



## 정(井)자형 H형강으로 구속된 철근콘크리트 기둥접합부의 뚫림전단에 관한 실험적 연구

김량운<sup>1)\*</sup> · 이수권<sup>2)</sup> · 이정윤<sup>3)</sup> · 정창용<sup>4)</sup> · 김상식<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup>인하대학교 건축공학과 <sup>2)</sup>동양공업전문대학 건축과 <sup>3)</sup>성균관대학교 건축공학과 <sup>4)</sup>한림성심대학 건축과

### An Experimental Study on Punching Shear at the Connection of RC Column Constrained by H-Beam with 井 Shape

Lyang-Woon Kim,<sup>1)\*</sup> Soo-Kueon Lee,<sup>2)</sup> Jung-Yoon Lee,<sup>3)</sup> Chang-Yong Chung,<sup>4)</sup> and Sang-Sik Kim<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup>Dept. of Architectural Engineering, Inha University, Incheon 402-751, Korea

<sup>2)</sup>Dept. of Architectural Engineering, Dongyang Technical College, Seoul 152-714, Korea

<sup>3)</sup>Dept. of Architectural Engineering, Sungkyunkwan University, Suwon 440-746, Korea

<sup>4)</sup>Dept. of Architectural Engineering, Hallym College, Gangwon-Do 200-711, Korea

**ABSTRACT** Two parallel wide flange built-up beams are widely used as struts in resisting lateral earth pressure because of the effectiveness in structure and construction. In a certain structural system, the reinforced concrete columns are to be placed at the intersection where two perpendicular beams cross each other, the square part of the joint being filled with concrete. In the punching shear mechanism of the beam-column joint, the radial deformation caused due to shear cracking will be constrained by the spring action of the squarely encompassed beam flanges. As a result, the punching shear strength of the joint concrete can be expected to be increased. To verify this phenomenon experiments have been performed for various constraining elements and distances between columns and constraints. Test results are compared with the approximation analysis formula which has been proposed in this study, based on the code formula. The results calculated by the proposed equation show comparatively close agreement with the punching shear strength detected from the test.

**Keyword :** beam-column joint, confinement, punching shear

### 1. 서 론

최근 건축물이 대형화됨에 따라 지하층 면적은 커지고, 지하 굴착은 깊어지고 있는 추세이다. 이에 따라서 띠장과 버팀대를 사용하는 터파기 공법에서 버팀대의 단면성능을 향상시키는 시스템들이 개발되고 있다. 현재 국내에서 널리 사용되고 있는 수평버팀대 공법은 가설재의 설치 및 해체로 인해 공기와 공사비 면에서 불리하다. 반면 Fig. 1과 같이 정(井)자형 H형강을 강축의 수직 방향에 대해 띠판으로 연결한 조립보를 수평버팀대로 사용하면 구조적으로 약축 방향의 세장비를 줄여 구조 효율을 높일 수 있으며 또한 이를 구조물 지하 골조의 일부로 사용하여 시공성을 개선시킬 수 있다.

정자형 H형강이 서로 만나는 교차 부분은 Fig. 2와 같고, 그 사각형 가운데는 철근콘크리트 기둥이 위치하게 된다. 지

하층에서의 수직하중은 조립보를 통하여 H형강 웨브에 의해 구속되는 접합부 내부에 위치한 기둥으로 전달된다. 조립보와 기둥 사이의 내부 공간은 콘크리트로 채워지게 되는데 플랫폼 슬래브에서의 일반적인 2방향 전단 거동과는 달리 접합부의 내부 공간은 4개의 H형강에 의하여 구속되고 있다. H형강이 접합부를 충분히 구속할 수 있는 경우 하중 전달이 효과적으로 이루어지고, 일반적인 경우의 뚫림 파괴하중보다는 더 큰 내력을 가지게 된다. 이 접합부의 경우 4개의 H형강이 접합부를 구속하여 매우 복잡한 다축 응력 상태가 되는데 특히 기둥면에서는 수직하중에 의한 응력, 방사 응력과 접선 응력이 3축 응력 상태를 나타낸다. 3축 응력 상태에서의 콘크리트 압축강도는 크게 증가하게 되는데, Kuang과 Morley<sup>1)</sup>의 연구에서는 가장자리가 구속된 슬래브는 면내 구속에 의해 뚫림 전단강도가 증가하는 것으로 나타났다.

이러한 연구 결과를 근거로 하여 이 연구에서는 H형강으로 구속된 슬래브의 뚫림 전단강도에 대한 보강효과를 규명하기 위하여 구속 여부와 구속 형태를 변수로 한 실험과 이러한 구속효과를 이론적으로 규명하기 위한 식을 제안하는 것을 목적으로 한다.

\*Corresponding author E-mail : klw160@naver.com

Received December 30, 2008, Revised April 2, 2009

Accepted April 17, 2009

©2009 by Korea Concrete Institute

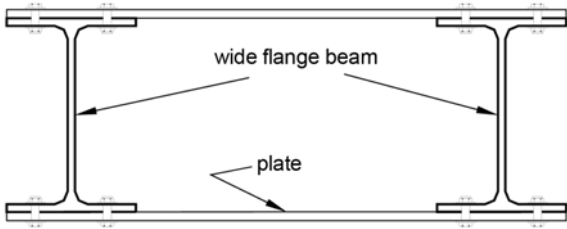


Fig. 1 Two wide flange built-up beam

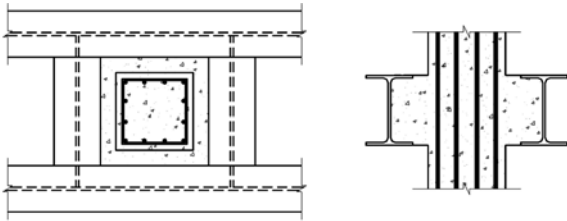


Fig. 2 Joint of beam-column

## 2. 뚫림 전단강도의 이론적 고찰

### 2.1 2방향 전단으로 파괴되는 슬래브의 거동

균등 재하된 플랫 플레이트에서의 균열은 최대 모멘트가 생기는 기둥 주위를 따라 발생한다. 추가적으로 하중이 가해지면 균열은 부재끝의 항복선을 형성시키고, 동시에 경사 균열이나 전단 균열은 원뿔형의 표면을 형성한다.

Alexander와 Simmonds<sup>2-5)</sup>는 Fig. 3과 같은 트러스 모델을 사용하여 뚫림 전단파괴를 설명하였다. 접합부 영역에 경사 균열이 형성되기 전에 전단력은 콘크리트에 의해 전달되나 일단 균열이 발생하면 전단력은 균열을 가로질러 전달될 수 없다. Fig. 3에서 전단력은 기둥측 슬래브의 바닥에서 점 A와 C 슬래브 상부의 철근까지 연장된 경사 스트럿 A-B와 C-D에 의해 전달되며, 이와 같은 스트럿이 기둥의 네 측면에 존재한다. 이러한 스트럿의 수평 분력은 점 A와 C 철근의 힘을 변화시키고, 수직분력은 이 철근을 밀어 올리며 철근 사이의 콘크리트는 인장응력에 의해 저항한다. 결국 이 콘크리트는 철근면에서 균열을 일으키고 뚫림 전단파괴가 일어나는데 이러한 파괴는 거의 경고 없이 갑작스럽게 발생하는 취성파괴이다. 일단 뚫림 전단파괴가 발생하면 그 연결부의 전단강도는 완전히 상실되며, 2방향 슬래브의 경우에는 슬래브가 기둥 아래로 미끄러져 내리면서 슬래브 상

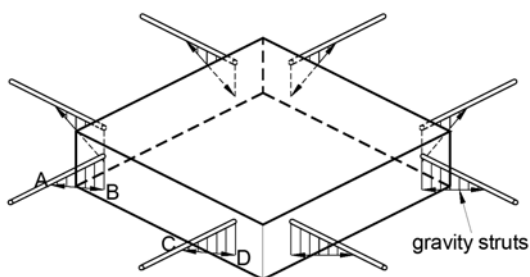


Fig. 3 Truss model for punching shear

부의 부모멘트 철근이 슬래브의 상부를 파괴시키고 결과적으로 슬래브와 기둥 사이에 아무런 물리적인 연결이 존재하지 않게 된다.

### 2.2 콘크리트 구조설계기준의 전단

콘크리트 구조설계기준<sup>6)</sup>에서 1방향 전단의 위험 단면은 지지점이나 지판의 표면, 또는 두께가 변하는 지점으로부터  $d$  만큼 떨어진 곳에 위치한다. 콘크리트가 발휘할 수 있는 전단강도는

$$V_c = \frac{1}{6} \sqrt{f_{ck}} b_w d \quad (1)$$

이고, 전단을 받는 부재에 압축력이 작용하면 골재 맞물림 작용이나 인장철근의 장부작용 등에서 전단저항성이 증가하고 사인장 균열발생이 늦춰져서 콘크리트 전단 저항이 커지며 전단력과 축력  $N_u$ 를 받는 부재의 전단 저항력은

$$V_c = \frac{1}{6} \left( 1 + \frac{N_u}{14A_g} \right) \sqrt{f_{ck}} b_w d \quad (2)$$

이다. 이 때  $N_u/A_g$ 의 단위는  $N/mm^2$ 이다.

그리고, 2방향 전단의 위험 단면을 기둥 주변으로부터  $d/2$  만큼 떨어져 슬래브에 수직한 면으로 하고, 위험 단면의 둘레를  $b_0$ 로 하면 위험 단면의 전단면적  $b_0 d$ 에서 저항할 수 있는 전단 저항력은 세가지 설계식이 제시되어 있으나 정사각형 형태의 접합부에서는

$$V_c = \frac{1}{3} \sqrt{f_{ck}} b_0 d \quad (3)$$

이다.

Fig. 4에서와 같이 두 직각 방향으로 각각  $N_{u1}$  및  $N_{u2}$ 의 압축력을 받는 콘크리트 부재의 2방향 전단 내력은 식 (2)를 준용하면

$$V_c = \frac{1}{6} \left[ \left( 1 + \frac{N_{u1}}{14A_{g1}} \right) + \left( 1 + \frac{N_{u2}}{14A_{g2}} \right) \right] \sqrt{f_{ck}} b_0 d \quad (4)$$

이고, 동일한 압축력이 작용하고 동일한 구속 면적이면 식

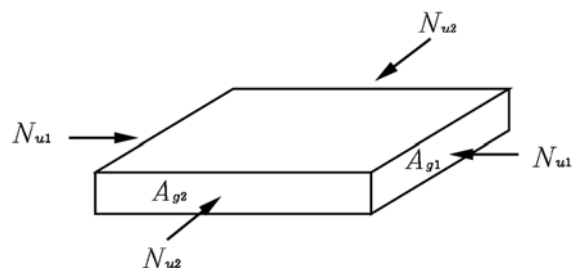


Fig. 4 Two-way axial forces

(4)는  $N_{u1} = N_{u2} = N_u$ ,  $A_{g1} = A_{g2} = A_g$ 의 관계로부터

$$V_c = \frac{1}{3} \left( 1 + \frac{N_u}{14A_g} \right) \sqrt{f_{ck}} b_o d \quad (5)$$

이 된다. 본 연구에서는 식 (5)에서의  $N_u$  대신에 H형강의 구속 내력으로 대체하였다. 즉, 1방향 압축력이 작용하는 전단식 (2)를 준용하여 2방향 압축력이 작용하는 전단식 (5)로 확장하였으며, 이 연구에서는 조립보-기둥 접합부에서 식 (5)의 적용성을 검토하였다.

### 3. 실험 계획 및 방법

#### 3.1 실험 계획

정자형 H형강 조립보와 철근콘크리트 기둥 접합부 실험에 사용된 시험체의 크기는 가로, 세로가 각각 1,100, 1,000, 900, 800 mm이고, 두께는 모두 150 mm이며, 중앙에 위치한 기둥의 크기는 가로, 세로 각각 300 mm, 높이 100 mm하였다. 한 변의 길이가 200 mm인 강재 가력판을 기둥 상부면에 설치한 후 가력하였다.

모든 시험체는 휨인장파괴를 방지하기 위해 2방향으로 D13의 철근을 150 mm 간격으로 배근하였고, 휨보강 철근은 정착파괴가 일어나지 않도록 단부를 180° 갈고리 정착으로 하였다.

연구에 사용된 시험체는 Table 1과 같이 모두 8개로, H형강 설치의 유, 무에 따른 구속과 비구속, 기둥면과 구속 H형강까지의 거리와 슬래브 두께의 비를 변수로 하여 시험체를 제작하였으며, 구속형강은 H-150×100×6×9를 사용하였다. 시험체의 형태, 크기 및 보강 상태는 Fig. 5에 나타난 바와 같다. 시험체 제작에 사용된 콘크리트의 배합 조건 및 압축강도는 Table 2에서와 같고, 구속 H형강과 휨철근의 탄성계수는 Table 3에 나타내었다. 실험 결과의 분석에는 재

Table 1 Test specimen

Specimen	a	b	h	a/h	Constraint types
JC-01	350	300	150	2.3	-
JC-02	300			2.0	-
JC-03	250			1.7	-
JC-04	200			1.3	-
JC-D1	350			2.3	H-150×100×6×9
JC-D2	300			2.0	H-150×100×6×9
JC-D3	250			1.7	H-150×100×6×9
JC-D4	200			1.3	H-150×100×6×9

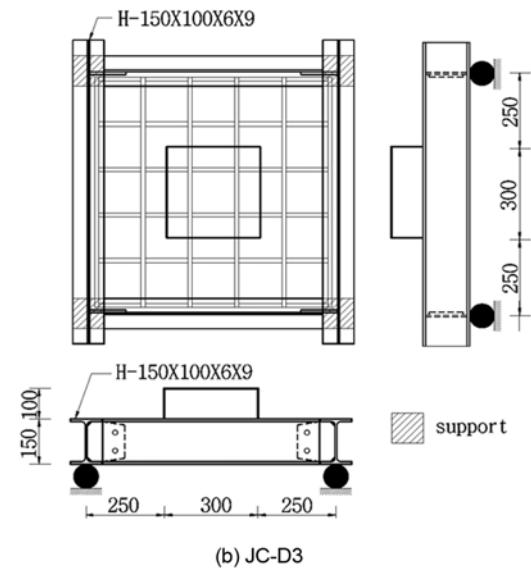
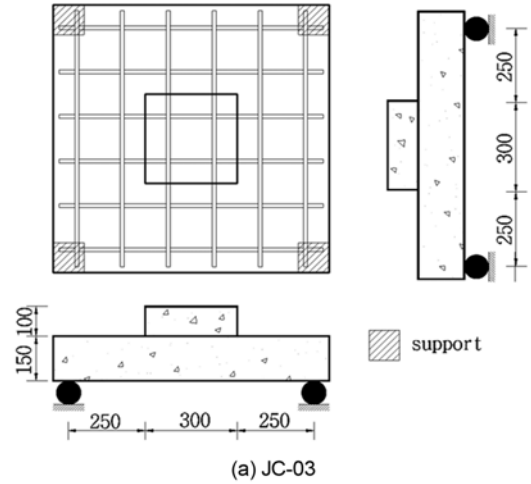
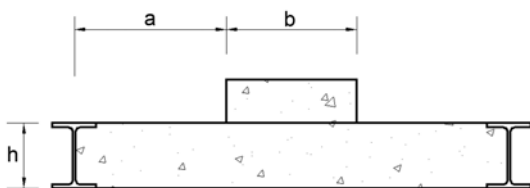


Fig. 5 Configuration of specimen

Table 2 Mix proportion of concrete

$f_{ck}$ (MPa)	W/C (%)	Unit volume ( $\text{kg/m}^3$ )				
		Cement	Water	Sand	Coarse aggregate	Admixture
24.1	47.2	347	164	877	950	1.04

Table 3 Material properties of reinforcement and plate

Material	$E_s$ ( $\text{N/mm}^2$ )	Yielding stress ( $\text{N/mm}^2$ )	Strain( $\epsilon$ ) ( $\times 10^{-3}$ )
Re-bar (D13)	203,425	568	2.79
Flange (PL-9)	240,054	371	1.55

료실험을 통해 얻은 콘크리트 압축강도 24.1 MPa과 구속 H형강의 탄성계수 240,000 MPa를 사용하였다.

#### 3.2 실험 및 측정 방법

Fig. 6과 같이 시험체가 상·하, 좌·우 대칭이므로 시험체의 1/4에 해당하는 부분에만 변형률게이지를 부착하였으며, 부착위치는 철근은 기둥과 슬래브가 만나는 곳이고, H

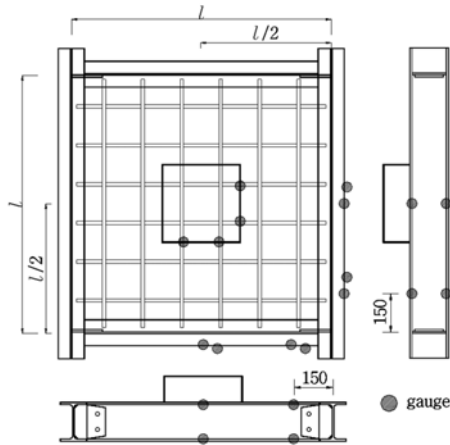


Fig. 6 Location of wire strain gauge

형강은 중앙부와 H형강 집합부에서 150 mm 떨어진 곳의 상, 하부이다. Fig. 7과 같이 시험체는 1,000 kN 용량의 오일잭과 로드셀을 사용하여 시험체의 기둥 중심부에 1점 집중하중으로 단조 가력하였으며, 가력속도는 분당 5 kN으로 하였다.

실험 후 슬래브의 뚫림파괴를 관찰하고 사진촬영을 하였고, 하중의 증가에 따른 철근 및 H형강의 변형률과 시험체 중앙부의 최대 처짐량을 자료 수집 장치 및 컴퓨터를 이용하여 매 1초 마다 측정하여 데이터로 저장하였다.

## 4. 실험 결과

### 4.1 균열 및 파괴 양상

조립보-기둥 집합부의 비구속 시험체는 가력면과 지지부를 잇는 전형적인 1방향 전단에 의해 파괴되는 양상을 보였다. 이외는 달리 H형강으로 구속된 시험체는 콘크리트 경계면의 골재 맞물림 작용에 의해 지지되다가 파괴면이 형성되면 최종적으로 휨보강근의 장부작용과 구속 H형강의 구속력에 의해 지지된 후 기둥 주위에서 파괴되는 2방향 전

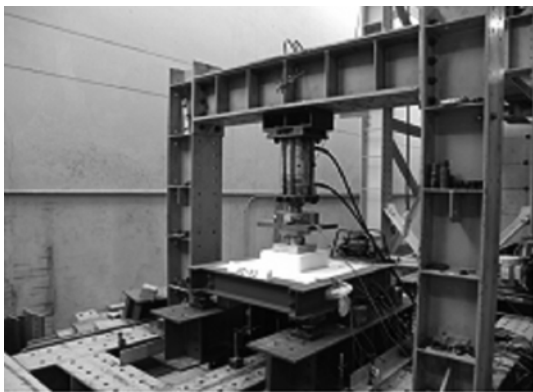


Fig. 7 Test set-up

단파괴 양상을 보였다.

실험 후 균열 양상은, 비구속 시험체 JC-0 계열의 경우 휨에 의해서 슬래브의 옆면에 초기균열이 수직방향으로 발생하였고, 하중이 증가 할수록 균열 형태는 경사를 이루었다. 경사 균열은 지지점에서 크게 형성되었고, 파괴는 네 모서리 지지점 중 한 곳에서 발생하였다. 비구속 시험체의 아랫면에는 많은 균열들이 밀집되어 있고, 균열 형태는 휨철근을 따라 균열이 발생되었다. 시험체의 크기가 클수록 균열의 수는 증가하였고, JC-04 시험체의 경우 지지점 윗면에서 파괴되는 것을 볼 수 있었다. 구속 시험체 JC-D 계열의 경우 윗면에는 기둥 주위에, 아랫면에는 전체적으로 다수의 균열이 발생되었다. 균열 형태를 보면 슬래브 중앙부에서는 휨철근을 따라 균열이 생성되지만 모서리 방향으로 갈수록 휨철근의 위치와는 무관하게 사방으로 뻗어나가는 방상형태를 하고 있고, 시험체의 크기가 클수록 균열은 복잡해졌다. Fig. 8은 모든 시험체의 상, 하부 균열 양상을 보여주고 있다.

### 4.2 하중-변위 관계

Table 4는 실험결과, 전단강도, 실험결과에 대한 전단강도의 비 및 중앙부 최대처짐 등을 나타내고 있다. H형강으로 구속된 시험체의 최대하중은 설계기준식에 의한 2방향 전단강도 ( $V_c$ )와 비교하여 1.44~1.74배 증가하고 있어 H형강의 구속효과가 집합부의 뚫림 전단내력을 향상시키는 것을 알 수 있었다. 특히 두께에 대한 기둥면에서 구속 H형강까지의 거리의 비 ( $a/h$ )가 1.3인 경우 전단강도의 증가율이 큰 것으로 나타났다. 이는  $a/h$ 의 비가 1.3일 경우 기둥에서의 축력이 집합부내에서 스트럿을 형성하여 H형강에 직접하중의 전달되고 H형강이 #자형으로 되어 구속되어 있기 때문이다. 비구속 시험체의 최대 하중은 설계기준식에 의한 1방향 전단 ( $V_c$ )과 비교하여 1.04~1.20배 증가하였다.

Fig. 9(a), (b)는 각각 비구속 시험체와 구속 시험체의 하중-변위 곡선을 나타내고 있는데 비구속, 구속 시험체 모두 최대 하중 이후 하중이 급격하게 감소하는 취성적인 파괴가 일어나고 있음을 알 수 있다. 이는 비구속 시험체의 경우 모서리 부분에 있는 지지점에서 1방향 전단에 의해서 파괴가 발생하였기 때문이고, 구속 시험체의 경우도 H형강 구속이 시험체의 전단강도를 향상시켰으나 파괴는 기둥 주위에서 뚫림 전단에 의한 파괴가 발생하였기 때문인 것으로 판단된다.

### 4.3 하중-변형률 관계

#### 4.3.1 하중-철근 변형률 관계

Fig. 10(a)에서 비구속 시험체의 철근 변형률은 시험체의 크기가 작아질수록 동일 하중에 대하여 감소하지만 JC-02 시험체의 경우 JC-01 시험체 보다 크기가 작아져도 철근 변형률은 비슷한 양상을 보였는데 이는  $a/h$ 의 값이 2.0 이상 일 때는 휨에 의한 거동이 지배적이기 때문인 것으로 판단

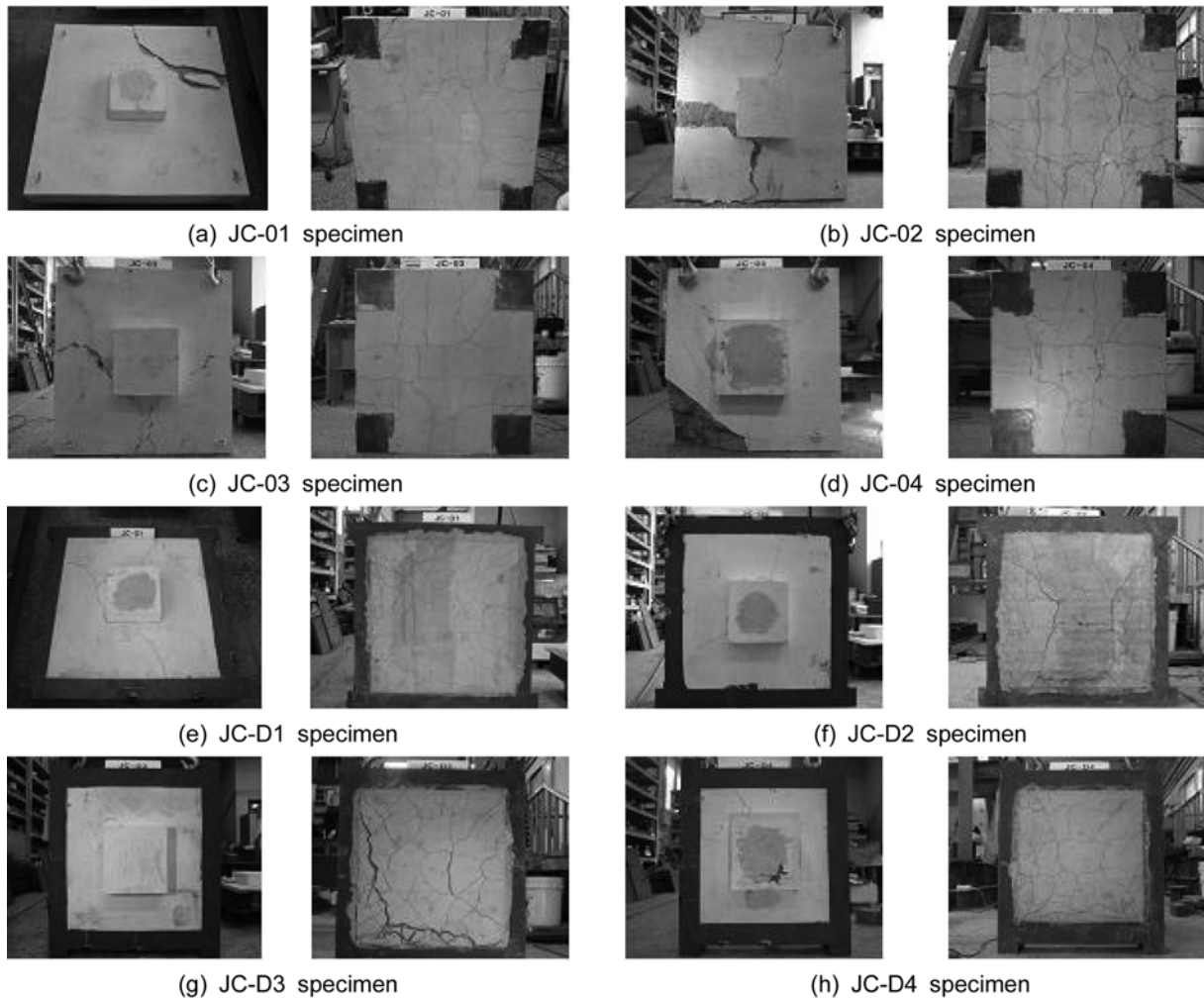


Fig. 8 Crack pattern at top and bottom

Table 4 Test results and predicted values

Specimen	Shear strength (kN)		Test result /shear strength	Central deflection (mm)
	Measured	*Calculated		
JC-01	213.6	205.3	1.04	6.2
JC-02	213.2	205.3	1.04	8.2
JC-03	234.6	205.3	1.15	5.2
JC-04	246.8	205.3	1.20	3.4
JC-D1	474.8	330.0	1.44	6.0
JC-D2	495.5	330.0	1.50	6.3
JC-D3	473.5	330.0	1.43	4.5
JC-D4	573.6	330.0	1.74	3.4

\*Punching shear strength according to design code

된다. Fig. 10(b)은 구속 시험체의 철근 변형률을 나타낸 것으로 시험체의 크기가 작아질수록 동일하중에 대하여 변형률이 감소하고 있고, 슬래브 경간에 대한 두께의 비가 2.0 이상일 때는 철근이 항복하였는데 이는 휨인장에 의한 영향이 큰 것으로 판단된다.

#### 4.3.2 하중-H형강 변형률 관계

Figs. 11, 12는 구속 시험체의 하중-H형강 변형률을 나타

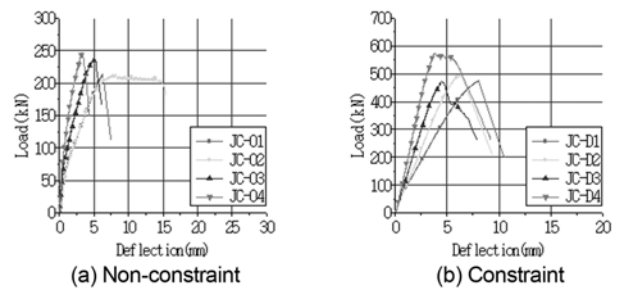


Fig. 9 Load-deflection curve

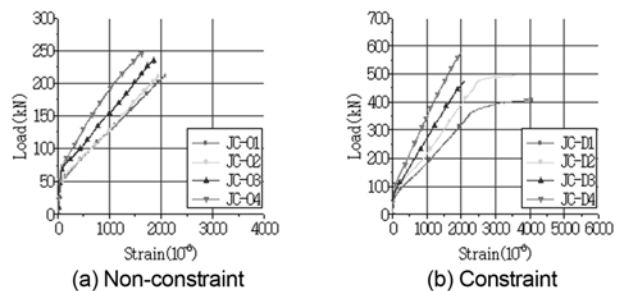


Fig. 10 Load-strain curve

낸 것으로 구속 H형강의 중앙부와 H형강 접합부에서 150 mm 떨어진 곳의 플랜지와 웨브에 변형률이다. 중앙부의 플랜지

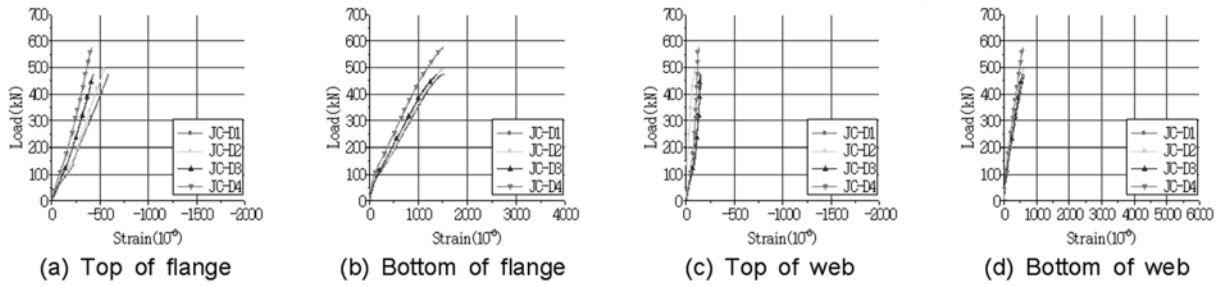


Fig. 11 Load-strain curve at the center of wide flange

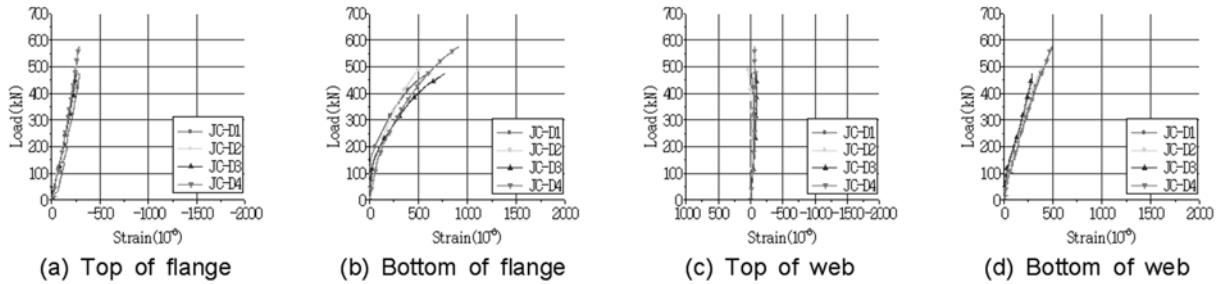


Fig. 12 Load-strain curve at a distance of 150 mm from the wide flange connection

와 웨브의 변형을 측정결과 상부는 압축, 하부는 인장인 것이 명확히 구분되었으며, 플랜지 상부는 시험체의 크기가 작아질수록 동일하중에 대하여 변형률이 감소하고 있고, 하부는 JC-D4 시험체의 변형률이 동일하중에 대하여 가장 작은 변형률을 나타내고 있다. 웨브의 상부 변형률은 차이가 적었으나 하부는 JC-D4의 변형률이 가장 적었다. 이는 JC-D1, JC-D2, JC-D3 시험체보다 JC-D4 시험체가 H형강 구속 효과가 크을 알 수 있다. H형강 접합부에서 150 mm 떨어진 곳의 플랜지와 웨브의 변형률은 모든 시험체가 비슷한 양상을 보이고 있는 것으로 나타났다.

### 5. 구속 시험체의 구속 내력 산정

Fig. 13에 나타난 바와 같이 접합부 내부 콘크리트의 트러스 작용에 의하여 기둥 하중  $P$ 는 구속 H형강의 아랫 플랜지에 압축대를 형성하여 압축력을 전달하며, 이 압축력에 의하여 구속 H형강의 위, 아랫면 플랜지는 Fig. 14와 같이 윗면은 압축변형, 아랫면은 인장변형을 한다. 양측에 발생하는 각각의 변위는 그림 Fig. 15와 같이 위, 아랫면에 발생하는 수평변위  $\Delta_t$  및  $\Delta_b$ 의 평균값  $\Delta$ 와 H형강의 강성  $K_s$ 를 곱한 값만큼 구속 내력  $P_s/2$ 가 변형의 반대방향으로 발생한다. 이론적인 고찰에서 구속하는 H형강의 휨거동은 고려하지 않는다. H형강 양 단부의 수평방향 변위  $\Delta$ 를 그림 Fig. 16(a)와 같이 나타내고 Fig. 15에 표시한  $\Delta_t$ ,  $\Delta_b$ 를 이용하면

$$\Delta = \frac{\Delta_t + \Delta_b}{2} = \frac{l_c(\varepsilon_t + \varepsilon_b)}{2} \quad (6)$$

이고, 여기서  $l_c$ 는 H형강의 길이,  $\varepsilon_t$ 는 윗면 플랜지의 변형

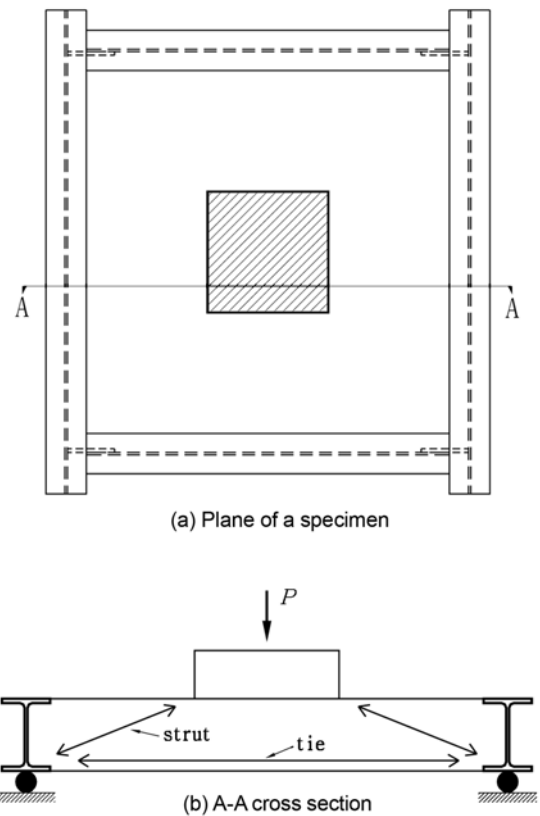


Fig. 13 Transfer of load

률이고  $\varepsilon_b$ 는 아랫면 플랜지의 변형률이다. 또한 H형강의 강성  $K_s$ 는

$$K_s = \frac{2E_f A_f}{l_c} \quad (7)$$

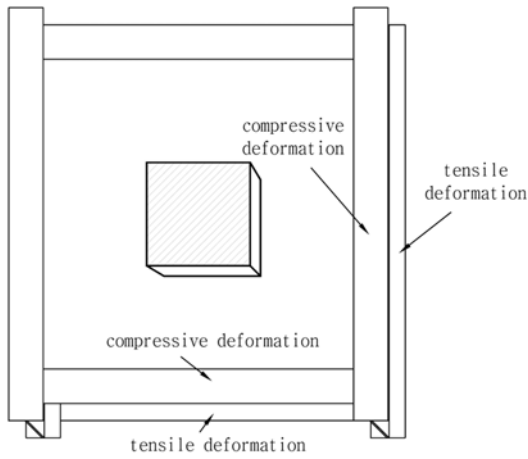


Fig. 14 Deformation of wide flange

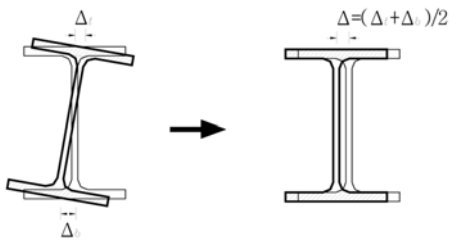


Fig. 15 Deformation of flange

이고, 여기서  $E_f$ 는 플랜지의 탄성계수,  $2A_f$ 는 위, 아랫면 플랜지의 단면적이다. 구속력  $P_s/2$ 는

$$\frac{P_s}{2} = K_s \cdot \Delta = \frac{2E_f A_f}{l_c} \times \frac{l_c(\epsilon_t + \epsilon_b)}{2} = E_f A_f (\epsilon_t + \epsilon_b) \quad (8)$$

로 간단히 나타낼 수 있다. 구속 내력  $P_s/2$ 는 Fig. 16(a)와 같이 수직방향의 H형강 플랜지 변형만을 고려하였고 그에 수평인 H형강은 강체로 보았다. 구속 내력  $P_s/2$ 가 작용하고 H형강의 강성이 크다고 가정하면 그림 Fig. 16(b)와 같이  $P_s$ 의 구속 내력이 작용하게 되며 전체적으로는 Fig. 16(c)와 같이 2방향으로 작용한다.

실험 결과와 비교하기 위한 값은 축력과 전단력이 동시

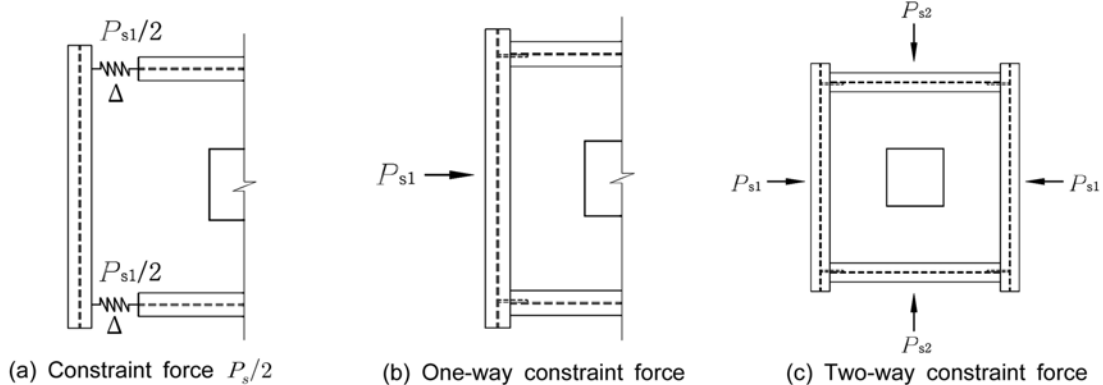


Fig. 16 Constraint force

에 작용할 때의 식을 수정하여 적용한 식 (5)를 사용하였다. 여기서  $P_{s1}$ ,  $P_{s2}$ 는 H형강에 의한 구속 압축 내력이므로 식 (4)의  $N_u$ 에 이 값들을 대입하면,

$$V_c = \frac{1}{3} \left( 1 + \frac{P_s}{14A_g} \right) \sqrt{f_{ck}} b_o d \quad (9)$$

이 된다. 여기서  $1/3 \sqrt{f_{ck}} b_o d$ 는 식 (3)과 같이 2방향 뚫림 전단 저항력을 나타내고  $A_g$ 는 H형강으로 구속된 콘크리트 1면의 면적이다. Table 5는 H형강 구속 시험체의 제안식 값을 나타낸 것으로 제안식의 값에 대한 실험 결과는 1.16~1.32 배였다. Fig. 17은 두께에 대한 기동면에서 구속 H형강까지의 거리의 비 ( $a/h$ )에 따른 실험 결과와 제안식의 값을 비교한 것으로  $a/h$ 의 비가 1.7~2.3일 때는 제안식의 값에 대한 실험 결과의 비가 비슷한 것을 볼 수 있고,  $a/h$ 의 비가 1.3이면 제안식의 값에 대한 실험 결과의 비가 다른 시험체에 비해 상대적으로 커졌으며  $a/h$ 의 비가 1.3보다 작아지면 실험 결과에 대한 제안식 값의 비가 더 커질 것으로 판단된다.

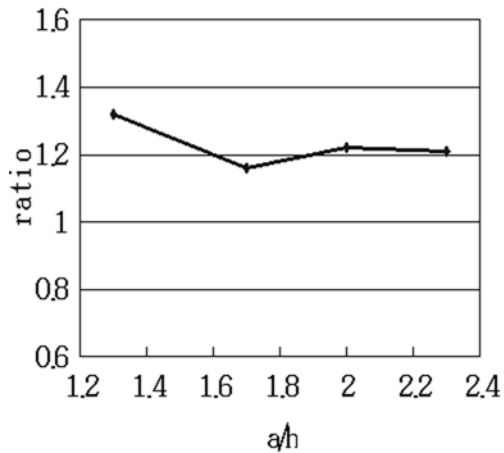
## 6. 결 론

이 연구는 두 개의 H형강으로 구속된 정자형 접합부의 뚫림전단내력을 평가하기 위하여 기동면에서 구속철판까지의 거리에 대한 두께의 비 ( $a/h$ )와 구속, 비구속을 변수로 한 실험을 수행하였으며, 그 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 실험 결과 구속 시험체의 최대하중은 설계기준식에 의한 2방향 전단강도보다 1.44~1.74 배 큰 것으로 나타나 H형강의 구속이 접합부의 뚫림전단내력을 향상시키는 것을 알 수 있었다. 구속효과는 두께에 대한 기동면에서 구속 H형강까지의 길이의 비 ( $a/h$ )가 1.3일 때가 가장 큰 것으로 나타났으며 이는  $a/h$ 가 1.3인 경우 기동면에서의 하중이 Fig. 13에서와 같이 스트럿을 형성하여 H형강으로 직접 전달되고 자형 접합부 내부에 압축력이 발생하여 내력이 증가된 것으로 판단된다.
- 2) 구속 시험체 접합부 내부에 배근된 철근 변형률의 경우도 동일하중에 대하여  $a/h$ 의 비가 작을수록 감소하

**Table 5** Comparison of test results and predictions

Specimen	$a/h$	$\varepsilon_i (10^{-6})$	$\varepsilon_b (10^{-6})$	Constraint force( $P_s$ ) (kN)	Constraint area( $A_g$ ) (mm <sup>2</sup> )	Test results (kN)	Predicted strengths (kN)	Test results Predicted strengths
JC-D1	2.3	-583.8	1,489.5	390.0	$1.50 \times 10^5$	474.8	391.2	1.21
JC-D2	2.0	-546.9	1,536.8	426.6	$1.35 \times 10^5$	495.5	404.4	1.23
JC-D3	1.7	-427.8	1,366.0	403.2	$1.20 \times 10^5$	473.5	409.1	1.16
JC-D4	1.3	-411.8	1,502.4	471.2	$1.05 \times 10^5$	573.6	435.6	1.32



**Fig. 17** Ratio of test results to shear strengths predicted by proposed Eq. (9)

었는데, 이 경우도  $a/h$ 의 비가 작아지면 하중이 휨보다는 접합부 부분의 콘크리트가 스트럿을 형성하여 H형강으로 직접 전달되기 때문이다.

- 3) 정자형 접합부는 H형강의 구속으로 인하여 2방향 축력과 전단력이 동시에 작용하며 이 때 접합부의 뿔림 전단강도 산정식을 1방향 축력과 전단을 받는 규준식을 준용하여 다음과 같이 제안하였다.

$$V_c = \frac{1}{3} \left( 1 + \frac{N_u}{14A_g} \right) \sqrt{f_{ck}} b_o d$$

- 4) 제안식에 의한 값과 실험결과를 비교한 결과  $a/h$ 가

1.7~2.3일 때는 실험 결과가 제안식에 의한 값의 1.16~1.23배로 제안식에 의한 값이 실험결과와 비교적 일치하고 있다. 그러나  $a/h$ 의 비가 1.3인 경우는 제안식의 값에 비해 실험결과가 1.32배로 크게 나타나  $a/h$ 가 작을수록 접합부의 H형강에 의한 구속효과가 커지는 것을 알 수 있었으며 향후  $a/h$ 의 비가 1.3보다 작은 경우의 구속효과가 커지는 것에 대한 추가적인 연구가 필요하다.

### 참고문헌

1. Kuang, J. S. and Morley, C. T., "Punching Shear Behavior of Restrained Reinforced Concrete Slabs," *ACI Str. J.*, ACI, Vol. 89, No. 1, 1992, pp. 13~19.
2. Alexander, S. D. B. and Simmonds, S. H., "Bond Model for Concentric Punching Shear," *ACI Str. J.*, ACI, Vol. 89, No. 3, 1992, pp. 325~334.
3. Alexander, S. D. B. and Simmonds, S. H., "Punching Shear Tests of Concrete Slab-Column Joints Containing Fiber Reinforcement," *ACI Str. J.*, ACI, Vol. 89, No. 4, 1992, pp. 425~432.
4. Alexander, S. D. B. and Simmonds, S. H., "Test of Column-Flat Plate Connections," *ACI Str. J.*, ACI, Vol. 89, No. 5, 1992, pp. 495~502.
5. Alexander, S. D. B. and Simmonds, S. H., Simmonds, "Ultimate Strength of Slab-Column Connections," *ACI Str. J.*, ACI, 84, No. 3, 1987, pp. 255~261.
6. 한국콘크리트학회, 콘크리트구조설계기준 해설, 한국콘크리트학회, 2008, pp. 154~156, 190~192.

**요약** 정(井)자형 H형강을 강축의 수직 방향에 대해 띠판으로 연결한 조립보를 수평버팀대로 사용하면 구조적으로 약축 방향의 세장비를 줄여 구조 효율을 높일 수 있으며 또한 이를 구조물 지하 골조의 일부로 사용하여 시공성을 개선시킬 수 있다. 이 시스템의 H형강이 서로 만나는 교차 부분에는 콘크리트가 채워지고 그 사각형 가운데는 철근콘크리트 기둥이 위치하게 된다. 보-기둥 접합부의 뿔림 전단거동은, 사면을 구속하고 있는 H형강에 의해 전단균열에 의한 방사변형이 구속되어지며, H형강이 접합부를 충분히 구속할 수 있는 경우 하중 전달이 효과적으로 이루어지고, 일반적인 경우의 뿔림 전단강도보다는 더 큰 내력을 가지게 된다. 이 현상을 확인하기 위하여 구속 여부와 기둥면에서 구속 H형강까지의 거리를 변수로 하여 실험하였다. 실험 결과는 콘크리트구조설계기준을 준용하여 얻은 식과 비교하였고, 제안된 식을 통하여 계산된 결과는 실험을 통해 얻은 뿔림 전단강도와 비슷한 결과를 나타냈다.

**핵심용어** : 보-기둥 접합부, 구속, 뿔림 전단