



# PC 합성보의 수평접합면 전단력 전달성능 평가 및 설계법 분석

문정호<sup>1)</sup> · 오영훈<sup>2)\*</sup>

<sup>1)</sup>한남대학교 건축학부    <sup>2)</sup>건양대학교 건축학과

## Evaluation of Design Method and Shear Transfer Capacity on the Horizontal Interface of PC Composite Beams

Jeong-Ho Moon<sup>1)</sup> and Young-Hun Oh<sup>2)\*</sup>

<sup>1)</sup>Division of Architecture, Hannam University, Daejeon 306-791, Korea

<sup>2)</sup>Dept. of Architecture, Konyang University, Nonsan 320-711, Korea

**ABSTRACT** The purpose of this study is to evaluate the horizontal shear strength on the interface between PC and cast-in-place concrete for PC composite beams. Six specimens were tested to examine the structural performance of the horizontal interface with different surface condition and stirrup detailing. Except for SF-291B specimen failed in flexural compression, strengths and deformation capacities of five specimens were determined by horizontal shear failure. Horizontal shear strengths by composite horizontal shear or shear friction in current codes could be used to predict the horizontal shear capacity of the interface for specimens. Also detailing for stirrup by PCI design provision could be used to accomplish the composite action in the interface.

**Keywords** : composite PC beam, interface, horizontal shear, shear force transfer, shear friction

### 1. 서 론

건축공사 현장에서 PC공법은 거푸집작업을 최소화하면서 공기단축과 구체공사의 품질향상을 기대할 수 있는 방안 중의 하나로 간주되고 있다. 특히 지하주차장, 할인매장, 물류센터와 경기장 등과 같이 동일한 모듈을 갖도록 내부공간을 구성한 건축물은 PC공법을 적용하게 될 경우 효율성과 경제성 측면에서 우수한 결과를 기대할 수 있다.

아울러 국내 PC공법의 최근 동향은 현장타설 철근콘크리트구조의 접합부와 유사한 구조성능을 부여할 수 있도록 합성 PC공법을 채택하고 있다. 합성 PC공법은 기둥, 보 또는 슬래브 등의 부재 일부분을 공장에서 PC로 제작한 후, 현장에서는 부재의 나머지 부분을 덧침 콘크리트로 타설하여 전체 단면을 하나로 일체화하는 방법이다. 이러한 합성 PC공법은 PC부재와 덧침 콘크리트 간의 수평분리타설부에서 미끄러짐 파괴가 발생하지 않을 경우 합성단면을 형성하게 되고, 결과적으로 전체 단면이 일체로 거동하는 구조성능을 보여주게 된다.

합성 PC보 역시 PC부재의 상부에 덧침 콘크리트를 타설했을 때, 휨변형 상태에서 수평분리타설부의 미끄러짐 변형을 촉발하는 수평전단응력 보다 큰 수평전단내력을 확보해 주어야 한다. 그렇지 않을 경우 합성 PC보는 수평접합부에서 미끄러짐 파괴를 나타내면서 부재의 강도와 파괴모드가 모두 영향을 받게 된다. 따라서 합성 PC공법의 PC부재와 덧침 콘크리트 사이에 형성된 수평분리타설부는 충분한 수평전단력 전달성능을 확보할 수 있도록 설계, 시공하는 것이 필요하다.

이 연구에서는 합성보의 수평접합면에 대한 수평전단력 저항성능을 평가하기 위하여 6개의 접합면 전단성능 실험체를 대상으로 접합면의 표면상태, 전단철근의 보강양과 상세 등의 구조변수에 대한 수평전단강도를 평가하였다.

### 2. 연구의 필요성

장경간 바닥구조나 지하주차장 PC구조에서 지붕층과 같이 활하중이 크게 작용하는 PC합성보는 큰 값의 전단력과 모멘트와 함께 모멘트 반곡점 구간의 수평접합면에서 미끄러짐변형을 유발하는 수평전단응력도 커지게 된다. 특히 연속단으로 시공한 PC합성보에서는 모멘트 반곡점의 길이에 비해 부모멘트의 변화율이 크게 나타나므로, 수평접합면의 전단응력도 큰 값을 갖는다. 이 경우 접합

\*Corresponding author E-mail : [youngoh@konyang.ac.kr](mailto:youngoh@konyang.ac.kr)  
 Received September 7, 2012, Revised November 21, 2012,  
 Accepted December 3, 2012  
 ©2013 by Korea Concrete Institute

면의 거칠기, 전단보강근의 양과 상세 등의 영향을 고려하여 수평접합면의 전단강도를 산정하는 설계법을 명확하게 확립할 필요가 있다.

합성구조에 사용되는 PC부재는 공장의 생산에서 낮은 물시멘트비를 갖는 고강도 콘크리트에 대한 진동다짐의 영향으로 타설완료된 콘크리트 표면에는 블리딩과 레이턴스가 발생할 수 있다. 그리고 합성구조의 PC부재는 스테럽과 같은 횡방향철근이 모두 배근된 상태에서 콘크리트를 타설하기 때문에, 덧침 콘크리트 부분에 배근될 횡철근의 정착단은 콘크리트가 묻은 상태로 생산될 수 있다. 따라서 레이턴스가 존재하는 PC부재의 표면상태, 또는 콘크리트가 묻은 횡철근 정착단으로 구성된 합성 PC 구조의 수평접합면에 대하여 접합면 전단성능의 저하 가능성을 고민하지 않을 수 없다.

현행 설계기준에서는 전단마찰설계법으로 접합면을 설계할 경우 KCI<sup>1)</sup> 및 ACI<sup>2)</sup>의 마찰계수( $\mu$ )와 PCI<sup>3)</sup>의 유효마찰계수( $\mu_e$ )를 규정하고 있지만, 구조설계 실무에서는 양자의 적용 방법에 대하여 명확하게 인식하지 못하는 것으로 파악되고 있다. 아울러 설계기준에서는 수평접합면의 설계를 위하여 수평전단력 전달과 전단마찰로 구분하여 제시하고 있지만, 실제 합성 PC구조의 설계에 적용하기 위해서는 명확한 설계지침이 필요한 상황이다. 아울러 PC공장에서는 PC부재의 표면을 거칠게 만들기 위하여 콘크리트 타설 후 쇄갈퀴 등으로 표면에 요철을 만들고 있는데, 이러한 생산방식에 적합한 마찰계수와 구조성능을 평가하는 것이 필요하다. 이에 이러한 문제점을 해결하기 위하여 구조실험을 수행하고 합성보의 수평접합부 전단성능을 평가하였다.

### 3. 수평접합면의 전단설계 방법

합성 PC보의 수평접합면에 대한 전단강도의 산정은 합성보의 수평전단력 전달(horizontal shear transfer) 메커니즘과 접합면 전단력 전달(interface shear transfer) 메커니즘으로 구분할 수 있다. 접합면 전단력 전달 메커니즘은 골재 맞물림작용 또는 전단마찰 등으로 불리어지고 있으며, 설계기준에서는 전단마찰로 표현하고 있다. Table 1에서는 현행 설계기준에서 합성보의 수평전단강도와 전

**Table 1** Design method for interface shear

Code	Horizontal shear transfer	Shear-friction
KCI <sup>1)</sup>	17. Composite concrete members	7.7 Shear-friction
	17.3.2 Horizontal shear strength	7.7.2 Shear-friction design method
ACI <sup>2)</sup>	17. Composite concrete flexural members	11.7 Shear-friction
	17.5 Horizontal shear strength	11.7.4 Shear-friction design method
PCI <sup>3)</sup>	4.3.5 Horizontal shear transfer in composite members	4.3.6 Shear-friction

단마찰 설계법으로 구분하여 접합면의 수평전단강도를 산정하는 규정을 비교하여 보여주고 있다.

합성 PC보의 접합면에 작용하는 수평전단응력은 Fig. 1에 나타난 바와 같이 모멘트 변곡점과 최대모멘트 발생 지점까지의 길이( $l_{vh}$ )에서 모멘트 차이로 인하여 발생하는 전단흐름에 의해서 나타나는 전단응력이다.

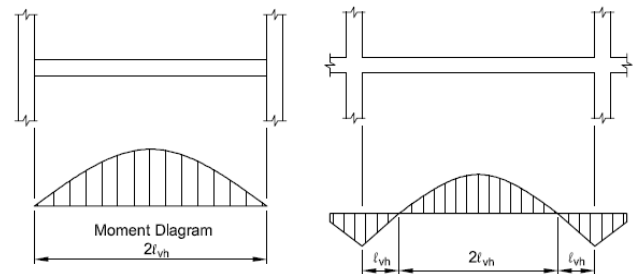
합성 PC보의 접합면에 작용하는 수평전단응력은 수직전단응력을 사용하거나 또는 Fig. 2에 나타난 바와 같이 압축력이나 인장력의 실제 변화량( $F_h$ )을 고려하여 식 (1)과 같이 산정한다.

$$v_u = f_h = \frac{F_h}{A_{cr}} = \frac{F_h}{b_v l_{vh}} \quad (1)$$

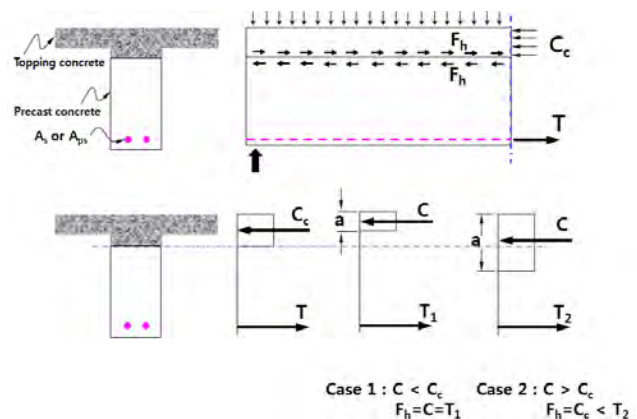
여기서,  $F_h = [0.85f'_{cc} A_{top}, A_s f_y + A_{ps} f_{ps}]_{\min}$   
 $A_{cr}$ =수평접합면의 면적(= $b_v l_{vh}$ )  
 $l_{vh}$ =최대모멘트와 모멘트변곡점까지의 길이  
 $b_v$ =수평전단력이 작용하는 접합면의 폭

ACI<sup>2)</sup> (콘크리트구조설계기준<sup>1)</sup>과 동일) 및 PCI<sup>3)</sup> 기준에서의 접합면 전단강도 기준식은 접합면의 구조상세에 따라 3가지의 경우로 구분하고 있으며, 이 논문에서는 3가지를 각각 Case-I, Case-II 및 Case-III로 나타내었다.

- Case-I(ACI 17.5.3.1 & 17.5.3.2, PCI 4.3.5, KCI 17.3.2)은 조건 (1) 혹은 조건 (2) 중 하나를 만족하는 경우에 대하여 수평전단력 전달 메커니즘에 따라 접합면 전단강도를 식 (2)에 의해 산정한다.



**Fig. 1** Length( $l_{vh}$ ) for horizontal shear



**Fig. 2** Horizontal shear of simple composite PC beam

- 조건 (1) : 수평전단보강근이 없고 접합면을 의도적으로 거칠게 처리(6 mm 요철)하는 경우  
 조건 (2) : 식 (3)에 의한 최소 전단보강근이 있고, 접합면을 의도적으로 거칠게 하지 않는 경우

$$v_u \leq \phi 0.56 \quad (2)$$

$$A_{v, \min} = \frac{0.062 \sqrt{f_{ck}} b_w s}{f_y} \geq \frac{0.35 b_w s}{f_y} \quad (3)$$

여기서,  $b_w$ =보의 복부 폭  
 $s$ =전단보강근의 간격

- Case-II (ACI 17.5.3.3, PCI 4.3.5, KCI 17.3.2)는 다음의 조건 (1)과 조건 (2)를 모두 만족하는 경우로써 수평전단력 전달 메커니즘에 따라 식 (4)를 적용한다.

- 조건 (1) : 최소 수평전단보강근이 있고 접합면을 의도적으로 거칠게 처리(6 mm 요철)하는 경우  
 조건 (2) :  $v_u \leq \phi 3.5$

$$v_{nh} = (1.8 + 0.6 \rho_v f_y) \lambda \leq 3.5 \quad (4)$$

여기서,  $\rho_v$ =전단철근비( $= \frac{A_v}{b_v s}$ )

$\lambda$ =콘크리트의 단위중량과 연관된 수정계수

- Case-III (ACI 11.7.4, PCI 4.3.6, KCI 7.7.2)은 다음의 조건 (1)을 만족하는 경우로써 전단마찰설계법에 따라 식 (5)를 적용한다.

- 조건 (1) :  $v_u > \phi 3.5$

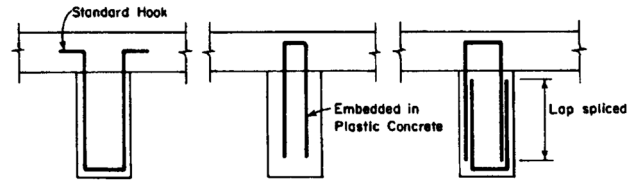
$$v_u = \mu \rho_v f_y \leq (0.2 f_{ck}, 6.9) \quad (5)$$

여기서, ACI의 전단마찰설계에서는 마찰계수( $\mu$ )를 그대로 사용하며, PCI의 전단마찰설계법은 마찰계수( $\mu$ ) 대신에 유효마찰계수  $\mu_e = \frac{6.9 \lambda^2 \mu}{v_u} \leq \mu_{e(\max)}$ 를 사용한다. Table 2는 PCI 기준에서 제시한 유효마찰계수( $\mu_e$ )의 최대값과 전단강도 상한값을 ACI의 마찰계수( $\mu$ )와 연결지어 보여주고 있다.

현행 설계기준에서는 이미 굳은 콘크리트에 새로운 콘크리트를 타설하는 경우 레이턴스가 없도록 깨끗한 표면

**Table 2** Coefficient for shear-friction design in PCI

Interface condition	$\mu$	$\mu_{e(\max)}$	Maximum $V_u = \phi V_{nh}$
Concrete to concrete, cast monolithically	1.4 $\lambda$	3.4	$0.30 \lambda^2 f_{ck} A_{cr} \leq 6.9 \lambda^2 A_{cr}$
Concrete to concrete with roughened surface	1.0 $\lambda$	2.9	$0.25 \lambda^2 f_{ck} A_{cr} \leq 6.9 \lambda^2 A_{cr}$
Concrete to concrete	0.6 $\lambda$	2.2	$0.20 \lambda^2 f_{ck} A_{cr} \leq 5.6 \lambda^2 A_{cr}$
Concrete to steel	0.7 $\lambda$	2.4	$0.20 \lambda^2 f_{ck} A_{cr} \leq 5.6 \lambda^2 A_{cr}$



**Fig. 3** Ties for horizontal shear<sup>4)</sup>

상태를 요구하고 있다. 또한 수평전단철근은 전단력의 분포를 반영하여 접합면에 배치하는 간격을 결정하고, 철근의 양쪽은 정착길이를 확보하도록 갈고리 또는 특수한 장치에 용접하여 항복강도를 발휘하도록 정착하는 것을 요구하고 있다. 따라서 PC부재의 생산과정에서 형성된 접합면의 레이턴스 또는 수평전단철근의 갈고리부분에 묻은 콘크리트 등은 접합면의 전단성능을 저하시키는 요소로 작용할 수 있다.

#### 4. 실험계획 및 방법

이 연구에서는 연속지지된 합성 PC보의 단부에서 부모멘트에 의한 수평접합면의 전단성능에 영향을 미치는 구조변수의 특성을 평가하기 위하여 구조실험을 계획하였다. 실험체의 변수는 접합면의 마감상태(현행 6 mm의 거칠기, 레이턴스 제거를 위한 지연제 도포, 전단키 설치)와 PC부재의 상부에 돌출되는 수평전단철근에 콘크리트가 부착되는 것을 방지하기 위한 모양의 유무, 그리고 수평전단철근의 양을 고려하였다. 접합면 전단성능 실험체의 변수와 형상은 Table 3 및 Fig. 4에 나타나 있다. 모든 실험체는 400×600 mm의 직사각형 단면으로 구성되었

**Table 3** Experimental variables for specimens

Specimen	Variables							
	Horizontal shear reinforcement				Shear design	Interface surface	Stirrup plastic cover	Shear key
	Ties	$\rho_v$	$f_{vy}$ (MPa)	$\rho_v f_{vy}$ (psi)				
SF-1027	D16@120 (double)	0.0171	430	1027	Case-III	Normal	Yes	-
SF-685A	D16@180 (double)	0.0114	430	685		Normal	Yes	-
SF-685B						Normal	No	-
SF-291A	D13@200 (double)	0.0048	430	291	Case-II	Normal	Yes	-
SF-291B						w/o laitance	Yes	-
SF-291C						Normal	Yes	Yes

으며, PC와 덧침 콘크리트의 설계기준 콘크리트압축강도는 각각 40 MPa와 24 MPa로 계획하였다. 이때 덧침 콘크리트의 두께는 160 mm로 계획하여, PCI 설계기준<sup>3)</sup>의 수평전단철근 정착조건을 만족하도록 하였다. 아울러 접합면에 작용하는 수평전단력은 부모멘트 구간에서 발생하는 인장력의 변화량( $F_h = A_s f_y$ )으로 결정된다.

Table 3에 나타난 실험체명칭 중 1027, 685, 291은 전단철근비와 항복강도의 곱으로 나타난 전단철근의 보강량을 의미하며, 291시리즈는 합성정보의 수평전단력 전달메커니즘에 의한 전단성능을 평가하기 위한 것이다.

실험체의 전단철근 보강량이 동일한 경우 철단철근의 보양유무, 접합면의 레이트스 제거를 위한 공정 추가 또는 전단기의 설치에 따른 전단성능을 평가하기 위하여 실험변수를 구성하였다.

실험체는 Table 4에 나타난 바와 같이 휨강도 보다 큰 값의 전단강도를 갖도록 계획하여, 휨항복에 의해 1차적으로 내력이 지배되도록 하였다. 즉 합성 PC단면은 휨항복을 위한 인장력( $A_s f_y$ )이 접합면의 미끄러짐전단을 유발하는 수평전단력( $F_h$ )으로 작용하게 된다. 이때 수평전단력

( $F_h$ )은 마찰계수 또는 유효마찰계수를 사용한 전단마찰설계법, 또는 수평전단력 전달메커니즘을 적용하여 산정한 접합면 전단강도와 비교, 평가하게 될 것이다.

한편 휨내력 계산을 위한 주근(재질 SD500의 D25)의 항복강도는 520 MPa을, 수평전단근(재질 SD400의 철근)의 항복강도는 430 MPa을 사용하여 실제 항복강도와 가까운 값을 실험체 설계과정에 적용하였다.

콘크리트의 압축강도를 확인하기 위한 공시체는 실험체와 동일한 조건으로 양생하고 실험체의 실험일정에 맞추어 강도시험을 실시함으로써 콘크리트의 압축강도를 확인하였으며, 그 결과를 Table 5에 나타내었다. 한편 실험체에 사용한 철근은 KS D 3504에 의해 인장시험을 수행하였으며, 그 결과는 Table 6에 나타내었다.

실험체는 지점길이 2600 mm의 단순보 중앙부를 중심으로 좌우 각 250 mm의 위치에서 P/2의 하중이 가려지도록 설치하였다. 실험체는 부모멘트를 받는 PC 합성정보의 연속단을 대상으로 선정된 것이므로 덧침 콘크리트를 타설한 부분에서 휨인장응력이 발생하도록 실험을 수행하였다. 실험체는 가력점 하부에서 측정된 변위를 기준으

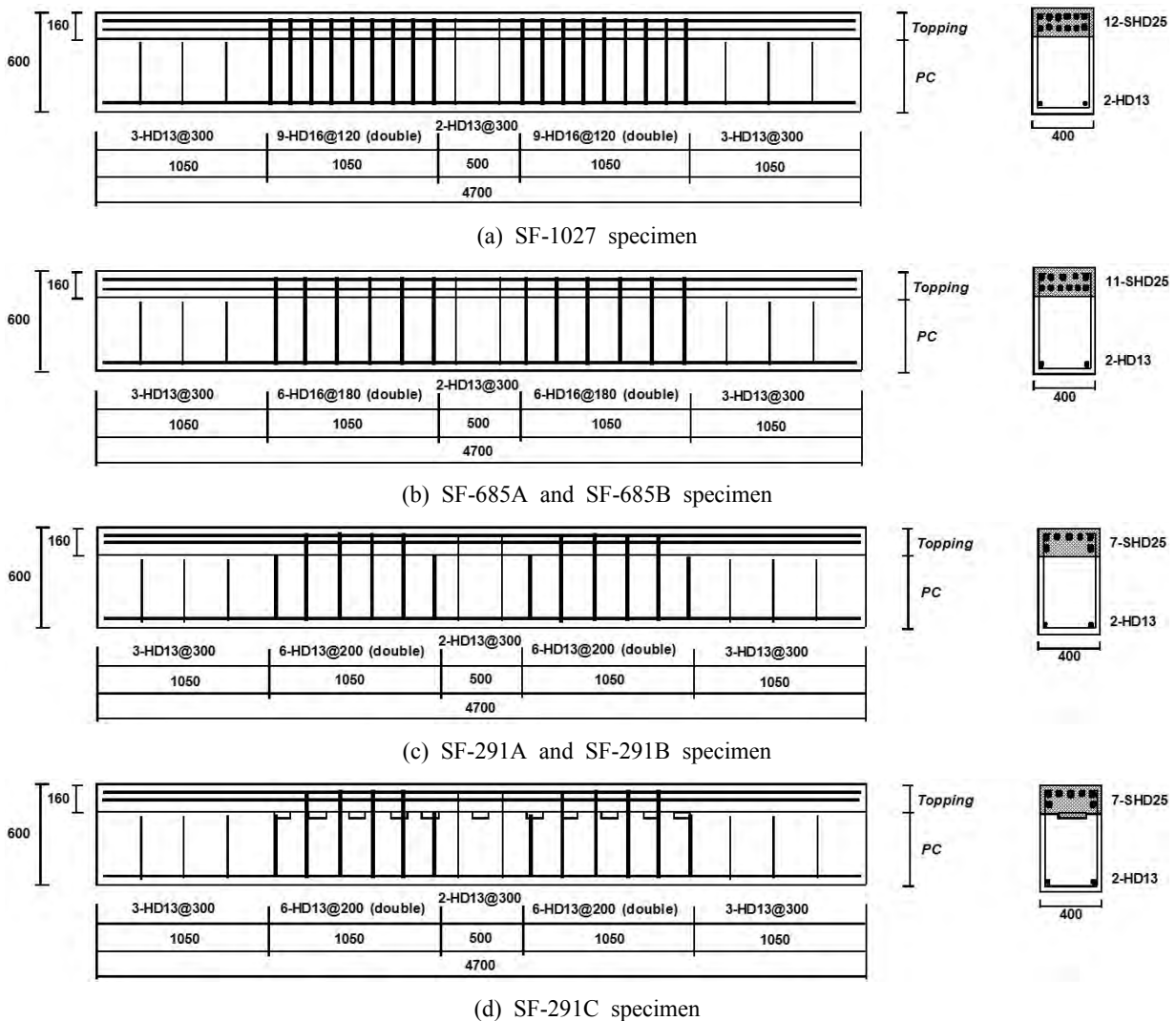


Fig. 4 Configuration and reinforcement for specimens

**Table 4** Design strength for specimens with roughened interface

Specimen	d (mm)	$f_{ck}$ (MPa)		Tensile reinforcement		Shear reinforcement		Shear span, a (mm)	Calculated strength			Horizontal shear at the interface (kN)			
		PC	Topping	Rebar	$f_y$ (MPa)	Rebar	$f_{vy}$ (MPa)		$2V_n$ (kN)	$2M_n/a$ (kN)	Failure mode	$F_h (= A_s f_y)$	$V_{nh}^{(1)} (17.5.3)$	$V_{nh}^{(2)} (ACI11.7.4)$	$V_{nh}^{(3)} (PCI4.3.6)$
SF-1027	520	40	24	12-SH D25	520	D16@120 (double)	430	1050	3405	2433	Flexure	<b>3164</b>	1470	<b>2016</b> ( $\mu=1.0$ )	<b>2520</b> ( $\mu_e=1.0$ )
SF-685A	520	40	24	11-SH D25	520	D16@180 (double)	430	1050	2416	2283	Flexure	<b>2900</b>	1470	<b>2016</b> ( $\mu=1.0$ )	<b>2520</b> ( $\mu_e=1.34$ )
SF-685B															
SF-291A	540	40	24	7-SH D25	520	D13@200 (double)	430	1050	1766	1660	Flexure	<b>1845</b>	<b>1280</b>	<b>874</b> ( $\mu=1.0$ )	<b>1364</b> ( $\mu_e=1.56$ )
SF-291B															
SF-291C															

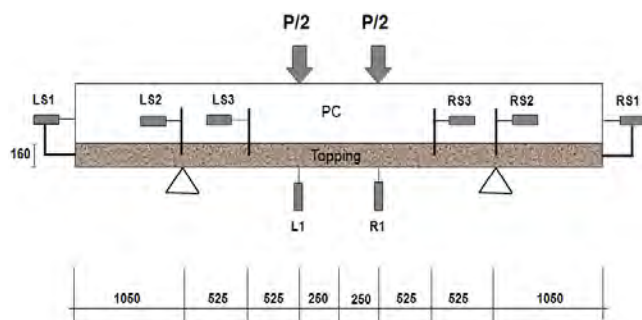
where, (1)  $V_{nh} = (1.8 + 0.6 \rho_v f_y) \lambda b_v l_{vh} \leq 3.5 b_v l_{vh}$  (2)  $V_{nh} = \mu A_v f_y$  (3)  $V_{nh} = \mu_e A_v f_y$

**Table 5** Compressive strength for concretes

Specimen	PC (MPa)	Topping concrete (MPa)
SF-1027	48.5	34.5
SF-685A	56.6	32.5
SF-685B	56.6	32.5
SF-291A	46.1	33.7
SF-291B	44.3	57.9
SF-291C	49.7	46.9

**Table 6** Tensile strength for reinforcements

Rebar	Grade	$f_y$ (MPa)	$f_u$ (MPa)	$\epsilon_y$ ( $\times 10^{-6}$ )	$E_s$ (MPa)
D13	SD400	519	651	2794	$1.86 \times 10^5$
D16		428	584	2257	$1.90 \times 10^5$
D25	SD500	543	703	2377	$2.27 \times 10^5$



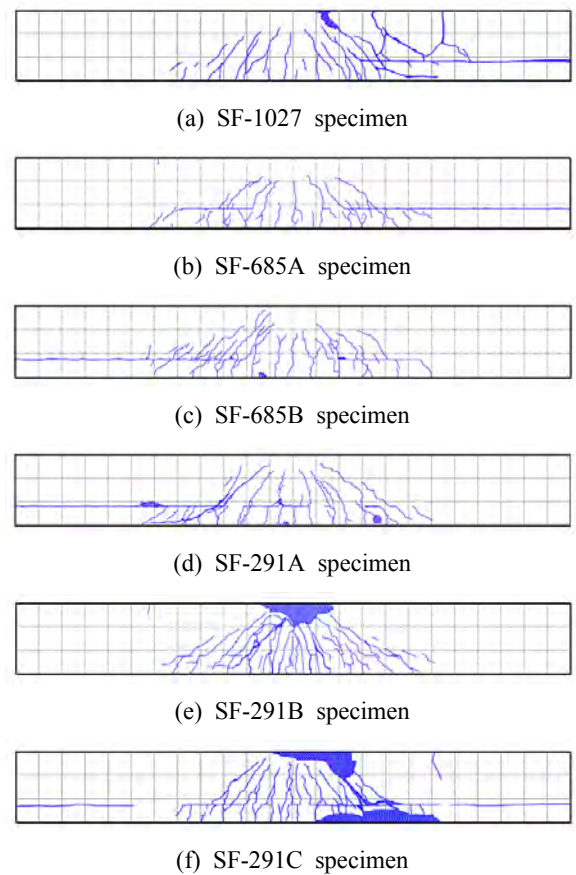
**Fig. 5** Test set-up (unit: mm)

로 변위제어방식의 단조증가 하중을 가력하였다. 실험체의 설치상황과 변위측정 위치는 Fig. 5에 나타나 있다.

## 5. 실험 결과 및 분석

### 5.1 균열발생 및 파괴특성

Fig. 6에서는 실험체의 최종파괴시 발생한 균열 양상을



**Fig. 6** Cracking pattern at failure

보여주고 있다. 콘크리트 설계기준압축강도를 사용하여 계산한 휨균열하중은 182 kN( $M_{cr}=95.6$  kNm)이며, 대부분의 실험체는 약 170 kN의 하중이 작용할 때 가력점 하부 인장면에서 초기 휨균열이 발생하였다.

SF-1027 실험체는 588 kN의 하중에서 휨전단균열이 나타났으며, 1770 kN의 최대하중에 도달하면서 우측 접합면의 미끄러짐 현상과 PC 부재의 복부를 관통하는 사인장 균열이 동시에 발생하면서 수평전단파괴를 보여주었다.

SF-685A 실험체는 568 kN의 하중에서 휨전단균열이

발생하였으며, 617 kN의 하중에서 좌, 우측 접합면을 따라 수평균열이 발생한 후 1912 kN의 최대하중에서는 우측 접합면에서 미끄러짐에 의한 수평전단파괴로 최종 파괴하였다.

SF-685B 실험체는 1000 kN의 하중이 작용할 때 좌, 우측의 복부에서 사인장 균열과 접합면을 따라 형성된 수평균열이 발생하였다. 이후 1719 kN의 최대하중에 도달하면서 좌측 접합면의 미끄러짐 현상과 PC 부재의 복부를 관통하는 사인장 균열이 동시에 발생하면서 수평전단파괴를 보여주었다.

SF-291A 실험체는 578 kN의 하중에서 좌, 우측 접합면을 따라 수평균열이 발생하였으며, 1744 kN의 최대하중이 작용할 때 좌측 접합면의 미끄러짐 현상과 사인장 균열이 동시에 발생하는 수평전단파괴를 보여주었다.

SF-291B 실험체는 1020 kN의 하중에서 좌, 우측 접합면에서 미소한 길이로 수평균열이 발생하였다. 이후 1867 kN의 최대하중에 도달하면서 중앙부의 인장축 휨균열이 크게 벌어지면서 가력면 하부의 콘크리트가 압괴되는 휨압축파괴를 보여주었다.

SF-291C 실험체는 490 kN의 하중에서 우측 접합면을 따라 수평균열이 발생하였으며, 1584 kN의 최대하중에 도달하면서 우측 접합면의 미끄러짐과 사인장 균열이 함께 나타나는 수평전단파괴를 보여주었다.

### 5.2 하중-변위 관계

Fig. 7에서는 Case-II와 Case-III로 구분한 실험체의 하중-변위를 비교하여 보여주고 있다. SF-1027, SF-685A, SF-685B 그리고 SF-291A 실험체는 6.6~8.4 mm의 변위 상태에서 하중이 급격하게 저하하는 하중-변위 관계를 보여주고 있다. 이들 실험체가 보여준 최대하중은 Table 4에 나타난 공칭휨강도( $2M_n/a$ )와 전단강도( $2V_n$ ) 보다 작은 값으로서 휨내력 또는 전단내력에 도달하지 못하고 다른 원인에 의해 파괴가 발생한 것으로 판단할 수 있다. 이는 수평균열이 발생한 수평접합면을 따라 미끄러짐변형이 나타나면서 합성단면이 분리되었기 때문에 단면의 휨강성이 급격히 감소하면서 하중저항능력이 상실하는 데서 기인한 것으로 판단된다.

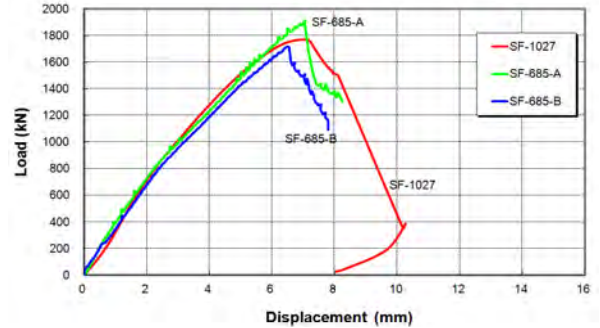
반면 SF-291B 및 SF-291C 실험체는 최대내력에 도달한 이후에도 하중-변위 관계에서 급격한 내력저하 현상은 나타나지 않았다. 그러나 SF-291B 실험체의 경우에는 공칭휨강도( $2M_n/a=1660$  kN) 보다 큰 1867 kN의 최대하중을 보여주고 있지만, SF-291C 실험체는 공칭휨강도 보다 작은 1584 kN의 최대하중을 보여주고 있다. 이는 SF-291C 실험체의 경우에도 Fig. 6(c)에 나타난 바와같이 PC부재와 덧침 콘크리트의 접합면에서 수평전단균열이 발생하면서 나타난 미끄러짐변형에 의해 휨강도까지 발현되지 못하고 내력이 제한된 것으로 판단된다.

결과적으로 SF-291B 실험체를 제외한 5개의 실험체는 수평접합면의 미끄러짐변형에 의해 휨내력과 수직변형능

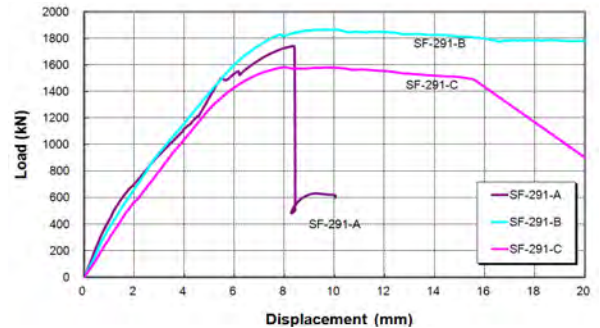
력이 모두 제한되는 취성적 구조성능을 갖는 것으로 평가되었다.

### 5.3 접합면 수평전단강도의 평가

Fig. 8에서는 2가지 접합면 표면조건(6 mm 거칠기와

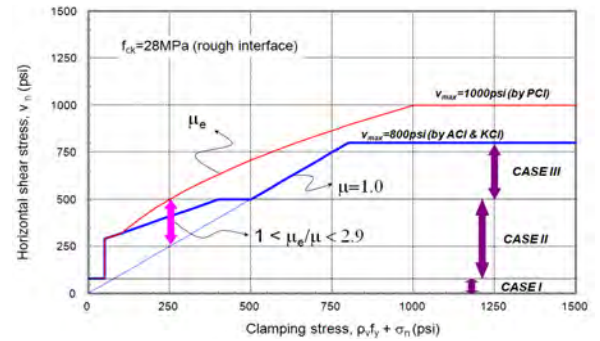


(a) Case-III shear design method

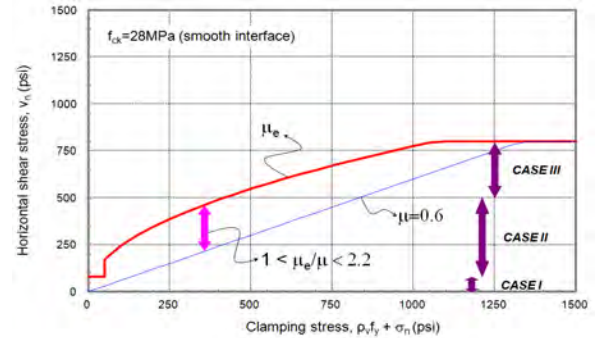


(b) Case-II shear design method

Fig. 7 Load vs. deflection curves



(a) Interface shear design for  $\mu = 1.0$



(b) Interface shear design for  $\mu = 0.6$

Fig. 8 Shear design with interface roughness

매끈한 표면에 따라 마찰계수를 각각 1.0과 0.6으로 적용하여 산정한 ACI와 PCI의 전단마찰강도를 비교하여 보여주고 있다. 전단마찰설계법으로 구한 전단강도는 PCI의 방식으로 산정한 경우에서 항상 크게 나타나고 있으며, 이는 마찰계수보다 큰 값의 유효마찰계수를 적용하기 때문에 나타나는 당연한 결과이다.

접합면 전단성능 실험체의 수평전단강도는 실험체의 최대하중으로부터 최대모멘트( $M_{max}$ )를 구함으로써 수평전단력( $F_h$ )을 계산할 수 있고, 접합면의 전단강도( $V_{nh}$ )는 3장에서 설명한 Case-II 및 Case-III의 산정식을 사용하여 평가하였다. 이때 PCI 설계방법에 의한 유효마찰계수( $\mu_e$ )는 다음과 같이 계산하였다.

$$\mu_e = \frac{6.9\lambda^2 A_{cr} \mu}{F_h} \quad (6)$$

여기서,  $\frac{F_h}{A_{cr}} = \frac{F_h}{b_v l_{vh}} = \frac{M_{max}/(0.9d)}{b_v l_{vh}}$

Case-III의 접합면 전단강도 상한치를 계산하기 위한 콘크리트의 압축강도는 Table 5의 시험 결과를 사용하였으며, 접합면의 거칠기를 반영한 마찰계수를 각각 0.6과 1.0으로 적용한 경우 ACI 및 PCI에 의한 접합면 전단강도를 산정하여 Table 7에 나타내었다.

접합면 전단설계시 Case-II에 해당하는 모든 실험체 (SF-291A, SF-291B, SF-291C)는 Table 7에서 보여지는 바

와 같이 3가지 방법으로 각각 구한 접합면 전단강도( $V_{nh}$ )보다 큰 값의 수평전단력( $F_h$ )을 나타내고 있다. 이는 ACI 및 PCI의 설계기준으로 산정한 접합면의 수평전단강도는 안전측의 입장에서 실험체의 수평전단내력을 평가하는 것으로 볼 수 있다. 즉 레이턴스 제거여부, 전단키 설치 및 거칠기의 실험변수를 갖는 실험체의 실제강도는 합성보의 수평전단력 전달메커니즘으로 산정한 전단강도보다 1.34~1.58배 큰 값을 보여주었다.

Case-II에 해당하는 실험체에서 실험변수인 접합면의 레이턴스 제거 유무, 전단키 설치 등은 실험체의 수평전단내력을 크게 변화시키지는 않았지만 접합면 표면에 지연제를 살포하여 레이턴스를 제거한 SF-291B 실험체가 가장 큰 값의 실험강도를 보여주고 있다. 반면 레이턴스 존치 상태의 SF-291A 실험체나 전단키가 설치되었지만 수평전단력에 의한 직접전단에 의한 파괴로 인한 미끄러짐 변형이 나타날 수 있는 SF-291C 실험체는 상대적으로 작은 실험강도를 나타내었다. 따라서 접합면의 레이턴스를 제거하고 표면을 거칠게 처리하는 시공상세 조건은 합성보의 수평전단력 전달메커니즘으로 접합면 전단설계를 수행할 때 사전 확인이 필요한 중요사항이라고 판단된다. 한편 Table 7에서 마찰계수 1.0에 대응하는 유효마찰계수를 사용하여 전단마찰강도를 산정한 PCI의 수평전단강도 산정 결과는 1.18~1.64의 범위내에서 실험강도를 예측하는 것으로 나타났다. 반면 마찰계수를 1.0 및 0.6으로 적용한 ACI의 전단마찰설계법과 마찰계수 0.6에 대응

**Table 7** Observed horizontal shear strength for specimens

Specimen	Calculated strength		$P_{max}$ (kN)	$M_{max}$ (kN · m)	Horizontal shear at the interface (kN)						Tested / calculated				
	2 $V_n$ (kN)	2 $M_n/a$ (kN)			① $F_h$ ( $= \frac{M_{max}}{0.9d}$ )	② $V_{nh}^{(1)}$ (17.5.3)	③ $V_{nh}^{(2)}$ (ACI11.7.4)		④ $V_{nh}^{(3)}$ (PCI4.3.6)		① ②	① ③	① ④	① ⑤	① ⑥
							$\mu = 0.6$	$\mu = 1.0$	$\mu = 0.6$	$\mu = 1.0$					
SF-1027	3435	2642	1770	929.3	<b>1986</b>	1470	<b>1848</b>	2310	2310	2898	1.35	<b>1.07</b>	0.86	0.86	0.69
SF-685A	2490	2546	1912	1003.8	<b>2145</b>	1470	1232	<b>2054</b>	<b>1632</b>	2719	1.46	1.74	<b>1.04</b>	<b>1.31</b>	0.79
SF-685B	2490	2546	1719	902.5	<b>1928</b>	1470	1232	<b>2054</b>	<b>1815</b>	2898	1.31	1.56	<b>0.94</b>	<b>1.06</b>	0.67
SF-291A	1793	1757	1744	915.6	<b>1884</b>	<b>1280</b>	524	874	790	<b>1317</b>	<b>1.47</b>	3.59	2.16	2.38	<b>1.43</b>
SF-291B	1784	1747	1867	980.2	<b>2017</b>	<b>1280</b>	524	874	738	<b>1230</b>	<b>1.58</b>	3.85	2.31	2.73	<b>1.64</b>
SF-291C	1812	1773	1584	831.6	<b>1711</b>	<b>1280</b>	524	874	870	<b>1450</b>	<b>1.34</b>	3.26	1.96	1.97	<b>1.18</b>

where, (1)  $V_{nh} = (1.8 + 0.6 \rho_v f_y) \lambda b_v l_{vh} \leq 3.5 b_v l_{vh}$  (2)  $V_{nh} = \mu A_v f_y$  (3)  $V_{nh} = \mu_e A_v f_y$

하는 유효마찰계수를 사용한 PCI의 전단마찰설계법은 실험체의 수평전단강도 보다 1/2~1/3 정도 작은 값의 수평 전단강도 값을 보여주고 있는데, 이는 과도하게 안전측의 설계 결과를 제공하는 것으로 판단된다.

Case-III에 해당하는 실험체는 전단마찰설계법으로 접합면 강도를 산정하기 위하여 계획한 것으로서 SF-1027, SF-685A 및 685B 실험체의 경우 마찰계수를 0.6으로 적용하여 산정한 ACI의 전단마찰강도 보다 1.07~1.74배 큰 값의 실험강도를 나타내었다. 한편 SF-1027을 제외한 2개의 실험체는 마찰계수 0.6에 대응하는 유효마찰계수를 사용한 PCI의 전단마찰강도 보다 1.06~1.31배의 범위에서, 그리고 마찰계수를 1.0으로 적용한 ACI의 전단마찰강도는 0.94~1.04배의 수준으로 실험강도를 평가할 수 있었다. 반면 마찰계수 1.0에 대응하는 유효마찰계수를 사용한 PCI의 전단마찰강도는 실험체의 강도를 과대평가하고 있으므로 실제 설계과정에서 적용한다면 안전성에 문제가 발생할 수 있다. 즉 Case-III에 해당하는 실험체 중에서 SF-1027을 제외한 2개의 실험체는 마찰계수를 1.0으로 사용할 경우, ACI의 전단마찰강도는 실험체의 실제 수평전단파괴 강도와 유사하지만 PCI의 전단마찰강도는 비안전측의 평가 결과를 보여주고 있다. 그러나 마찰계수를 0.6으로 사용한 경우 ACI의 전단마찰강도는 지나치게 보수적으로 접합면의 전단강도를 평가하고 있지만, PCI의 전단마찰강도는 실험체의 수평전단강도와 유사하게 나타나고 있다. 한편 전단철근의 정착단부에 콘크리트가 묻는 현상과 전단마찰성능의 관계를 시험하기 위한 SF-685 시리즈의 실험 결과에 의하면 PC 제작과정에서 전단철근의 정착단을 비닐로 보양한 SF-685A 실험체의 내력이 11% 가량 크게 나타났다. 따라서 깨끗한 표면을 갖는 전단철근의 판리는 접합면의 전단성능 확보를 위하여 필요한 사항이라고 판단된다.

전단마찰설계법으로 접합면의 전단강도를 산정할 경우 Case-II와 Case-III의 전 구간에서 마찰계수 0.6에 대응하는 유효마찰계수를 사용한 PCI의 전단마찰설계법은 ACI의 경우보다 실험체의 실제 수평전단강도를 정확하게 예측하는 것으로 나타나고 있다.

SF-1027 실험체의 실험강도는 마찰계수 1.0에 대한 ACI 및 PCI의 전단마찰강도 보다 14%~31% 정도 작게 나타나고 있다. 이러한 현상의 원인은 이 연구의 실험변수만으로는 명확하게 파악할 수 없는 상황이며, 추후 연구에 의한 규명이 필요한 부분이다. 따라서 합성 PC보의 접합면 전단강도 산정을 위한 접합면 전단응력( $v_u$ )의 최대값은 향후 충분한 실험 결과에 의해 안전성을 확인하기 전까지는 4.8 MPa(=700 psi) 이하로 제한하여 사용하는 것이 바람직하다.

Fig. 9에서는 기존연구에서 실험한 57개의 합성보 실험체<sup>5-9)</sup>에 대한 접합면 전단강도와 이 연구의 접합면 전단성능 실험체의 전단강도를 설계기준의 전단강도와 비교하여 보여주고 있다. 설계기준의 전단강도 산정을 위한

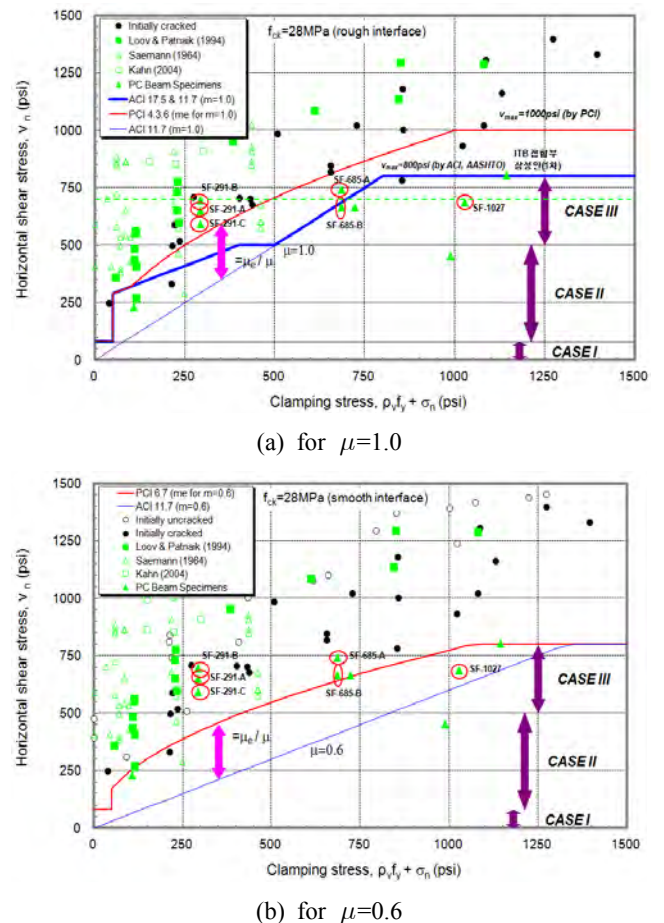


Fig. 9 Horizontal shear strength for specimens

마찰계수를 1.0으로 적용한 Fig. 9(a)에 의하며, 실험체의 접합면 전단강도를 보다 정확하게 평가하기 위해서는 Case-II의 범위에서는 유효마찰계수를 사용한 PCI의 전단마찰설계법이 적당하고, Case-III에서는 마찰계수를 그대로 사용하는 ACI의 전단마찰설계법이 적합한 것으로 판단된다.

한편 설계기준의 전단강도 산정을 위한 마찰계수를 0.6으로 적용한 Fig. 9(b)는 Case-II와 Case-III의 전 구간에서 유효마찰계수를 사용한 PCI의 전단마찰설계법이 ACI의 경우보다 접합면의 전단강도를 적절하게 평가하는 것으로 나타나고 있다.

그러나 SF-1027 실험체의 경우는 마찰계수를 0.6 또는 1.0으로 산정한 ACI 또는 PCI의 전단마찰 설계강도 보다 작은 값의 접합면 전단강도를 나타내고 있으며, 부모멘트가 크게 작용하는 합성 PC보의 특성을 감안할 때 접합면 전단응력( $v_u$ )의 최대값은 4.8 MPa(=700 psi) 이하가 되도록 설계하는 것이 필요하다고 사료된다.

## 6. 합성 PC보의 접합면 전단설계 방안

접합면 전단성능 실험체는 합성 PC공법의 PC부재(half-보 또는 ITB)와 덧침 콘크리트 사이의 접합면에서 발생할 수 있는 미끄러짐 파괴특성과 수평전단강도를 평가하



기 위하여 계획한 것이다. 총 6개의 접합면 전단성능 실험체 중에서 휨압축과괴를 나타낸 SF-291B 실험체를 제외하면, 모든 실험체가 실험계획에서 의도한 대로 접합면의 수평전단에 의하여 파괴되었다.

실험 결과의 분석에 의하면, 설계기준에서 규정한 합성보의 수평전단력 전달 또는 전단마찰 설계법으로 산정한 접합면 전단강도는 실험체의 수평전단 파괴를 초래한 접합면의 수평전단내력을 양호한 수준으로 평가하는 것으로 나타났다. 따라서 PC 부재와 덧침 콘크리트 사이의 접합면은 Fig. 3에 나타난 배근상세와 PCI의 정착길이를 적용한 전단철근을 보강함으로써 접합면에서 요구되는 수평전단성능을 확보할 수 있다.

이 연구의 결과에 의하면 PC부재와 덧침 콘크리트 사이의 접합면에 대한 수평전단강도를 산정하는 설계법은 두 가지 방법으로 제시할 수 있다. 첫 번째 전단설계법은 Fig. 10(a)와 같이 마찰계수( $\mu$ ) 1.0을 사용하면서 콘크리트구조설계기준 혹은 ACI 기준을 따르는 방법이다.

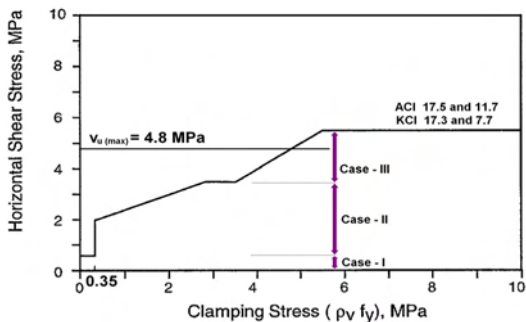
두 번째 방법은 Fig. 10(b)와 같이 마찰계수( $\mu$ ) 0.6에 대응하는 유효마찰계수( $\mu_e$ )를 산정하여 접합면의 수평전단강도를 산정하는 PCI 방법을 사용하는 것이다. 그리고 접합면 전단강도의 산정시 접합면 전단응력( $v_u$ )은 SF-1027 실험체와 같은 내력특성이 나타나지 않도록 최대값을 4.8 MPa(=700 psi)로 제한하여 사용할 필요가 있다.

## 7. 결 론

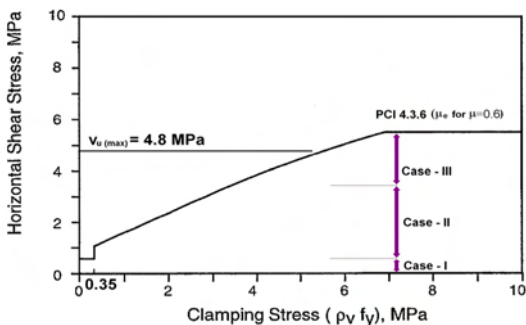
이 연구는 합성보의 접합면에 대한 수평전단성능을 평가

하기 위하여 접합면의 표면상태, 전단철근의 보강량과 상세 등의 구조변수를 대상으로 접합면 전단성능 실험체의 수평전단강도를 평가하였다. 주요 연구 결과는 다음과 같다.

- 1) 휨압축과괴를 나타낸 SF-291B 실험체를 제외하면, 모든 실험체는 실험계획에서 의도한 대로 휨에 의해 지배되는 거동특성과 함께 휨모멘트 작용시 요구되는 인장력이 수평전단력으로 접합면에 작용하면서 접합면의 수평전단 파괴특성을 보여주었다.
- 2) 접합면의 레이턴스 제거 유무, 전단키 설치 등의 실험변수를 갖는 Case II의 실제강도는 합성보의 수평전단력 전달강도 보다 1.34~1.58배 큰 값을 보여주었으며, 마찰계수 1.0에 대응하는 유효마찰계수로부터 전단마찰강도를 산정한 PCI의 수평전단강도는 1.18~1.64의 범위에서 실제강도를 예측하는 결과를 나타내었다.
- 3) 합성보의 수평전단력 전달메커니즘으로 접합면 전단설계를 수행할 때 접합면 표면에 지연제를 살포하여 레이턴스를 제거하고 표면을 거칠게 처리하는 시공상세 조건은 설계강도 이상의 수평전단내력을 확보할 수 있는 유효한 수단이라고 판단된다.
- 4) 전단철근의 보양효과를 평가한 SF-685 시리즈의 실험결과에 의하면 PC 제작과정에서 전단철근의 정착단을 비닐로 보양한 실험체의 내력이 11% 크게 나타났다. 이는 깨끗한 표면을 갖는 전단철근의 관리는 접합면 전단성능 확보를 위하여 필요한 사항이라고 판단된다.
- 5) Case III의 SF-685A 및 SF-685B1027을 제외한 2개의 실험체는 마찰계수 0.6에 대응하는 유효마찰계수를 사용한 PCI의 전단마찰강도 보다 1.06~1.31배의 범위에서, 그리고 마찰계수를 1.0으로 적용한 ACI의 전단마찰강도는 0.94~1.04배의 수준으로 실험강도를 평가할 수 있었다.
- 6) 전단마찰설계법으로 접합면의 전단강도를 산정할 경우 Case-II와 Case-III의 전 구간에서 마찰계수 0.6에 대응하는 유효마찰계수를 사용한 PCI의 전단마찰설계법은 ACI의 경우보다 실험체의 실제 수평전단강도를 정확하게 예측하고 있다.
- 7) PC 합성보의 접합면 전단설계는 마찰계수( $\mu$ ) 1.0을 사용하면서 콘크리트구조설계기준 혹은 ACI 기준을 따르는 방법, 또는 마찰계수( $\mu$ ) 0.6에 대응하는 유효마찰계수( $\mu_e$ )로부터 전단마찰강도를 산정하는 PCI 방법을 적용하는 것이 바람직하다고 판단되었다.
- 8) SF-1027 실험체의 실험강도는 마찰계수 1.0에 대한 ACI 및 PCI의 전단마찰강도 보다 14%~31% 정도 작게 나타나고 있다. 따라서 합성 PC보의 접합면 전단강도 산정을 위한 접합면 전단응력( $v_u$ )의 최대값은 향후 실험 결과에 의해 안전성을 확인할 때까지 4.8 MPa(=700 psi) 이하로 제한하여 사용할 필요가 있다.



(a) Method 1 for Interface



(b) Method 2 for Interface

Fig. 10 Shear design

## 감사의 글

이 논문은 2012년도 한남대학교 학술연구조성비 지원에 의하여 연구되었으며, 이에 감사드립니다.

## 참고문헌

1. Korea Concrete Institute, *Concrete Design Code and Commentary*, Kimoondang Publishing Company, Seoul, Korea, 2003, 405 pp.
2. ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary (ACI 318M-05)*, American Concrete Institute, MI, USA, 2005, 436 pp.
3. PCI Industry Handbook Committee, *PCI Design Handbook-Precast Prestressed Concrete*, 6th Edition, Precast/Prestressed Concrete Institute, Chicago, IL, USA, 2005, 736 pp.
4. PCA, *Notes on Building Code Requirements for Structural Concrete*, IL, USA, 2005, 1008 pp.
5. Mattock, A. H., "Anchorage of Stirrups in a Thin Cast-in-Place Topping," *PCI Journal*, Vol. 32, No. 6, 1987, pp. 70-85.
6. Kahn, L. F. and Slapkus A., "Interface Shear in High Strength Composite T-Beams," *PCI Journal*, Vol. 49, No. 4, 2004, pp. 102-110.
7. Loov, R. E. and Patnaik, A. K., "Horizontal Shear Strength of Composite Concrete Beams with a Rough Interface," *PCI Journal*, Vol. 39, No. 1, 1994, pp. 48-69.
8. Saemann, J. C. and Washa, G. W., "Horizontal Shear Connections between Precast Beams and Cast-in-Place Slabs," *Journal of ACI*, Vol. 61, No. 11, 1964, pp. 1383-1409.
9. Shaikh, A. F., "Proposed Revisions to Shear-Friction Provisions," *PCI Journal*, Vol. 23, No. 2, 1978, pp. 12-21.

**요 약** 이 연구에서는 합성보의 수평 접합면에 대한 수평전단력 저항성능을 평가하기 위하여 6개의 접합면 전단성능 실험체를 대상으로 접합면의 표면상태, 전단철근의 보강량과 상세 등의 구조변수에 대한 수평전단강도를 평가하였다. 횡압축파괴를 나타낸 SF-291B를 제외한 모든 실험체는 실험계획에서 의도한 대로 접합면의 수평전단력에 의한 전단파괴를 나타내었다. 설계기준의 수평전단력 전달 또는 전단마찰 설계법으로 산정한 접합면 전단강도는 실험체의 수평전단 파괴를 초래한 접합면의 수평전단내력을 양호한 수준으로 평가하는 것으로 나타났으며, PCI 설계기준에서 제시한 전단철근의 배근상세와 정착길이는 접합면에서 요구되는 수평전단성능을 확보할 수 있다고 판단된다.

**핵심용어** : 합성 PC보, 접합면, 수평전단력, 전단력전달, 전단마찰