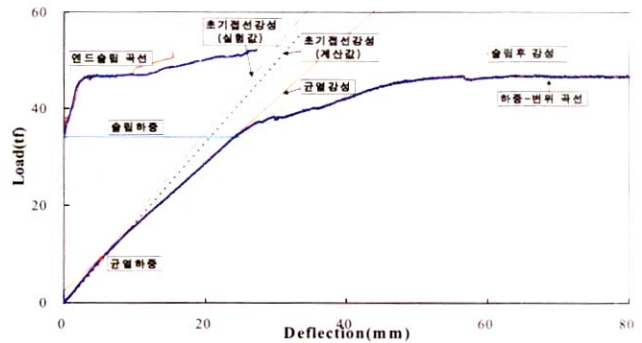
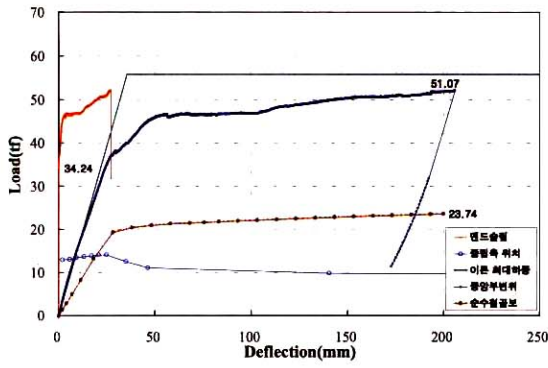


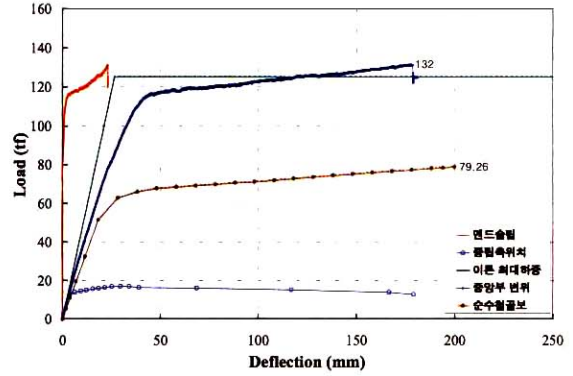
그림 13. 강성 및 하중 값 정의

최초균열은 슬래브 상부면에 철골보 상부플랜지 외단을 따라 가력점에서 지지점의 길이방향으로 발생하였으며, 곧이어 압축측 콘크리트 측면 가력점 부근에서 휨 균열이 발생하였다. 하중의 증가와 함께 철골보 하부 인장플랜지의 항복을 전후로 하여 철골보와 콘크리트의 슬립이 발생하기 시작하였고, 그 후, 상부 콘크리트면에 길이방향의 인장균열과 가력점 근방에서의 사인장 균열이 점차 확대되면서 최대내력에 도달한 후, 최종적으로 가력점 상부의 상부 콘크리트의 압괴로 가력이 종료 되었다.

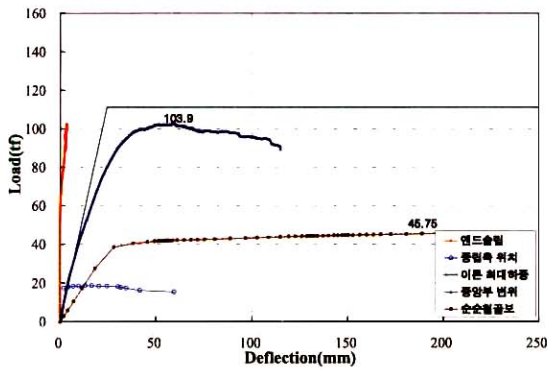
한편, 스티드들 설치한 실험체의 경우, 초기균열 전후 단계 및 항복하중 단계를 지나면서 곧이어 최대하중에 도달하였고 이후, 상부 압축측 콘크리트의 압괴로 조기에 가력이 종료되었다.



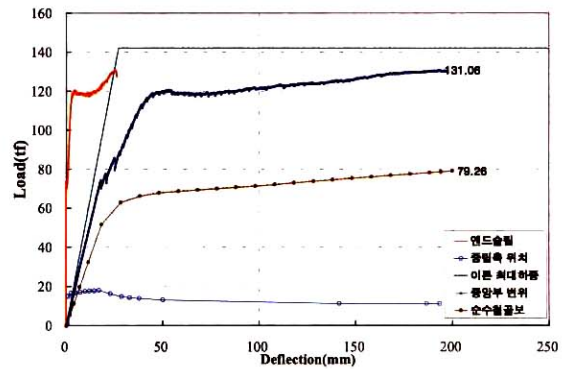
(a) SB200 (데크 춤 140mm)



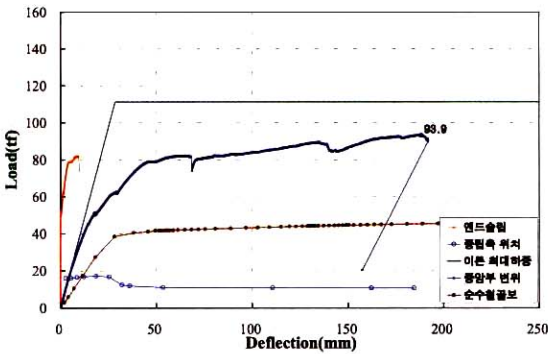
(e) SB300-B (유효폭 0.75m, 데크 춤 250mm)



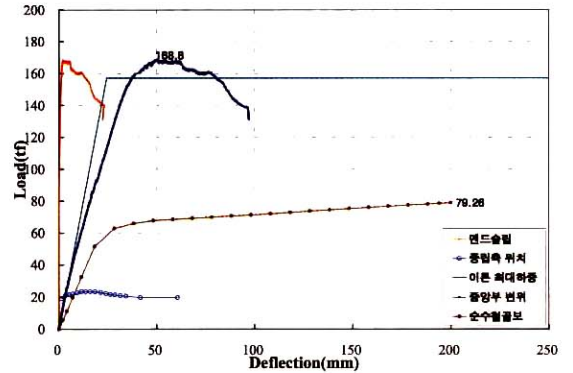
(b) SB250-A (스터드 있음, 데크 춤 250mm)



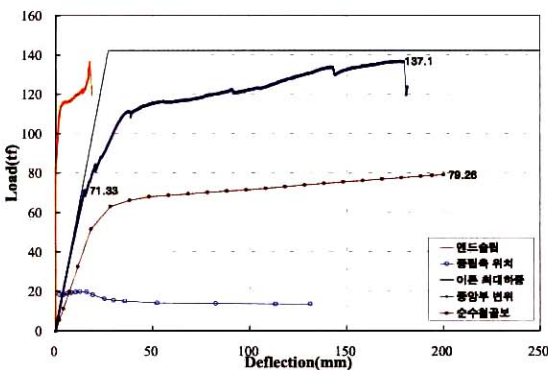
(f) SB300-C (편심가력, 데크 춤 250mm)



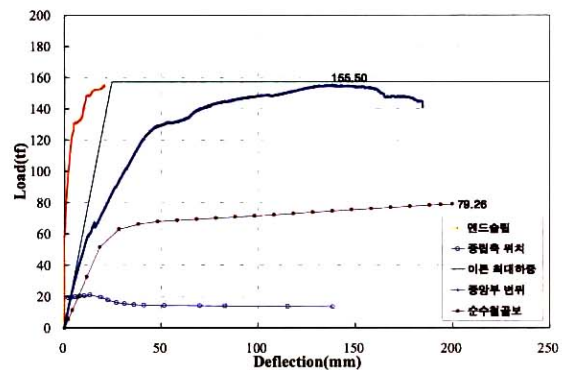
(c) SB250-B (데크 춤 250mm)



(g) SB300-D (스터드 있음, 데크 춤 300mm)



(d) SB300-A (데크 춤 250mm)



(h) SB300-E (데크 춤 300mm)

그림 15. 매입형 합성보의 하중-변위 관계



그림 14. 매입형 합성보의 가력 종료후 상황

그림 15는 매입형 합성보의 각 시험체별 하중-변위 관계곡선을 나타내고 있다. 또한, 그림에는 순수철골보의 휨저항성능 해석 값, 변형도 분포로부터 구한 합성보의 중립축 위치, 단부의 엔드슬립곡선 및 이론최대하중을 함께 나타내었다.

실험결과, 철골보의 춤이 200mm인 SB200 실험체의 경우, 초기강성은 9tf까지 지속되었으며 하부 인장측 콘크리트의 균열발생이후 슬립이 발생하는 하중 34tf 근방까지 선형적인 거동을 나타내었다. 이후 슬립의 영향 및 이에 따른 철골보 인장축이 항복하면서 강성이 급격하게 저하하다가 슬립저항 한계하중인 46tf에서 하중의 증가 없이 변형만 지속하다가 최대하중에 도달한 후 가력이 종료되었다.

SB250-B 실험체의 경우, 초기 점선 강성은 20tf까지 지속되었으며 슬립발생이후 슬립저항 한계 하중인 80tf부근에서 하중의 증가 없이 변형만 지속하는 거동을 나타내었다.

한편, 철골보 상부플랜지에 전단스터드를 설치한 실험체

(SB250-A, SB300-D)의 경우, 단부의 엔드슬립이 억제되어 항복하중 도달 이후에도 강성의 큰 감소가 없이 급격하게 하중이 증가하다가 처짐이 스펠의 L/120(50mm)근방에서 최대내력에 도달한 후, 가력점 상부 슬래브의 압괴로 조기에 가력이 종료되었다. 가력 종료시의 처짐량은 L/60(100mm)를 전후로 나타났으며 최초균열은 스티드 상부 콘크리트면을 따라 보 길이방향으로 발생하였고, 슬립은 최대내력에 도달할 때까지 거의 발생하지 않고 있음을 알 수 있다.

철골보 춤 300mm, 데크 춤 250mm인 SB300 - A, B, C 실험체의 경우, 가력방법에 의한 영향은 거의 나타나지 않았고, 유효폭에 따른 비교결과, 유효폭이 0.75m인 실험체가 초기 슬립 발생이후 급격한 강성의 감소가 없이 항복하중에 도달하였으며 항복하중 발생 후 최대하중에 이르기까지 순수철골보의 내력곡선과 유사하게 선형에 가까운 매우 안정적인 거동을 보였다.

4. 실험결과 분석 및 고찰

4.1 강성 및 내력 비교

그림 16은 순수철골보에 대한 매립형 합성보의 강성 및 최대하중을 비교한 것으로, 스티드를 설치하지 않은 실험체의 경우, 강성은 철골보에 비해 1.11~2.52배로 나타났으며, 최대하중은 1.65~2.18로 나타났다. 특히, 상부 콘크리트 토핑 두께가 90mm인 SB300-E 실험체의 경우, 중립축이 슬래브에 가깝고 따라서 부담하는 인장측 콘크리트 부분이 크기 때문에 인장측 콘크리트의 균열로 부착강도의 저하로 인한 슬립이 조기에 발생한 결과, 강성이 급격하게 저하된 것으로 판단된다.

한편, 그림 17은 이론값으로부터 구한 항복 및 최대하중을 실험값과 비교하여 나타낸 것이다. 스티드를 설치하지 않은 실험체의 비교결과, 항복하중의 경우, 실험값에 대한 이론값의 비가 평균 0.91로 나타났으며, 최대하중의 경우, 0.84~1.05배로 전단스터드를 설치하지 않아도 철골보와 콘크리트 자체의 전단부착력만으로도 상당히 높은 합성력을 발휘하고 있음을 알 수 있다.

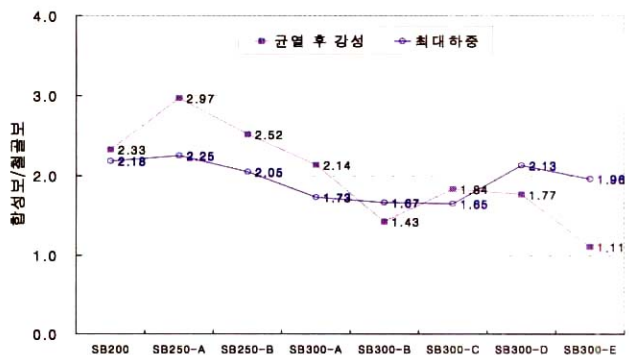


그림 16. 철골보에 대한 강성 및 강도 비교

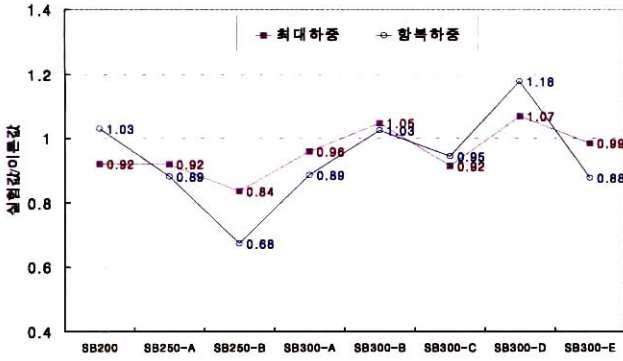


그림 17. 이론값에 대한 실험값의 강도 비교

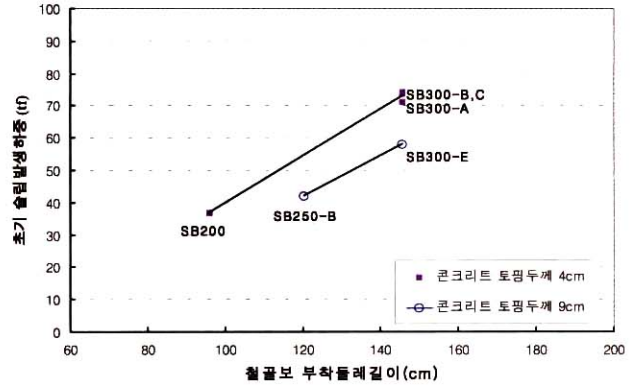


그림 19. 초기슬립 발생하중 비교

4.2 하중-슬립 거동

그림 18은 각 실험체의 하중-End Slip 관계를 나타낸 것으로 스티드를 설치한 SB250-A 및 SB300-D 시험체의 경우, 최대하중시의 슬립량이 3mm미만으로 슬립 강성은 매우 높은 반면, 단부의 슬립이 억제되기 때문에 단부에서 취성파괴로 급격하게 하중이 감소하는 거동을 나타내고 있다.

스티드를 설치하지 않은 시험체의 경우, 철골보의 부착면 적에 따라서 초기 슬립발생하중 및 슬립발생후의 강성이 선형적으로 비례하고 있음을 알 수 있다. 특히, 철골보 층이 300mm인 시험체의 경우, 슬립 후의 강성은 실험체의 가력조건 및 슬래브 유효폭에 상관없이 거의 일정한 값을 나타내지만, 토픽두께가 90mm인 SB300-E 시험체의 경우, 최대하중은 상당히 증가하지만, 합성보의 중립축이 상대적으로 철골보의 상부에 위치하기 때문에 철골보 웹면을 감싸고 있는 콘크리트의 상단부분이 인장균열로 조기에 부착내력을 상실하여 초기 슬립 발생하중이 상대적으로 감소한 것으로 판단된다.

그림 19는 초기 슬립 발생하중과 철골보의 부착돌레 길이와의 관계를 나타낸 것으로, 비교결과, 철골보의 부착면적 및 플랜지 상부의 토픽콘크리트의 두께에 따라서 초기 슬립 발생하중이 크게 영향을 받고 있음을 알 수 있다.

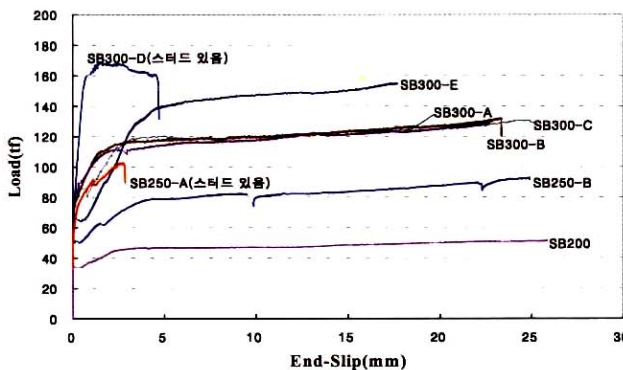


그림 18. 하중-슬립 관계 곡선

4.3 변형도 분포

그림 20은 SB200 실험체의 실험으로부터 구한 하중-변형도 그래프로부터 철골보의 위치에 따른 변형도 분포를 나타내고 있다. 그림에서 종축은 변형도 게이지의 부착 위치를 나타내고 횡축은 변형도 하중에 따른 변형도의 분포를 나타낸 것으로 슬립발생하중 34tf를 전후로 하여 콘크리트 슬래브와 철골보의 상대변형(슬립)이 발생하면서 중립축의 위치가 철골보의 하부플랜지로 급격하게 이동하고 있음을 알 수 있다.

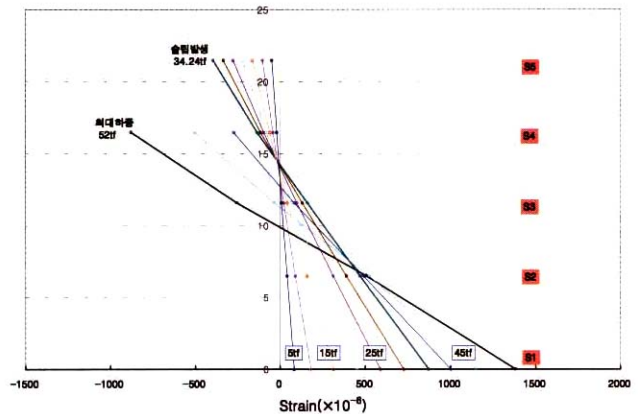


그림 20. 각 하중 단계에 따른 철골보의 변형도 분포

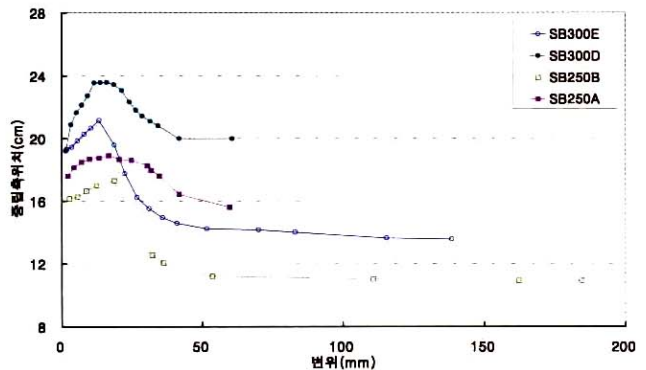


그림 21. 스티드 유무에 따른 중립축 위치 비교

그림 21은 각 시험체별 하중-변형도 분포로부터 구한 하중에 따른 중립축의 위치를 스티드의 유무에 따른 비교를 나타낸 것으로 스티드가 없는 실험체의 경우, 초기에 하부 인장축의 콘크리트 균열로 중립축이 상부로 이동을 하다가 슬립의 발생으로 급격하게 중립축이 철골보의 하부 플랜지 방향으로 감소하고 있는 경향을 알 수 있다.

4.4 합성비(율)의 평가

표 5는 전 절의 식 (6)~(9)를 사용하여 각 실험체의 실험 결과로부터 구한 수평전단저항 모멘트 M_d 로부터 부착응력을 계산한 결과를 정리하여 나타내었다. 표에서 수평전단 저항모멘트 M_d 값은 실험최대하중 및 슬립에 의한 수평전단과 파괴하중 각각에 대해서 부착응력 값을 구하였다. 또한, 합성비의 전단 합성율(F_{sb}/R_c)은 실험 최대하중으로부터 구한 F_{sb} 값을 사용하여 구한 것이다.

표 5. 전단부착응력도 평가

실험체명	R (tf)	M _u (tf.m)	M _c (tf.m)	M _d (tf.m)		F _{sb} (tf)		부착면적 (cm ²)	전단부착응력 (kgf/cm ²)	
				M _{dm}	M _{ds}	F _{sdm}	F _{sds}		τ_m	τ_s
SB200	162.0	17.80	42.0	38.8	35.05	140.5	115	11520	12.20	10.02
SB250-B	281.1	34.31	83.6	70.2	59.1	204.5	141	14445	14.16	9.87
SB300-A	281.1	59.45	106.8	102.8	87	257.4	163	17475	14.73	9.36
SB300-B	227.0	59.45	94.23	99.0	87	258.1	179	17475	14.77	10.29
SB200-C	281.0	59.45	106.8	98.0	88.5	228.7	172	17475	13.09	9.86
SB200-E	259.3	59.45	118.1	116.6	98.25	232.8	171	17457	14.46	9.82
평균 부착응력									13.9	9.86

τ : F_{sb}/A_s

m : 최대하중, s : 슬립에 의한 수평전단 파괴 하중

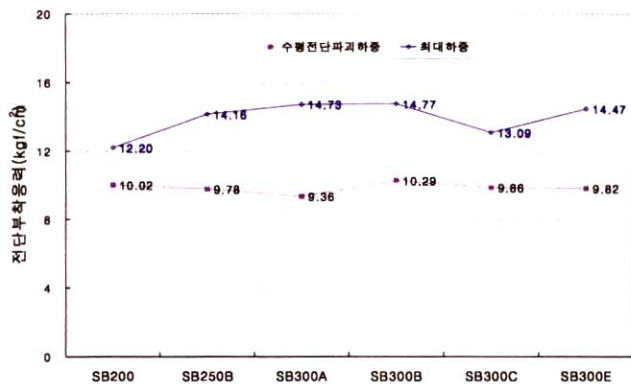


그림 22. 각 시험체별 전단부착응력도 분포

부분 합성비의 경우, 강성 및 내력을 평가하기 위한 기준 식으로 전절의 식 (5)와 같이 제시하고 있다. 그림 23은 상

기의 전단스티드를 설치할 경우의 휨강성과 관련된 식을 준용하여 매입형 합성비의 합성비를 평가하여 나타낸 것이다. 비교결과, 별도의 전단연결재가 없는 실험체의 경우, 합성비가 0.53~0.95의 분포로 비교적 우수한 합성비를 나타내었다.

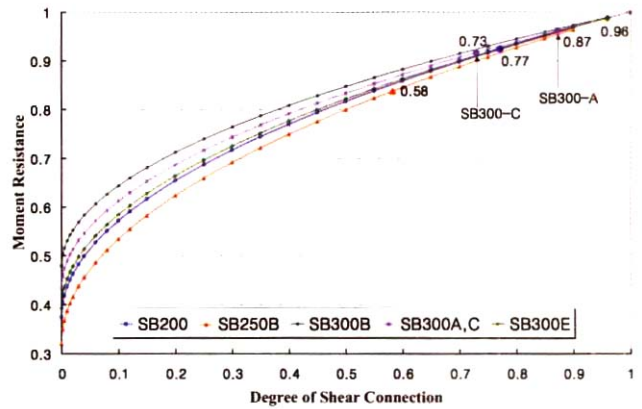


그림 23. 매입형 부분 합성비의 합성비 분포

5. 결 론

매입형 부분 합성비의 휨성능 실험으로부터 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 실험체 파괴 양상을 보면, 상부 압축축 콘크리트에 보의 길이방향으로 미세균열이 발생하지만, 최소의 휨보강근을 설치했음에도 불구하고 심각한 손상을 일으키는 콘크리트의 분리는 일어나지 않았다.
- (2) 부분 합성비의 초기 슬립 발생하중은 철골보의 부착돌레면적 및 단면의 중립축에 영향을 미치는 철골보 상부의 콘크리트 토핑두께에 따라서 선형적인 비례관계를 나타내었다.(그림 19)
- (3) 매입형 합성비는 콘크리트와 철골보의 화학적 부착력 상실 이후에도 철골보의 형상에 의한 기계적 부착력의 작용으로 50% 정도의 추가적인 전단저항 성능을 나타내었다.(그림 15)
- (4) 실험으로부터 구한 부분 합성비의 전단부착응력은 최대하중을 적용할 경우, 12.20~14.77kgf/cm², 슬립에 의한 수평전단파괴 발생시의 하중을 적용할 경우 9.36~10.30kgf/cm²의 값을 각각 나타내었다. 또한, 전단연결 합성비는 완전합성비에 비해서 0.53~0.96의 분포로 나타났다.(표 5)

감사의 글

본 연구는 삼성중공업(주)과 (주)제일테크노스의 협조하에 한국건설기술연구원에서 수행되었고, 이에 깊은 감사의 마음을 전합니다.

참고문헌

문찬일, 정재훈, 김진무, 주경재(2003), 상부플랜지를 감소시킨 합성보의 휨내력에 관한 실험적 연구, 한국구조물진단학회논문집
 대한건축학회(1998), 강구조 한계상태 설계기준 및 해설,
 허병욱(2003), 슬림플로어 공법의 기술동향, 한국강구조학회지
 문재대, 광명근, 허병욱, 배규웅, 문태섭(2003), 층고절감형(슬림플로어) 합성보의 휨성능에 관한 실험적 연구, 한국강구조학회학술발표논문집

The Steel Construction Institute(1992), Slim Floor Design and Construction, SCI P110
 The Steel Construction Institute(1993), Slim Floor Construction using Deep Decking, SCI P127,
 American Institute of Steel Construction(AISC) (1993), Load and resistance factor specification for structural steel buildings
 The Steel Construction Institute(1997), Design of Asymmetric *Slimflor*[®] Beams using Deep Composite Decking, SCI P175
 D.L. Mullett(1998), Composite Floor Systems, The Steel Construction Institute.,
 Y.C. Wang(1998), Deflection of steel-concrete Composite Beams with Partial Shear Interaction, *Journal of Structural Engineering*
 (접수일자 : 2004. 2. 14 / 심사일 2004. 2. 25 / 심사완료일 2004. 4. 6)