

# 570MPa급 고강도강을 적용한 콘크리트 채움 U형 하이브리드 합성보의 휨거동 및 설계

이철호<sup>1\*</sup> · 소현준<sup>2</sup> · 박창희<sup>3</sup> · 이창남<sup>4</sup> · 이승환<sup>5</sup> · 오하늘<sup>6</sup>

<sup>1</sup>교수/공학박사, 서울대학교, 건축학과, <sup>2</sup>사원, (주)대림건설, <sup>3</sup>대리/공학박사, (주)마이다스아이티,  
<sup>4</sup>대표이사, (주)센구조연구소, <sup>5</sup>대표이사, (주)센코어테크, <sup>6</sup>사원, (주)센벡스

## Flexural Behavior and Design of Concrete-filled U-shape Hybrid Composite Beams Fabricated from 570MPa High-strength Steel

Lee, Cheol Ho<sup>1\*</sup>, So, Hyun Joon<sup>2</sup>, Park, Chang Hee<sup>3</sup>, Lee, Chang Nam<sup>4</sup>,  
Lee, Seung Hwan<sup>5</sup>, Oh, Ha Nool<sup>6</sup>

<sup>1</sup>Professor/Ph.D., Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 151-744, Korea

<sup>2</sup>Staff, DAELIM E & C,

<sup>3</sup>Assistant Manager/Ph.D., MIDAS IT

<sup>4</sup>President, SEN Structural Engineers

<sup>5</sup>President, SEN Coretech

<sup>6</sup>Staff, SENVEX

**Abstract** - Flexural tests of full-scale concrete-filled U-shape hybrid composite beams were conducted. Ordinary (SS400) and high-strength (SM570) steel plates were used in the web and in the bottom flange of U-shape steel section respectively. The primary objectives were to develop the hybrid section configuration with maximized flexural capacity and to investigate its flexural strength and deformation capacity. All the hybrid test specimens in this study exhibited the plastic moment capacity and reasonable deformability. It is shown that the plastic stress distribution can be assumed in calculating the flexural strength of the proposed hybrid composite beams if the plastic neutral axis is located within 15% of the total beam depth from the top of the composite slab. The procedure for computing the effective flexural stiffness of hybrid composite beams is also recommended based on test results.

**Keywords** - Hybrid composite beams, U-shape steel section, High-strength steel, Strain compatibility method, Plastic stress distribution method, Plastic neutral axis

### 1. 서론

고강도 강재의 개발 및 대량생산이 이루어짐에 따라 건설 산업 전반에 고강도 강재의 사용이 증가하고 있다. SM570

은 국내 대표적 고강도 강재로 사용되어 왔고, 최근 인장강도 800MPa급 강재도 도입되어 활용되기 시작했다(Fig. 1). 미국의 경우 경제성과 시공성을 고려하여 이미 1960년대부터 고강도 강재와 일반강종의 강재를 함께 적용한 하이브리드 플레이트거더에 대한 연구가 시작되었다. 즉, 휨강도에 큰 영향을 미치는 하부 플랜지에는 고가의 고강도 강재를 적용하고, 상대적으로 영향이 적은 웹에는 일반강재를 적용하는 조립H형강이 가장 대표적인 사례이다. 당시 제안된 설계식은 현재까지도 미국의 AASHTO LFRD<sup>[1]</sup>에 적용되고 있다.

하지만 고강도 강재를 건축구조물에 적용할 경우 강도증진에 따른 단면감소로 인해 발생할 수 있는 부작용, 즉 처짐

Note.-Discussion open until October 31, 2016. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on March 17, 2015; revised January 11, 2016; approved on March 29, 2016.

Copyright © 2016 by Korean Society of Steel Construction

\*Corresponding author.

Tel. +82-2-880-8735 Fax. +82-2-871-5512

E-mail. ceholee@snu.ac.kr

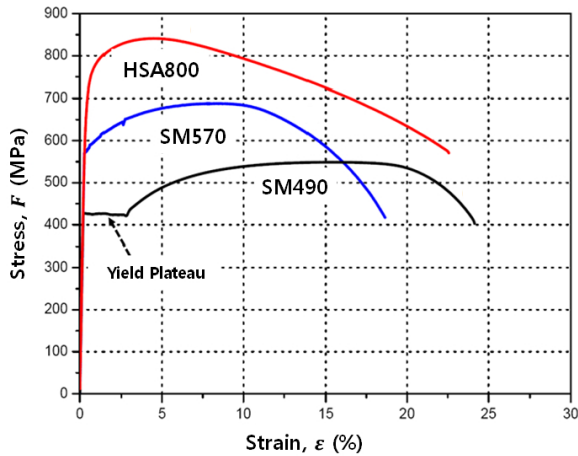
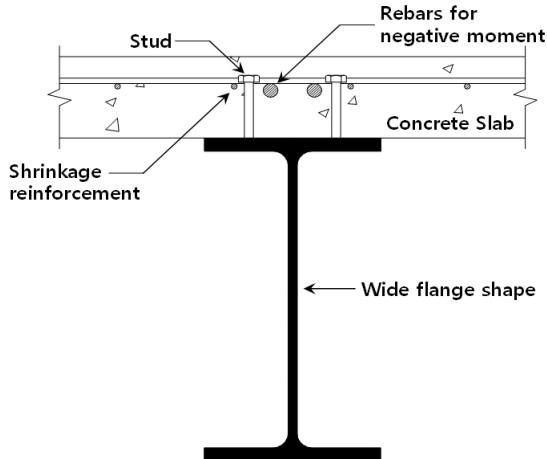
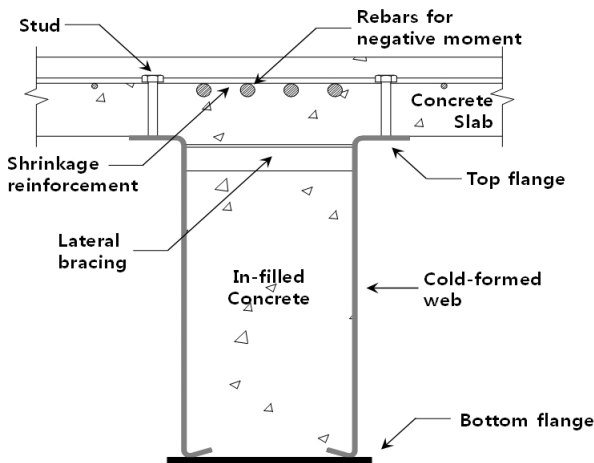


Fig. 1. Strain-stress relation of various grades of steel (SM490, SM570 and HSA800)



(a) Wide flange composite beam



(b) U-shape hybrid composite beam

Fig. 2. Sections of composite beams

및 진동에 문제에 유의해야한다. 따라서 가능하면 단면의 휨 및 축 강성 확보를 통해 우수한 진동성능을 발휘하는 합성구조부재를 적용하는 것이 바람직하다. 전통적으로 열간압연 H형강을 콘크리트 슬래브와 합성시키는 H형강합성보가 널리 사용되어 왔다. 최근 이런 전통적 합성보 대비 구조비용 및 구조성능에서 더 우수한 다양한 합성보가 활용되고 있는데 가장 대표적인 것이 냉간성형한 U형강재를 거푸집과 구조용으로 활용하는 합성보이다(Fig. 2 참고).

Fig. 2(a)의 H형강 합성보는 표준 H형강으로는 단면선택에 제약이 많다. 고강도 강재를 적용하여 최적 조립단면을 구성하기 위해서는 용접 등 가공비용이 추가되어 경제성에서 불리할 수 있다. Fig. 2(b)와 같이 냉간성형강을 활용한 콘크리트채움 U형 합성보는 H형강 합성보에 비해 높은 강성을 지니고 진동성능과 공사비 절감 측면에서도 우수한 것으로 평가되고 있다. 국내에서는 Lee 등<sup>[2]</sup>, 황현종 등<sup>[3]</sup>, 박홍근 등<sup>[4]</sup>, 박창희 등<sup>[5]</sup>에 의해 콘크리트 및 강재기동과 콘크리트채움 U형 합성보의 접합부 내진성능평가 연구가 수행되었다. 하지만 기존의 U형 냉간성형 합성보는 웨브와 플랜지를 하나의 강판을 냉간성형하여 일체로(즉 1 piece로) 제작되었다. 따라서 강판의 폭이 제한적으로 공급될 경우(가령 1800mm) U형단면의 춤이 제한되어 장스팬/고하중을 지지할 수 있는 대형부재의 제작이 불가능한 한계를 지니고 있었다. 또한 후판재는 냉간성형이 불가능하여 일체형 U형단면에 적용할 수가 없는 어려움이 있다.

본 연구에서는 기존의 콘크리트채움 U형 합성보에 단면 분리 및 재결합 아이디어를 추가하여 위에서 언급한 문제점을 해결하고 휨성능을 실험대 실험으로 평가하고자 하였다. 즉, 기존의 일체형 U형단면 대신, 하부플랜지에는 고강도 강재(SM570)를 적용하고 웨브는 일반강재(SS400)를 냉간성형하여 적용하는 “3-piece” U형 하이브리드 합성보의 휨성능을 평가하고 설계정보를 제시하고자 하였다.

## 2. 선행연구 및 현행기준

Rotter 등<sup>[6]</sup>, Wittry<sup>[7]</sup>, Yakel 등<sup>[8]</sup>은 합성보에서 소성모멘트 이상의 강도발현 및 연성거동을 보장하기 위해 소성중립축의 위치제한이 필요함을 보여주는 해석연구들을 수행하였다.

그들은 공통적으로 콘크리트 상부가 압괴변형률( $\epsilon_{cu}=0.003$ )에 도달 시 합성단면의 강재 하부플랜지가 변형경화 변형률

( $\epsilon_{sh}$ )이상으로 충분히 변형하도록 합성단면 전체깊이( $D_t$ ) 대비 소성중립축깊이( $D_p$ )를 제한하였다(Fig. 3). 또한 응력-변형률 관계가 다른 항복강도 235MPa급, 350MPa급, 485MPa급 강재까지 강중별로 소성중립축을 제한하였다. 특히 강재

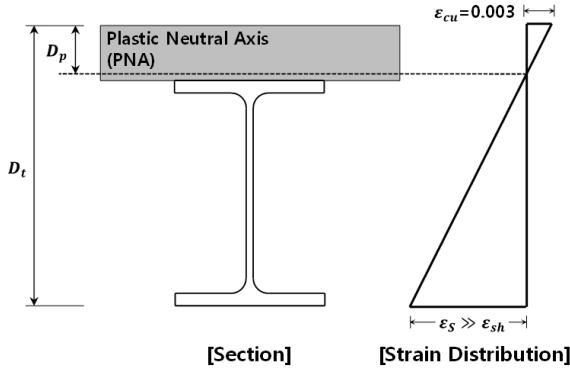
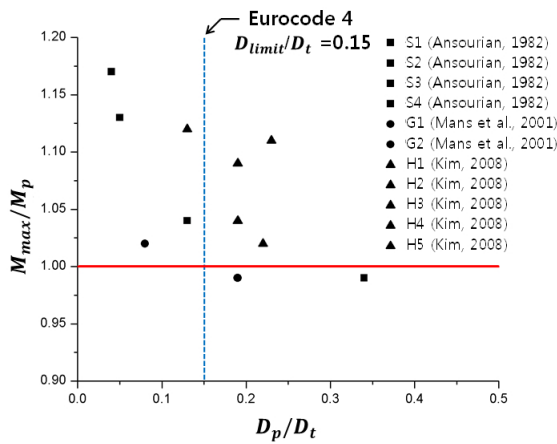
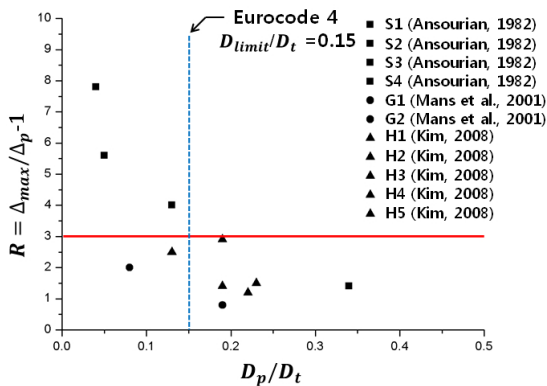


Fig. 3. Assumed strain distribution in composite beams



(a) Moment -  $D_p/D_t$  relation



(b) Rotation capacity -  $D_p/D_t$  relation

Fig. 4. Summary of previous studies

의 강도가 고강도화하면 소성중립축의 위치가 하향하게 되는데, 이 경우 콘크리트가 압괴변형률( $\epsilon_{cu} = 0.003$ )에 도달해도 인장플랜지가 충분히 항복하지 않아 소성모멘트에 도달하지 못하거나 또는 콘크리트가 조기 압괴하여 취성거동을 보일 수 있다.

현행 강구조설계기준(KBC 2009<sup>[9]</sup>, AISC-LRFD 2010<sup>[10]</sup>)에서는 합성보 설계 시 강도측면에서 소성응력분포법과 변형률적합법을 인정하는데 앞선 선행연구와 같은 소성중립축 제한에 대한 규정은 따로 제시하고 있지 않다. 합성보의 설계가 처짐에 의해 결정될 경우 처짐 계산 시 합성단면의 강성산정은 선형탄성이론에 의한 유효단면2차모멘트( $I_{eff} = 0.75I_{equiv}$ )와 단면2차모멘트의 하한값( $I_b$ )중 선택하여 적절하게 산정할 것을 제시하고 있다.

유럽의 합성기준인 Eurocode 4<sup>[11]</sup>에서는 강도측면에서 위 기준들과 같이 소성응력분포법과 변형률적합법을 인정하며 합성보의 소성모멘트 이상의 강도발현 및 연성거동을 보장하기 위해 앞서 선행해석연구<sup>[6],[7],[8]</sup>와 같은 소성중립축 제한을 제시하고 있는데, 다양한 재료 및 치수를 갖는 합성단면에 대해 일반적으로 적용될 수 있도록 소성중립축을  $D_p/D_t = 0.15$ 로 제한한다. 처짐 계산 시 중요한 요소인 합성단면의 강성산정에 대해서는 콘크리트 부분의 균열을 고려하여 비균열단면강성(Un-cracked flexural stiffness,  $E_c I_c$ )과 균열단면강성(Cracked flexural stiffness,  $E_c I_c$ )으로 나누어 각 단면의 특성에 맞게 산정할 것을 제시하고 있다.

Fig. 4는 Ansoorian<sup>[12]</sup>, Mans 등<sup>[13]</sup>, Kim<sup>[14]</sup>에 수행된 항복강도 485MPa급 이하의 강재가 적용된 합성보의 주요 실험결과를 보여준다. Fig. 4(a)는 각 실험체들의 실험을 통해 측정된 최대모멘트( $M_{max}$ )를 소성모멘트( $M_p$ )로 정규화한 값과 합성단면 전체깊이( $D_t$ ) 대비 소성중립축깊이( $D_p$ ) 사이의 관계를 보여준다. Fig. 4(b)는 회전능력( $R$ )과 합성단면 전체깊이( $D_t$ ) 대비 소성중립축깊이( $D_p$ ) 사이의 관계를 보여준다. 두 그림에서 보이는 바와 같이  $D_p/D_t$  값이 작은 실험체들은(즉, 소성중립축의 위치가 합성단면에서 상부에 위치할수록) 우수한 강도 및 연성능력을 나타내는 것을 확인할 수 있다. 이러한 선행연구의 실험결과를 Eurocode 4<sup>[11]</sup>의 소성중립축 제한 값( $D_p/D_t = 0.15$ )과 비교해보면  $D_p/D_t$  값이 0.15 이하의 실험체들은 모두 소성모멘트 이상의 강도를 발현하였을 뿐만 아니라 연성능력도  $D_p/D_t$  값이 0.15를 초과하는 실험체들보다 우수한 것으로 나타났다.

선행연구와 현행기준을 통해 합성보의 소성모멘트 이상

의 강도발현과 연성거동을 위해서는 소성중립축의 위치가 중요한 인자이고, 합성보의 설계가 처짐에 의해 결정될 경우 합성단면의 특성에 따라 적절하게 강성을 산정해야 한다는 것을 확인하였다. 하지만 현행기준은 항복강도 485MPa급 이하의 동종강재 H형강이 적용된 합성보를 바탕으로 제안된 것이다. 따라서 본 연구의 하부플랜지에 고강도 강재(SM570)가 웨브에 일반강재(SS400)가 적용된 콘크리트 채움 U형 하이브리드 합성보 설계 시에도 현행기준의 연장적용이 가능한지에 대한 검증이 필요하다.

### 3. 설계 및 제작과정

앞선 언급한 현행기준의 강도설계와 강성산정의 연장적용 여부를 확인하기 위해 콘크리트 채움 U형 하이브리드 합성보 실험을 수행하였다. 합성보 실험체는 KBC 2009<sup>[9]</sup>, AISC 2010<sup>[10]</sup>의 합성부재설계 기준에서 인정하는 소성응력 분포법에 의해 단순보 실험체 4개(Ho-H, Ho-U, Hy-U-T, Hy-U)를 설계 및 제작하였다.

#### 3.1 실험체 주요변수

Table 1과 Fig. 5을 통해 실험체 상세를 기술하였다.

Ho-H는 비교실험체로서 콘크리트 슬래브 하부에 인장강도 400MPa급 압연 H형강(H-594×302×14×23)을 적용하였다. Ho-U, Hy-U-T, Hy-U는 Z형으로 냉간성형된 인장강도 400MPa급 6mm 웨브와 다양한 두께 및 강종의 강판을 하부 플랜지로 적용하는 단면을 구성하였다. 그리고 웨브 상부에 600mm 간격으로 인장강도 400MPa급 ㄱ형강 수평스티프너를 설치하였다.

본 연구의 실험목적에 중요한 부분을 차지하는 실험체는 Hy-U-T와 Hy-U로 U형 강판 하부 플랜지에 고강도 강재

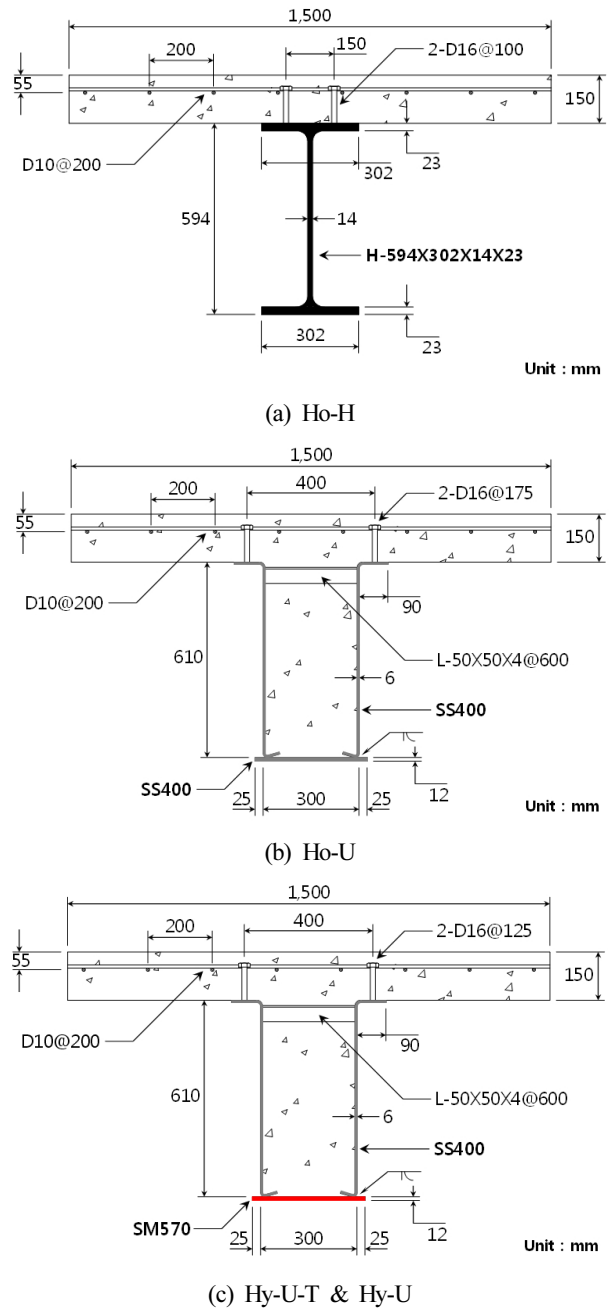


Fig. 5. Section details of test specimens

Table 1. Section information and key properties

Specimen		Ho-H	Ho-U	Hy-U-T	Hy-U
Dimensions and sizes (mm)	(1) Steel Section (depth×width×web thickness×top flange×bottom flange)	H-594×302×14×23	610×300×6×6×12	610×300×6×6×12(9)	610×300×6×6×12
	(2) Concrete slab (width×thickness)	1500×150			
	(3) Shrinkage reinforcement	∅ 10@200 (SD400)			
	(4) Shear studs	2-∅ 16@100	2-∅ 16@175	2-∅ 16@125	

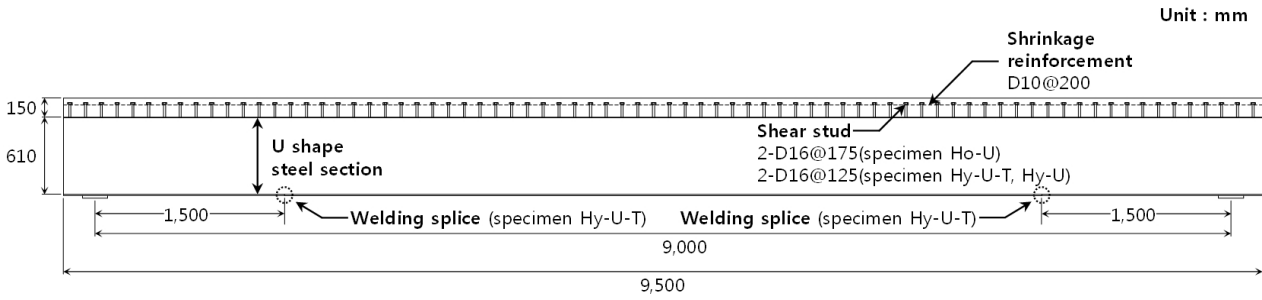


Fig. 6. Shear studs and shrinkage reinforcement details

를 적용함에 따른 하이브리드화 영향(Hy-U), 보 길이방향 하이브리드화(Hy-U-T)가 구조성능에 미치는 영향 등을 판단하기 위한 것이다. Ho-U는 하부 플랜지가 웨브와 동중량재인 인장강도 400MPa급 12mm 강판으로 구성된 실험체이고 Hy-U-T는 구조효율성을 높이기 위해 가력지점부근 중앙 하부 플랜지에 570MPa급 12mm 강판을 실험체 단부에는 인장강도 400MPa급 9mm 강판을 적용한 변단면 실험체이다. Hy-U는 하부 플랜지 전구간을 인장강도 570MPa급 12mm 후판을 사용하였다.

한편 하이브리드 합성보의 경우(Hy-U-T, Hy-U)의 경우 고강도 강재인 SM570 사용에 따른 U형 강판의 강도증진 효과가 발휘되도록 하기위해서 충분한 개수의 스티드가 요구된다. 콘크리트와 강재부분이 완전합성 되도록 KBC 2009<sup>[9]</sup>의 0709.3.2.4항에 의거하여 각 실험체의 스티드 간격을 산정하였다(Fig. 6). Mo-H는 100mm, Mo-U는 175mm, Hy-U-T와 Hy-U는 125mm 간격으로  $\phi 16$  전단스티드를 2열 배치하였다.(Fig. 4) 또한, 콘크리트 슬래브에 전형적으로 배근되는 온도철근은 길이 및 직각방향 200mm 간격으로  $\phi 10$ (SD400) 철근을 배치하였으며, 슬래브는 폭 1,500mm, 두께 150mm의 30MPa 보통콘크리트를 타설하였다.

### 3.2 강도설계

실험체는 소성능력분포법을 통해 다음과 같이 강도를 산정하였다. 먼저, H형강 합성보 실험체 Ho-H의 강도( $M_n$ )는 아래와 같은 (1)~(5)식에 의해 설계 가능하다.

$$C_1 = (A_{sw} + 2A_{sf})F_y \quad (1)$$

여기서,  $A_{sw}$ =웨브단면적,  $A_{sf}$ =플랜지단면적,  $F_y$ =강재의 설계기준항복강도를 나타낸다.

$$C_2 = 0.85f'_c A_c \quad (2)$$

여기서,  $f'_c$ =콘크리트의 설계기준압축강도,  $A_c$ =콘크리트 슬래브단면적을 나타낸다.

$$C_3 = \sum Q_n \quad (3)$$

여기서,  $\sum Q_n$ =정모멘트가 최대가 되는 위치와 모멘트가 0이 되는 위치 사이의 시어커벡터 공칭강도의 합을 나타낸다.

$$a = \frac{\min[C_1, C_2, C_3]}{0.85f'_c b} \quad (4)$$

여기서,  $b$ =콘크리트 슬래브의 유효폭을 나타낸다.

$$M_n = C(d_1 + d_2) + P_y(d_3 - d_2) \quad (5)$$

여기서,  $P_y$ =강재의 인장항복강도= $F_y(A_s + 2A_{sf})$ ,  $d_1$ =콘크리트 슬래브 내 압축력의 중심으로부터 강재단면의 윗면까지의 거리,  $d_2$ =강재단면내 압축력의 중심으로부터 강재단면의 윗면까지의 거리,  $d_3$ = $P_y$ 부터 강재단면의 윗면까지 거리를 나타낸다.

콘크리트 채움 U형 하이브리드 합성보 실험체들(Mo-U, Hy-U-T, Hy-U-T)의 강도( $M_n$ )는 하부플랜지의 고강도 강재(SM570)과 채움 콘크리트를 고려하여 아래와 같은 (6)~(10)식에 의해 설계가능하다.

$$C_1 = A_{sz}F_{yz} + A_{bf}F_{yf} \quad (6)$$

여기서,  $A_{sz}$ =냉간성형된 Z형강 면적,  $A_{bf}$ =하부 플랜지단면적,  $F_{yz}$ =Z형강의 설계기준항복강도,  $F_{yf}$ =하부 플랜지의 설계기준항복강도를 나타낸다.

$$C_2 = 0.85f'_c A_c \quad (7)$$

$$C_3 = \sum Q_n \quad (8)$$

$$a = \frac{\min[C_1, C_2, C_3]}{0.85f'_c b} \quad (9)$$

$$M_n = C(d_1 + d_2) + P_y(d_3 - d_2) \quad (10)$$

$$P_y = F_{yz}A_{sz} + F_{bf}A_{yf}$$

여기서,  $P_y$ =U형 강판의 인장항복강도,  $d_1$ =콘크리트 슬래브 내 압축력의 중심으로부터 U형 강판의 윗면까지의 거리,  $d_2$ =콘크리트 슬래브 하부 압축력의 중심으로부터 U형 강판의 윗면까지의 거리(채움 콘크리트 압축력 부재시  $d_2=0$ ),  $d_3=P_y$ 부터 U형 강판의 윗면까지 거리를 나타낸다.

### 3.3 강성산정

콘크리트 U형 하이브리드 합성보 처짐을 산정하기 위해서는 강성에 대한 정의가 필요하다. 실제로 대부분의 수평부재의 설계는 강도뿐만 아니라 처짐에 의해 지배되는 경우도 많으므로 올바른 강성 값( $EI_{eff}$ ) 산정은 처짐 계산 시 매우 중요하다. 현행기준의 강성산정 방식을 바탕으로 본 U형 합성보의 채움 콘크리트와 하부플랜지의 고강도 강재를 반영하여 휨에 의한 합성단면의 거동을 고려하면 강성은 아래와 같이 세가지의 순차적 강성산정단계로 분류하는 것이 적절할 것으로 판단된다. 먼저, 채움 콘크리트가 인장균열되기 전까지의 강성을 비균열단면강성( $(EI_{eff})_{un}$ ), 채움콘크리트가 인장균열 한 후 웹가 항복하기 전까지의 강성을 균열단면강성( $(EI_{eff})_{cr}$ ), 콘크리트 균열 및 웹가 항복한 후 하부플랜지의 고강도 강재가 항복하기 전까지 단면의 강성을 웹 항복균열강성( $(EI_{eff})_{cr,y}$ )으로 정의한다.

#### 3.3.1 비균열단면강성( $(EI_{eff})_{un}$ )

비균열단면강성은 H형강 합성보를 염두에 두고 산정된 것으로 본 U형 하이브리드 합성보의 경우 내부의 채움콘크

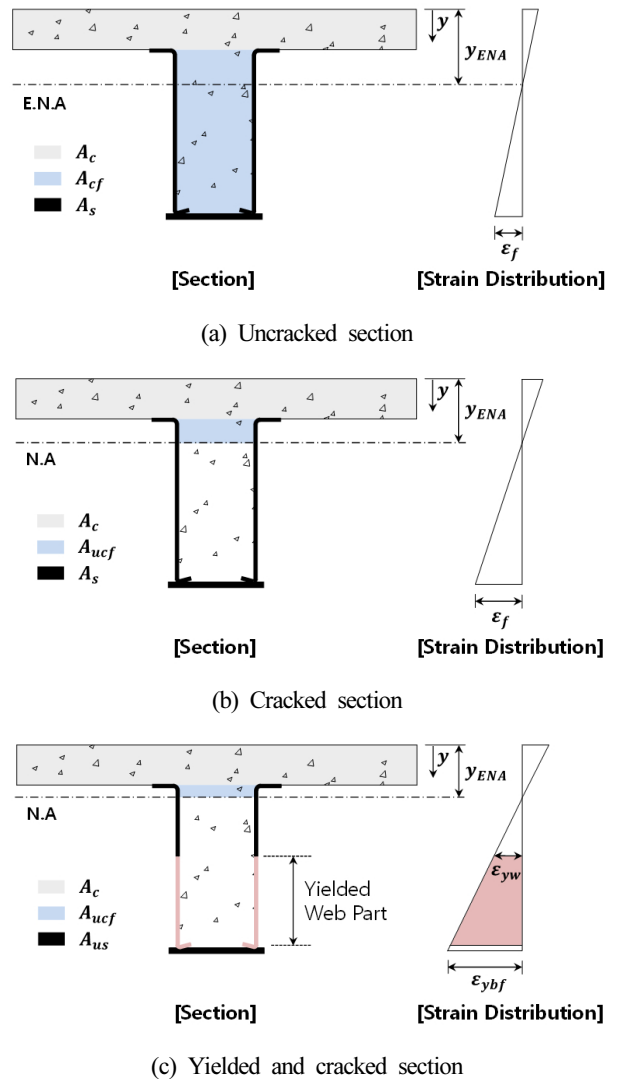


Fig. 7. Classification of section flexural stiffness

리트( $A_{cf}$ )를 반영한 식 (11)~(13)식과 같이 강성산정이 가능하다(Fig. 7(a)).

$$\int_A y dA = y_1 A_c + y_2 A_{cf} + n(y_3 A_s) \quad (11)$$

$$Y_{ENA} = \frac{y_1 A_c + y_2 A_{cf} + n(y_3 A_s)}{A_c + A_{cf} + n A_s} \quad (12)$$

$$(EI_{eff})_{un} = E_c \left( \int_{A_c} \bar{y}^2 dA + \int_{A_{cf}} \bar{y}^2 dA \right) + E_s \int_{A_s} \bar{y}^2 dA \quad (13)$$

여기서,  $y$ =면적이  $dA$ 인 요소의 도심으로부터 콘크리트 슬

래브 윗면까지의 거리,  $\bar{y}$ =면적이  $dA$ 인 요소의 도심으로부터 탄성중립축까지의 거리,  $A_c$ =유효폭 내의 콘크리트 슬래브 단면적,  $A_{ucf}$ =채움콘크리트 단면적,  $A_s$ =U형 강판단면적,  $E_c$ =콘크리트의 탄성계수,  $E_s$ =강재의 탄성계수,  $n=E_s/E_c$ 을 나타낸다.

### 3.3.2 균열단면강성( $(EI_{eff})_{cr}$ )

균열단면강성은 U형 하이브리드 합성보의 경우 중립축 ( $Y_{NA}$ ) 하부 콘크리트가 균열이 발생한 후 강성에 기여하는 중립축 상부 비균열 채움콘크리트( $A_{ucf}$ )를 고려해 강성을 산정하는 것으로 (14)~(16)식과 같이 산정 가능하다(Fig. 7(b)).

$$\int_A ydA = y_1A_c + y_2A_{ucf} + n(y_3A_s) \quad (14)$$

$$Y_{NA} = \frac{y_1A_c + y_2A_{ucf} + n(y_3A_s)}{A_c + A_{ucf} + nA_s} \quad (15)$$

$$(EI_{eff})_{cr} = E_c \left( \int_{A_c} \bar{y}^2 dA + \int_{A_{ucf}} \bar{y}^2 dA \right) + E_s \int_{A_s} \bar{y}^2 dA \quad (16)$$

여기서,  $A_{ucf}$ =비균열 채움콘크리트 단면적을 나타낸다.

### 3.3.3 웨브항복균열강성( $(EI_{eff})_{cr,y}$ )

웨브항복균열강성은 U형 하이브리드 합성보의 내부 채움 콘크리트 중 인장균열이 발생한 부분과 항복한 웨브 부분은 강성에 기여가 없으므로 이를 반영한 (17)~(19)식과 같이 산정 가능하다(Fig. 7(c)).

$$\int_A ydA = y_1A_c + y_2A_{ucf} + n(y_3A_{us}) \quad (17)$$

$$Y_{NA} = \frac{y_1A_c + y_2A_{ucf} + n(y_3A_{us}) + n \frac{\epsilon_{yz}}{\epsilon_{yf}} d(A_s - A_{us})}{A_c + A_{ucf} + nA_{us} + n \frac{\epsilon_{yz}}{\epsilon_{yf}} (A_s - A_{us})} \quad (18)$$

$$(EI_{eff})_{cr,y} = E_c \left( \int_{A_c} \bar{y}^2 dA + \int_{A_{ucf}} \bar{y}^2 dA \right) + E_s \int_{A_{us}} \bar{y}^2 dA \quad (19)$$

여기서,  $A_{us}$ =비항복 U형 강판단면적,  $\epsilon_{yz}$ =냉간성형된 Z형강의 항복변형률,  $\epsilon_{yf}$ =하부 플랜지의 항복변형률,  $d$ =합성보

의 깊이를 나타낸다.

## 4. 실험개요 및 결과

### 4.1 실험가력

Fig. 8은 실험체 셋업을 도식화한 그림이다. 실험은 단조 가력실험으로 중앙부 가력지점 간격은 2m이고, 양단 반력 지점사이의 거리는 9m로 4점 가력 하여 휨실험을 수행하였다. 연속된 슬래브의 강막(다이어프램)에 의한 구속효과를 모사하기 위해 실험체 단부 지점부분에서부터 2,600mm 떨어진 위치에 4개의 횡지대대를 설치하였다.

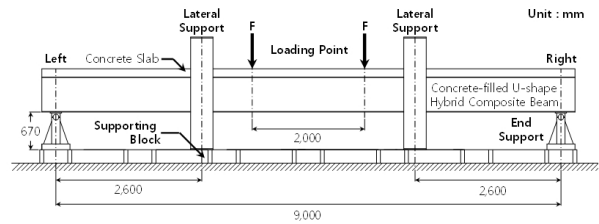


Fig. 8. Test setup

### 4.2 실험계측

Fig. 9는 실험체를 분석하기 위해 설치한 변위계 및 변형률계의 위치를 나타내고 있다. 변위계는 단부회전각 및 실험체 중앙부 처짐 등의 전체적인 거동을 계측하고, 변형률계는 상부 콘크리트 압괴, 하부 플랜지 인장, 웨브 변형률 분포 등의 국부적인 거동을 계측하기 위해 설치하였다.

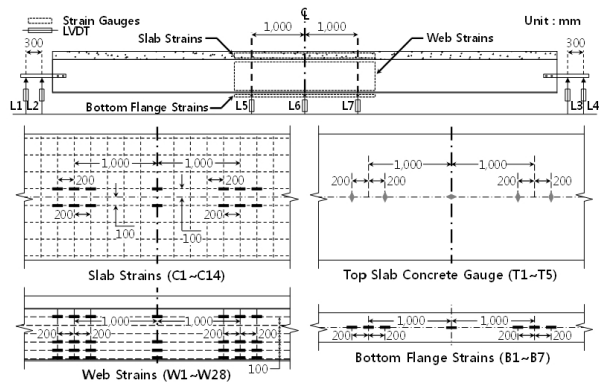


Fig. 9. Location of displacement and strain measurements

### 4.3 실험결과

Table 2에는 실험에 사용된 재료의 실제 강도를 계측한 결과와 이를 통해 산정되는 계측소성모멘트( $M_{p,measured}$ , Table 2 (6)) 및 실험체 최대모멘트( $M_{max}$ ), 단부회전각( $\theta_{max}$ ) 등과 같은 주요 휨 실험결과를 정리한 것이다. 먼저 강도측면에서 휨 실험 결과를 살펴보았다.

콘크리트 공시체와 인장시편을 통해 계측한 값을 바탕으로 계산한 계측소성모멘트에서 자중에 의한 모멘트를 제외한 값( $M_{p,measured} - M_{self}$ )과 실험결과를 비교하면 Mo-H는 98%, Mo-U는 116%, Hy-U-T는 106%, Hy-U는 108%로 Ho-H를 제외한 콘크리트 채움 U형 실험체들은 모두 계측소성모멘트에서 자중에 의한 모멘트를 제외한 값( $M_{p,measured} - M_{self}$ )을 상회하는 휨강도를 발휘하였다.

다음으로 실험체들의 최대모멘트에 도달 시 단부회전각( $\theta_{max}$ )을 살펴보면 0.021~0.025rad 정도로 Ho-H는 0.021rad, Ho-U는 0.025rad, Hy-U-T는 0.023rad, Hy-U는 0.021rad 정도의 회전능력을 보였다. 위와 같은 주요 휨 실험결과를 통해 고강도 강재를 적용으로 인한 웹과 하부플랜지 사이

의 용접부와 구조적효율성을 고려한 길이방향의 이음부는 본 실험체와 같이 적절하게 설계되어 제작될 경우 휨 성능 발현에 있어 부정적인 영향을 끼치지 않는 것으로 판단된다.

Fig. 10은 각 실험체의 모멘트-단부회전각 실험결과를 계측소성모멘트에서 자중에 의한 모멘트를 제외한 값( $M_{p,measured} - M_{self}$ )과 각 실험체 단면 특성을 고려하여 Ho-H는 비균열단면강성( $(EI_{eff})_{un}$ )으로 나머지 콘크리트 채움 U형 합성보(Ho-U, Hy-U-T, Hy-U)는 균열단면강성( $(EI_{eff})_{cr}$ )으로 정규화한 그래프를 보여주고 있다.

Fig. 10에서 보듯이 Ho-H 실험체의 경우 비균열단면강성을 훨씬 상회하는 결과를 보여준다. 비균열단면강성으로 처짐을 평가하면 보수적임을 시사하나, 실험자료가 충분치 않으므로 추가적인 검토가 필요하다. 반면 U형 합성보 모두는 균열단면강성을 바탕으로 사용하중 상태의 처짐을 매우 정확하게 산정할 수 있음을 보여준다.

Fig. 11(a)는 각 실험체들의 실험을 통해 측정된 최대모멘트( $M_{max}$ )를 계측소성모멘트에서 자중에 의한 모멘트를 제외한 값( $M_{p,measured} - M_{self}$ )로 정규화한 값과 합성단면 전체

Table 2. Summary of test results

Specimen		Mo-H	Mo-U	Hy-U-T	Hy-U
Material strength (MPa)	(1) Compressive strength of concrete	32.7	32.1	33.2	34.2
	(2) SS400 ( $F_y=235, F_u=400$ )		6T- $F_y=295, F_u=456$ 12T- $F_y=284, F_u=445$ 14T- $F_y=393, F_u=554$ 23T- $F_y=356, F_u=545$		
	(3) SM570 ( $F_y=450, F_u=570$ )		12T- $F_y=492, F_u=637$		
Flexural strength (kN-m)	(4) Plastic moment, $M_{p,nominal}$ (Nominal)	1,929	1,559	2,083	
	(5) Plastic moment, $M_{p,measured}$ (Measured)	2,827	1,898	2,485	2,493
	(6) Moment by self weight, $M_{self}$	72	108		
	(7) Maximum moment, $M_{max}$	2,711	2,074	2,514	2,576
Rotation (rad)	(8) End rotation, $\theta_{max}$ (at maximum moment)	0.021	0.025	0.023	0.021
Strain (%)	(9) Bottom flange, $\epsilon_{bf}$	1.43	1.95	1.99	1.70
	(10) Concrete crushing, $\epsilon_{cu}$ (at maximum moment)	0.25	0.25	0.19	0.16
Key results	(11) $M_{max}/(M_{p,measured} - M_{self})$	0.98	1.16	1.06	1.08
	(12) $\theta_{max}/\theta_p$	1.62	2.73	1.99	1.67
	(13) $D_p/D_t$	0.21	0.12	0.14	



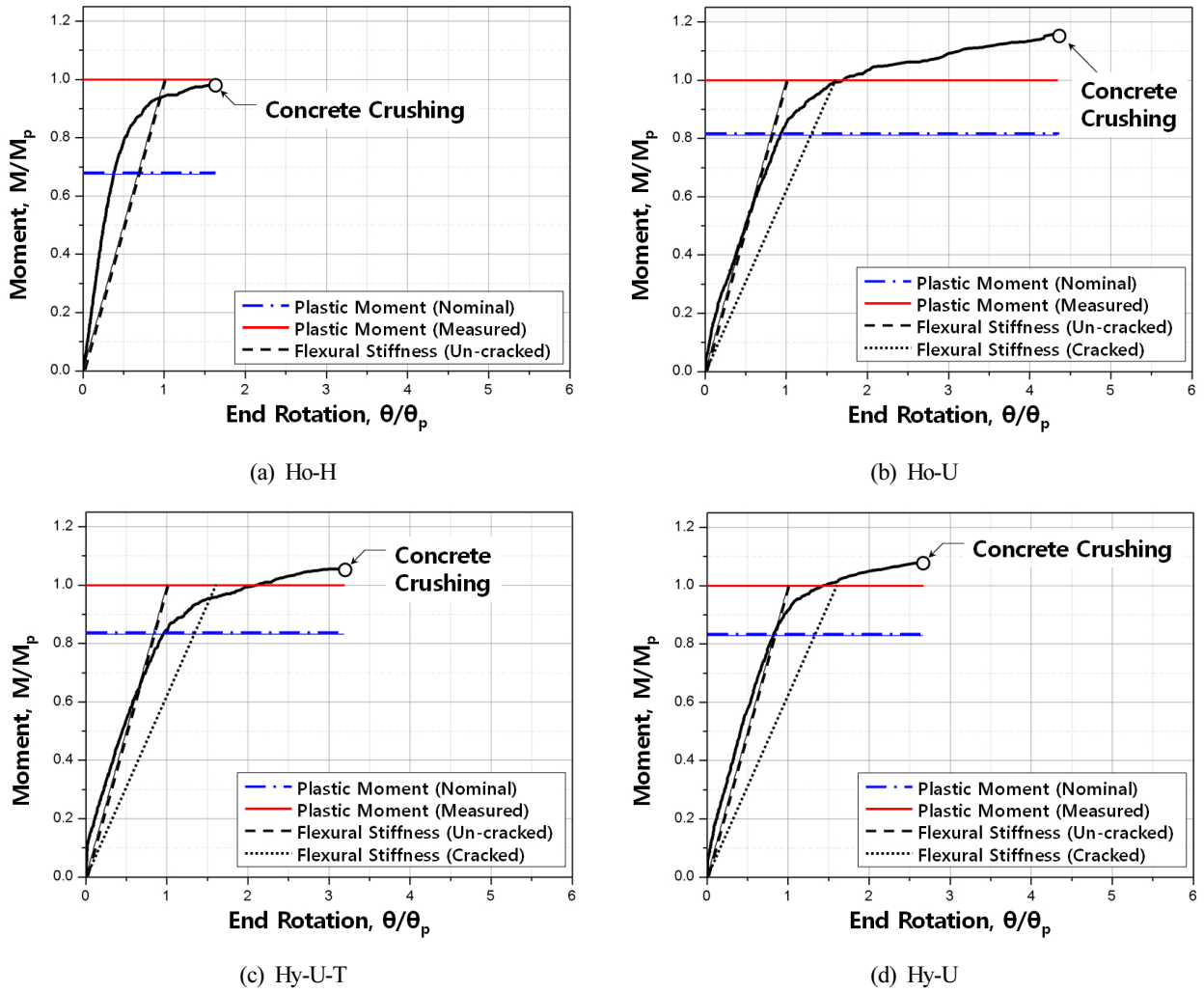


Fig. 10. Bending moment versus end rotation curves

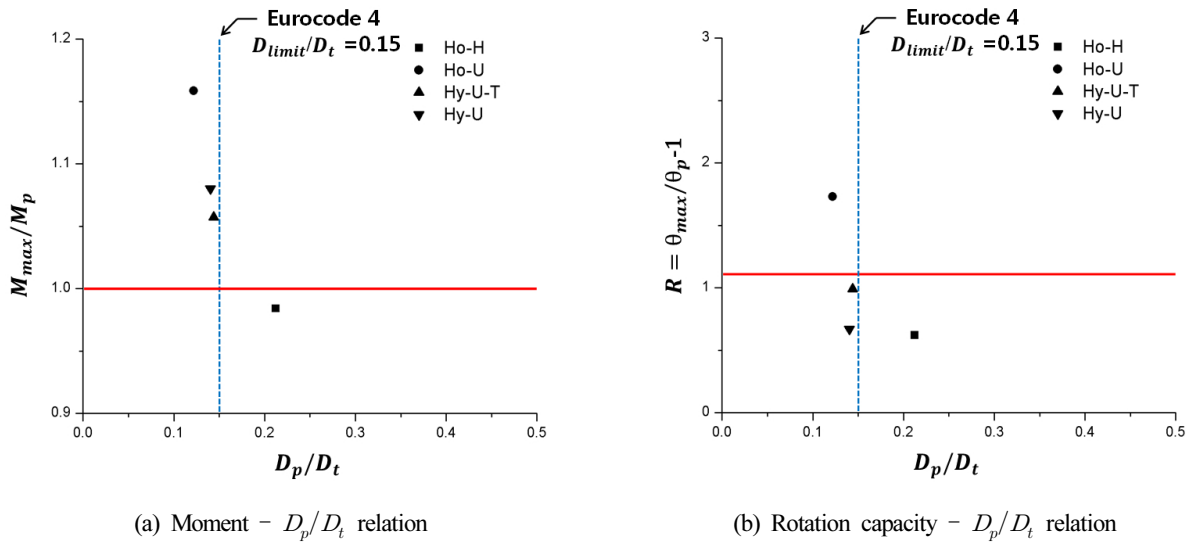


Fig. 11. Effect of PNA location on moment and rotation capacity

깊이( $D$ ) 대비 소성중립축깊이( $D_p$ ) 사이의 관계를 보여준다. Fig. 11(b)는 회전능력( $R$ )과 합성단면 전체깊이( $D$ ) 대비 소성중립축깊이( $D_p$ ) 사이의 관계를 보여준다. 각 실험체의 소성중립축의 위치를 나타내주는  $D_p/D_t$ 를 살펴보면 Ho-H는 0.21, Ho-U는 0.12, Hy-U-T와 Hy-U는 0.14였다. 실험체의 표본 수가 적기는 하지만 콘크리트 채움 U형 합성보의 경우에도 선행연구와 같이  $D_p/D_t$ 값이 작은 실험체들이 우수한 강도 및 연성능력을 나타내는 경향을 확인하였다. 또한

Eurocode 4<sup>[11]</sup>의 소성중립축 제한 값( $D_p/D_t = 0.15$ )이 콘크리트 채움 U형 하이브리드 합성보의 소성모멘트 이상의 강도발현과 연성거동을 위해서도 중요한 제한 값을 확인할 수 있었다. 따라서  $D_p/D_t \leq 0.15$  인 하이브리드 합성보의 경우 복잡한 변형률적합법 대신 간단한 소성응력분포법에 의해 휨강도를 산정할 수 있을 것으로 판단된다.

Fig. 12는 각 실험체의 주요파괴모드 사진이다. H형강 합성보 실험체인 Mo-H은 단부회전각이 2.1%정도 일 때 콘크리트가 압괴되었고 이후 중립축이 H형강 하부에 위치하면서 단부회전각이 4.0%정도 일 때 H형강 웨브횡좌굴이 발생하면서 최종 파괴하였다. U형 하이브리드 합성보 실험체는 비슷한 파괴모드를 보였다. 단부회전각이 Mo-U는 2.5%, Hy-U-T은 2.3%, Hy-U는 2.1%정도 일 때 콘크리트가 압괴되었고 이후 중립축이 U형 강관으로 내려가면서 세 개의 실험체 모두 단부회전각이 3%정도일 때 웨브 및 플랜지 국부좌굴이 육안으로 확인되었다.

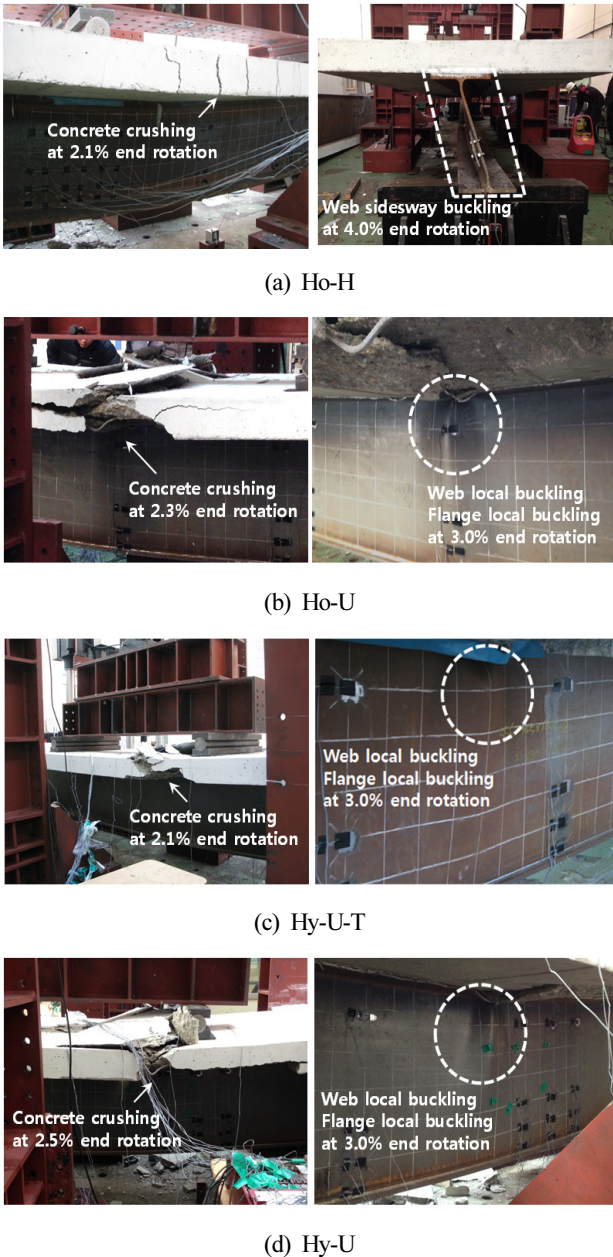


Fig. 12. Failure modes

### 5. 결론

기존의 U형 냉간성형 합성보는 웨브와 플랜지를 하나의 강판을 냉간성형하여 일체로(즉 1 piece로) 제작되므로, 강판의 폭이 제한적으로 공급될 경우 U형단면의 춤이 제한되어 장스팬/고하중을 지지할 수 있는 대형부재의 제작이 불가능한 한계를 지니고 있다. 또한 후판재는 냉간성형이 불가능하여 일체형 U형단면에 적용할 수가 없는 어려움이 있다. 본 연구에서는 이런 문제점을 해결하기 위하여, 기존의 일체형 U형단면 대신, 하부플랜지에는 고강도 강재를 적용하고 웨브는 일반강재를 냉간성형하여 적용하는 “3-piece” U형 하이브리드 합성보의 휨성능을 평가하고자 하였다. 본 연구의 결과를 요약하면 다음과 같다.

- (1) 동종강재를 U형단면 전체에 적용한 시험체 Ho-H는 물론, 단면내 하이브리드화 시험체(Hy-U) 및 단면은 물론 스팬 하이브리드화 시험체(Hy-U-T) 모두 소성모멘트 이상의 휨강도를 발휘하였고 0.02 라디안 이상의 단부회전각에 도달한 이후 콘크리트의 압괴가 발생하였다. 또한 소성중립축의 위치가 단면 내에서 높은 위치에 있을수록 강도발현 및 연성능력이 우수한 것을 확인할 수 있었다.

- (2) 공칭인장강도 570MPa 강재를 사용한 콘크리트채움 U형 하이브리드 합성보의 경우에도 소성중립축 제한값  $D_p/D_t = 0.15$ 를 만족할 경우 소성모멘트 이상의 강도를 발휘하였다. 즉, 강재가 고강도화하면 소성중립축의 위치가 하향하므로 콘크리트가 압괴변형률에 도달해도 인장플랜지가 충분히 항복하지 않아 소성모멘트에 도달하지 못하거나 또는 콘크리트가 조기 압괴하는 거동을 보일 수 있는데, 이러한 부작용이 발생하지 않았다. 따라서  $D_p/D_t \leq 0.15$ 인 경우 인장강도 570MPa급 강재를 하부 플랜지에 적용한 하이브리드 합성보의 경우에도 복잡한 변형률적합법 대신 간단한 소성응력분포법에 의해 휨강도를 산정할 수 있을 것으로 판단된다.
- (3) 실험에서 얻어진 휨강성에 의할 때, 기존의 H형강 합성보는 균열단면강성을, 콘크리트채움 U형 하이브리드 합성보는 균열단면강성을 사용하여 처짐을 산정하는 것이 적절할 것으로 판단된다. 이는 중립축 아래 인장측 콘크리트 단면 비율이 작은 H형강 합성보의 경우 전 단면이 강성에 기여한다고 볼 수 있지만, U형 하이브리드 합성보의 경우 중립축 이하 인장측 콘크리트 단면비율이 상당히므로 인장균열이 발생한 콘크리트 단면은 강성에 기여하지 않기 때문인 것으로 이해할 수 있다.

## 감사의 글

본 연구는 중소기업청의 “기술혁신개발사업”(S2081704)에 의해 수행되었기에 이에 깊은 감사드립니다.

## 참고문헌(References)

- [1] AASHTO (2007) *LRFD Bridge Design Specifications*, American Association of State Highway and Transportation Officials, Washington, DC.
- [2] Lee, C.H., Park, H.G., Park, C.H., Hwang, H.J., Lee, C.N., Kim, H.S., and Kim, S.B. (2013) Cyclic Seismic Testing of Composite Concrete-Filled U-shaped Steel Beam to H-Shaped Column Connections, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.139, No.3, pp.360-378.
- [3] 황현중, 박홍근, 이철호, 박창희, 이창남, 김형섭, 김성배 (2011) 콘크리트채움 U형 강재보-콘크리트 기둥 접합부의 내진성능, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제23권, 제1호, pp.83-97.
- Hwang, H.J., Park, H.G., Lee, C.H., Park, C.H., Lee, C.N., Kim, H.S., and Kim, S.B. (2011) Seismic Resistance of Concrete-filled U-shaped Steel Beam-to-RC Column Connections, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.23, No.1, pp.83-97 (in Korean).
- [4] 박홍근, 이철호, 박창희, 황현중, 이창남, 김형섭, 김성배 (2011) 콘크리트채움 U형 강재보-강재기둥합성 내진접합부에 대한 주기하중 실험, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제23권, 제3호, pp.337-347.
- Park, H.G., Lee, C.H., Park, C.H., Hwang, H.J., Lee, C.N., Kim, H.S., and Kim, S.B. (2011) Cyclic Seismic Testing of Concrete-filled U-shaped Steel Beam-to-Steel Column Connections, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.23, No.3, pp.337-347 (in Korean).
- [5] 박창희, 이철호, 박홍근, 황현중, 이창남, 김형섭, 김성배 (2011) 콘크리트채움 U형 강재보-H형강기둥 십자형 합성 접합부의 내진성능, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제23권, 제4호, pp.503-514.
- Park, C.H., Lee, C.H., Park, H.G., Hwang, H.J., Lee, C.N., Kim, H.S., and Kim, S.B. (2011) Cyclic Seismic Testing of Cruciform Concrete-Filled U-Shape Steel Beam-to-H Column Composite Connections, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.23, No.4, pp.503-514 (in Korean).
- [6] Rotter, J.M. and Ansurian, P. (1979) Cross-Section Behavior and Ductility in Composite Beams, *ICE Proceedings*, Thomas Telford, Vol.67, No.2, pp.453-474.
- [7] Wittry, D.M. (1993) *An Analytical Study of the Ductility of Steel-Concrete Composite Sections*, M.S. thesis, University of Texas-Austin, Austin, Texas.
- [8] Mans, P. (2001) *Testing of Composite Bridge Girders Constructed Using HPS-70W Steel*, M.S. thesis, University of Nebraska, Lincoln, Nebraska.
- [9] 대한건축학회(2010) 건축구조기준 및 해설(KBC 2009), 기문당.
- AIK (2009) *Korea Building Code and Commentary - Structural*, Architectural Institute of Korea (in Korean).
- [10] AISC (2010) *Specification for Structural Steel Buildings*, American Institute of Steel Construction, Chicago.
- [11] Eurocode 4 (2004) *Design of Composite Steel and Concrete Structures - Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings*, European Committee for Standardization.
- [12] Ansurian, P. (1982) Plastic Rotation of Composite Beams, *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol.108, No.3, pp.643-659.

- [13] Mans, P., Yakel, A., and Azizinamini, A. (2001) Full Scale Testing of Composite Plate Girders Constructed Using 485 MPa High Performance Steel, *Journal of Bridge Engineering*, Vol.6, No.6, pp.598-604.
- [14] Kim, Y.T. (2008) *Ultimate Flexural Strength of Hybrid Composite Girders Using High Performance Steel*, M.S. thesis, Department of Civil Engineering Graduate School of Seoul National University of Technology, Seoul.

---

**요 약 :** 본 연구에서는 콘크리트 채움 U형 하이브리드 합성보의 실물대 휨 실험을 수행하고 평가하였다. U형 강판의 웹에는 공칭인장강도 400MPa 일반강종의 강재(SS400) 하부플랜지에는 공칭인장강도 570MPa 고강도 강재(SM570)의 강판을 각각 적용하였다. 연구의 주요 목적은 최대의 휨성능을 발휘할 수 있는 하이브리드 단면구성과 설계지침의 개발이었다. 4점 단조가력실험의 수행을 통해 제안된 모든 하이브리드 합성보 실험체들은 의도한대로 소성모멘트 이상의 강도발현과 충분한 연성거동을 나타내었다. 그리고 하이브리드 합성단면의 소성중립축의 위치가 상부 콘크리트 기준으로 합성단면 전체깊이의 15%이내에 존재할 경우 휨강도 산정 시 소성응력분포법의 적용이 가능할 것으로 판단되었다. 또한 실험결과를 기반으로 하이브리드 합성보에 적합한 강성산정과정을 제안하였다.

**핵심용어 :** 하이브리드 합성보, U형 강판, 고강도 강재, 변형률적합법, 소성응력분포법, 소성중립축

---