

연속 캡 형상 전단연결재의 전단 내력에 관한 실험 연구

Experimental Study on the Shear Capacity of Continuous Cap-Type Shear Connector

오 명 호*
Oh, Myoung Ho

김 영 호**
Kim, Young Ho

정 석 창***
Jeong, Sug Chang

김 명 한****
Kim, Myeong Han

Abstract

The push-out tests have been conducted on the specimens which consist of the steel beam with U-shape section and the continuous cap-type shear connector. Existing formulas for the elevation of shear connector capacity were investigated on the basis of test results. The shear capacities of continuous cap-type shear connectors distinctly declined as the diameters of side-hole in the shear connector increased. The rebars through side-hole for the transverse reinforcement improved the shear capacity of continuous cap-type connector by 20 to 30 percent. It was not feasible to obtain the appropriate capacity values of continuous cap-type shear connectors made of thin steel plate like those of in this study, using the existing formulas. The new formula for reflecting the shear strength of penetrative bars was proposed based on the shear equation of Eurocode 4. The slip capacities of continuous cap-type shear connectors were shown to exceed the limit value of 6mm for the sufficiently ductile behavior.

Keywords : Steel plate-concrete composite beam, Continuous cap-type, Shear connector, Push-out test, Shear strength

1. 서론

합성보는 철골과 콘크리트 두 재료의 상호 보완적인 특성을 가진다. 콘크리트 슬래브는 압축력에 저항하고 강재는 주로 인장에 저항하기 때문에 경제적인 단면을 구성하게 된다. 노출형 합성보는 우수한 휨 성능과 시공성으로 인해 강구조물의 바닥 판에 널리 사용되고 있다. 그러나 H형강 보의 상부 플랜지에 데크 슬래브를 거치하여 지지하기 때문에 층고가 증가하게 된다. 또한 합성 거동을 유발하기 위해 강재 앵커(전단연결재)를 사용해야 한다.

이에 따라 유럽에서는 바닥 슬래브를 철골 보의 춤 내에 시공할 수 있도록 철골 보의 하부 플랜지

폭을 넓게 한 비대칭 철골 보로 구성되는 슬림 플로어 공법이 다양하게 개발되어 사용되고 있다. 이때 바닥 슬래브는 춤이 깊은 데크 플레이트 또는 속이 빈 프리캐스트 콘크리트 슬래브를 사용한다. 슬림 플로어 공법은 층고 절감과 단위 층에 대한 외장재의 절감 등 여러 가지 장점을 가지고 있으나 적용되는 합성 데크의 춤이 제한되기 때문에 적용 가능한 스패인이 한정되어 있다. 이 때문에 다양한 건축물의 수요에 능동적으로 대처하기 어려운 단점이 있다.

국내에서도 슬림 플로어 공법을 응용하여 비대칭 H 슬림보, TU 합성보, TSC 합성보와 같은 U형 합성보가 개발되어 적용되고 있다¹⁻³⁾. 비대칭 H 슬림보의 경우 슬림 플로어 공법에 적합한 H 형강으로서 층고 절감에 우수한 성능을 발휘한다. 그러나 하부 플랜지가 확대된 형태로 제작되어 기둥과 보의 접합에서는 힘의 흐름에 적절히 대응할 수 없고 시공성을 감안하여 제작되었기 때문에 플랜지 폭에 제한이 있어 경제적인 설계가 곤란하다.

U형 합성보는 강판과 콘크리트 사이에 강재 앵커(전단연결재)가 필요하며, 얇은 강판으로 인해 용접이 어렵다. 또한 벌어진 좌·우 강판의 변형을 방지

* 정회원, 국립목포대학교 건축공학과 교수
Dept. of Architectural Engineering, Mokpo National Univ.

** 정회원, 엔지니어 대표
President, NTAGE

*** 정회원, 부천대학교 건축과 부교수
Dept. of Architecture, Bucheon University

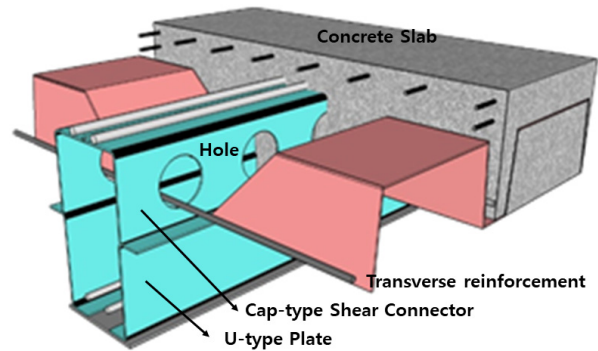
**** 교신저자, 정회원, 국립목포대학교 건축공학과 교수
Dept. of Architectural Engineering, Mokpo National Univ.
Tel: 061-450-2456 Fax: 061-450-6454
E-mail: mhh314@mokpo.ac.kr

하고 작업자의 발판으로 사용하기 위해 폭 고정용 앵글과 작업용 발판 등을 추가로 부착해야 한다. 이러한 다량의 부속 철물은 강제 보의 제작성과 경제성을 저하시킨다.

이와 같은 단점을 개선하고자 <Fig. 1>과 같이 폐단면 충전 합성보를 개발하였다^{4),5)}. 폐단면 충전 합성보는 하부의 U형 단면과 상부의 덮개형 강제 앵커(전단연결재)형 단면으로 강제 보를 형성한다. 강제 보의 중간 플랜지(U형 단면의 상부 플랜지)에 데크 플레이트를 거치하여 현장 타설된 콘크리트 슬래브와 일체화한다. U형 단면의 상부에 부착되는 덮개형 앵커는 연속형과 단속형으로 구분되며, 데크 시스템에 따라 구분하여 적용된다. 일반적으로 연속 캡 형상은 장스팬 바닥판에 적용하기 위해 고안되었다.

하부의 U형 단면은 2가지 방법에 의해 제작된다. 강판을 U형으로 절곡하거나, 포밍 과정을 통해 제작된 한 쌍의 Z형 단면과 하부 플랜지를 용접 조립하여 제작할 수 있다. 이를 통해 Z형의 측판보다 하부 플랜지에 고강도 강종을 사용하여 단면의 효율성을 높일 수 있다. 또한 U형 단면의 하부 플랜지에 고강도 철근을 배치하여 사용할 수 있다.

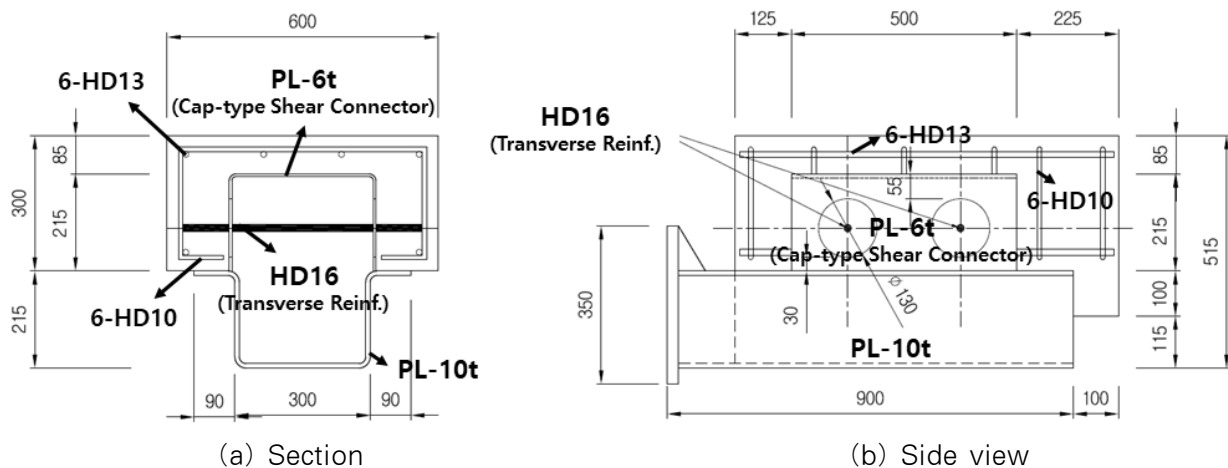
이러한 연속 캡 전단연결재는 현장에서 작업자의 발판으로 활용이 가능하며, 운송 중이나 시공 시 발생 가능한 강제 보의 변형을 방지할 수 있다. 또한 콘크리트에 매립된 캡을 통해 강제 보 플랜지와 콘크리트 사이의 경계면에서 발생하는 수평 전단력에 저항하는 전단연결재로의 역할을 기대할 수 있다.



<Fig. 1> Cap-type shear connector

또한 강판에 홀을 뚫어 전단연결재로 사용하는 상제는 Perfobond connector로 명명하여 사용하고 있으나 보통 강판의 두께가 15mm 이상이고 홀의 직경도 전체 높이의 30% 미만인 경우가 대부분이다. 본 연구에서 사용되는 연속 캡 형상의 전단연결재에서는 강판의 두께가 6mm 이하이고 홀의 직경도 전체 높이의 60% 이상을 차지하고 있어 이에 대한 성능을 실험적으로 검증할 필요가 있다. 전단연결재의 성능은 주로 Push-out 실험 방법으로 평가한다. 이는 콘크리트 슬래브와 철골보 사이의 전단력을 직접적으로 평가할 수 있을 뿐만 아니라 실험 방법도 편리하기 때문이다^{6),7)}.

따라서 본 연구에서는 U형 단면 강제 보에 연속 캡 형상의 전단연결재가 용접 접합된 실험체를 대상으로 Push-out 실험을 실시하고 그 결과를 바탕으로 기존의 내력식과 비교를 통해 연속 캡 전단연결재의 전단 내력을 평가하고자 한다.



<Fig. 2> Push-out test specimen

<Table 1> Test specimens

	Specimens ID	Shear connector	Height of connector (mm)	Thickness of connector (mm)	Width of cap (mm)	Diameter of hole (mm)	Transverse Reinf.	Space of hole (mm)
1	PA-H130-X	Cap-type	215	6	325	130	×	250
2	PA-H140-X	Cap-type	215	6	325	140	×	250
3	PA-H150-X	Cap-type	215	6	325	150	×	250
4	PA-H130-R2	Cap-type	215	6	325	130	2-HD16	250
5	PA-H140-R2	Cap-type	215	6	325	140	2-HD16	250
6	PA-H150-Re	Cap-type	215	6	325	150	2-HD16	250

2. 실험 계획

2.1 실험체 계획

연속 캡 전단연결재의 전단 성능을 평가하기 위해 총 6개의 실험체가 계획되었다. Push-out 실험체의 기본 형상은 <Fig. 2>와 같고 실험체의 일람은 <Table 1>에 나타내었다.

합성보의 철골 단면은 U형(PL-10t)이며 철골보의 너비는 300mm, 높이는 215mm이다. 슬래브의 두께는 300mm, 너비는 600mm, 높이는 850mm로 계획하였고, 슬래브의 성능 확보를 위해서 수직 철근은 6-HD13으로, 수평 철근은 6-HD10으로 배근하여 보강하였다. 연속 캡 전단연결재는 6mm 강판(PL-6t)을 사용하였고 너비는 325mm, 높이는 215mm, 길이는 500mm이다. 연속 캡의 측면에 뚫은 홀(Hole)의 직경(Diameter) 크기에 따른 전단 내력의 영향을 분석하기 위하여 130mm, 140mm 및 150mm으로 2개를 중심 간격 250mm으로 제작하였다.

또한 연속 캡의 전단 성능을 보강하기 위해 연속 캡의 측면에 뚫은 홀의 중심에 각각 HD16의 관통 철근(Transverse reinforcement, HD16)의 설치하여 관통 철근의 영향을 분석하였다. 따라서 <Fig. 2>에 나타난 상세는 PA-H130-R2에 해당된다.

2.2 가력 방법 및 측정 방법

실험체는 <Fig. 3>과 같이 설치되었으며, 실험체 앞뒤로 고정 철물과 스크류 잭을 설치하여 실험체



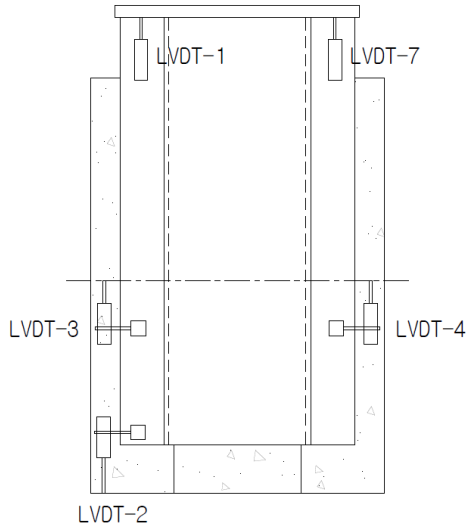
<Fig. 3> Push-out test setup

와 콘크리트 슬래브의 벌어짐을 최소로 하였다.

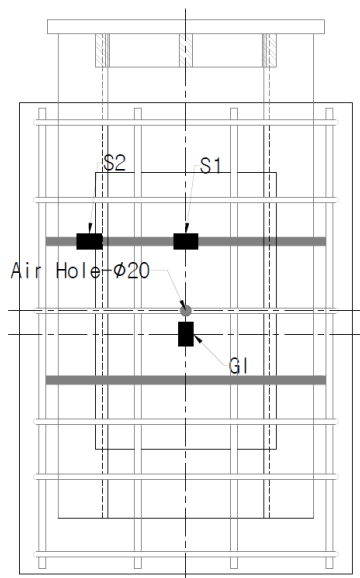
가력 시 실험체의 처짐을 확인하기 위해 LVDT-1, 2를 설치하였으며, 편심 여부를 확인하기 위해 좌측 상부에 LVDT-7을 추가로 설치하였다.

콘크리트 슬래브와 실험체의 슬립량을 측정하기 위해 LVDT-3, 4를 설치하고, 가력 시 콘크리트 슬래브의 회전 및 실험체와의 벌어짐을 측정하기 위해 슬래브 중앙 단부에서 상하로 각각 50mm 이격된 거리에 LVDT-5, 6을 설치하였다. 변위계의 상세 위치 및 설치 현황은 <Fig. 4>와 같다.

실험체 내부에 매립된 스트레인 게이지는 <Fig. 5>와 같이 부착되었다. 연속 캡에 부착된 G1의 경우 모든 실험체에 공통으로 설치되어 있으며, 관통 철근에는 중앙부에 S1, 캡 플레이트 외측에서 10~12mm 떨어진 위치에는 S2가 부착되어 가력 시 각 부재의 변형률을 측정하였다.



<Fig. 4> Location of LVDT



<Fig. 5> Location of strain gauge

2.3 실험 방법

10,000kN 용량의 오일 잭을 사용하여 실험체에 수직으로 가력하였다. 실험체의 가력 위치는 상부 350mm 플레이트의 중심에서 콘크리트 슬래브 방향으로 55mm 이격된 거리에서 이루어졌다.

초기에 하중이 안정적으로 도입하기 전 5mm까지는 0.01mm/s 속도로 가력을 진행하였고, 이후 0.02mm/s의 속도로 진행하였다. 액츄에이터의 변위가 50mm를 초과하거나 실험체의 하중이 최대 하중의 80% 이상 감소하였을 때 실험을 종료하였다.

3. 실험 결과 및 분석

3.1 재료 시험

3.1.1 콘크리트

실험체 제작에 사용된 콘크리트는 설계 기준 강도(f_{ck}) 24MPa로 계획하였으며 KS F 2405에 따라 제작한 공시체 3개의 평균 탄성 계수는 21,566.6MPa, 평균 압축 강도는 27.5MPa로 측정되었다.

3.1.2 강재

실험체에 사용된 강재의 재료 성능을 확인하기 위해 인장 시험을 실시하였다. 실험체에 사용된 강재는 연속 캡에 사용된 PL-6t(SM490A), 하부 U형 강판에 사용된 PL-10t(SM490A)이며, 관통 철근에 사용된 HD16, 슬래브 철근에 사용된 HD13 및 HD10이다.

시험편은 KS B 0801을 준용하여 각각 3개씩 제작하였고, KS B 0802에 따른 인장 시험 결과의 평균 값을 <Table 2>에 나타내었다.

<Table 2> Material test results

Specimens		F_y (MPa)	F_u (MPa)
PL-6t	SM490A	403.1	548.9
PL-10t	SM490A	394.9	542.5
D10	HD400	493.6	632.9
D13	HD400	441.6	576.8
D16	HD400	460.8	655.1

3.2 하중-변위 곡선 분석

3.2.1 홀 직경 크기에 대한 영향

<Table 1>에서 1, 2, 3번 실험체인 PA-H130-X, PA-H140-X, PA-H150-X 실험체는 연속 캡 좌우 측면에 각각 직경 130mm, 140mm 및 150mm의 홀을 천공한 실험체이다. 이 실험체의 하중-변위 곡선을 <Fig. 6 (a)>에 나타내었다.

PA-H130-X 실험체의 경우 약 74kN에서 우측면 중앙부에 가로 균열이 발생되었다. 148kN에서 소음

이 발생되었고, 271kN에서 좌측 후면에 실험체와 콘크리트 슬래브 사이의 균열이 발견되었다. 746kN에서 실험체 상부에 균열이 처음 발견되었고 1,020kN과 1,048kN에서 실험체 플레이트에서 실험체 정면으로 이어지는 균열 또한 발생하였다. 최대 하중(1,072.2kN) 이후 하중이 일정하게 감소하여 실험을 종료하였다.

PA-H140-X 실험체의 경우 초기 약 171kN에서 소음이 발생하였고, 379kN에서 실험체 플레이트와 슬래브 간 균열이 발생되기 시작했다. 661kN에서 좌측 후면 상부에 가로 균열이 발견되었고, 800kN에서 상부면 좌측에 실험체의 정면 방향으로 진행되는 균열이 처음 발생하였다. 930kN에서 정면 상부에 균열이 발생되기 시작했으며 이는 이어지면서 배면까지 진행되었다. 최대 하중(982.4kN)에 도달한 후 하중이 일정하게 감소하여 실험을 종료하였다.

PA-H150-X 실험체의 경우 초기 250kN에서 소음이 발생하였고 우측면 상부에서 첫 균열이 발생되었다. 이때 하중은 497kN이었고 이후 균열은 928kN까지 수평으로 진행되어 정면으로 이어졌다. 928kN에서 진행된 우측면의 균열이 정면으로 이어졌고 하중이 증가함에 따라 좌측면까지 이어졌다. 이후 지속적으로 변위가 증가함에 따라 하중이 지속적으로 증가하여 실험을 종료하였다. 이는 실험체가 편측 실험체로 가력 하중이 편심이 걸려서 실험체에 정확하게 하중을 가력하지 못한 결과로 판단된다.

일반적으로 Push-out 실험체의 최대 내력은 변위량 6mm 전후에서 발생하므로 PA-H150-X 실험체

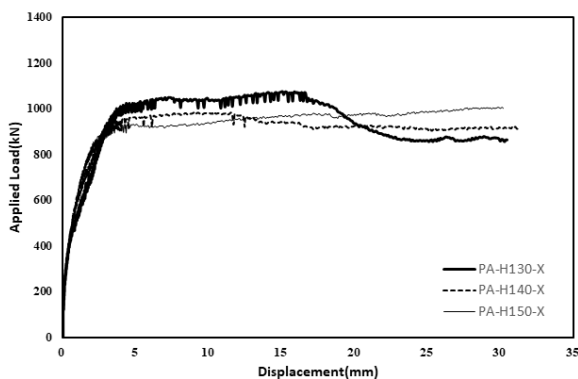
의 최대 내력은 상대 변위가 6mm 이전에서 측정된 최대 하중으로 하였다. 따라서 실험체의 최대 내력은 PA-H130-X, PA-H140-X, PA-H150-X의 경우 각각 1,072.2kN, 982.4kN, 928.5kN으로 측정되었다. <Fig. 6 (a)>에서 보는 바와 같이 관통 홀의 직경이 커질수록 전단 내력은 감소하는 양상이 나타난다.

3.2.2 관통 철근의 영향

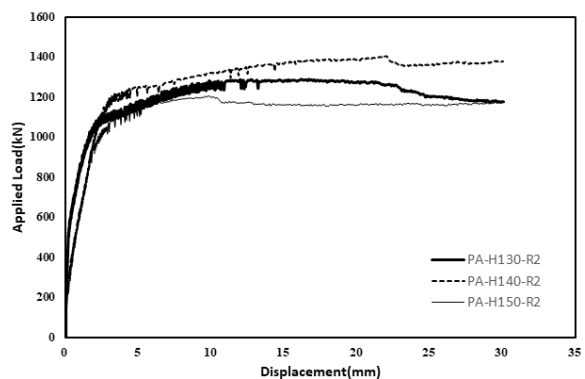
<Table 1>에서 4, 5, 6번 실험체인 PA-H130-R2, PA-H140-R2, PA-H150-R2 실험체는 각각 연속 캡 좌우 측면에 직경 130mm, 140mm, 150mm의 홀과 홀의 중심에 관통 철근(HD16)이 설치된 실험체이다. 이 실험체들의 하중-변위 곡선을 <Fig. 6 (b)>에 나타내었다. 이 실험체들의 경우 초기 하중이 안정적으로 가력되기 시작한 이후 콘크리트 슬래브와 U형 강판 사이의 균열과 동시에 소음이 발생되었다. 이 때 하중이 약간 감소하였으며 이후 실험체가 자리를 잡으면서 하중은 다시 증가되었다.

실험체에 균열이 발생된 후 실험체의 강성 변화를 확인할 수 있었으며 최대 하중에 도달한 이후에도 하중이 급격히 감소하지 않았다. 특히 PA-H140-R2 실험체는 변위가 증가함에 따라 하중이 지속적으로 증가하는 양상을 보여 PA-H140-R2 실험체의 경우에도 실험체의 최대 내력은 상대 변위가 6mm 이전에서 측정된 최대 하중으로 하였다.

따라서 실험체의 최대 내력은 PA-H130-R2, PA-H140-R2, PA-H150-R2의 경우 각각 1290.2kN, 1251.7kN, 1203.0kN으로 측정되었다.

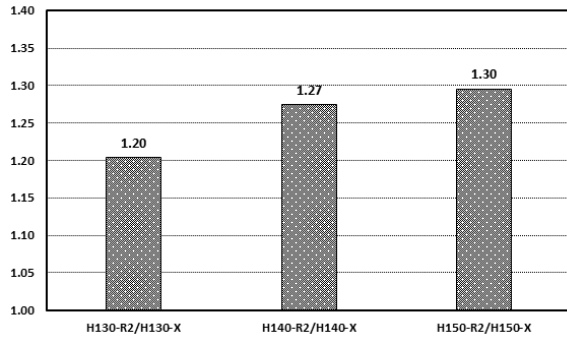


(a) Effect of hole size



(b) Effect of transverse Reinf.

<Fig. 6> The load-displacement curve of specimens



<Fig. 7> Ratio of maximum shear capacity

<Fig. 7>에 관통 철근의 영향을 분석하기 위해 동일한 직경의 홀을 가진 실험체에서 관통 철근이 배근 유무에 따른 최대 내력의 비를 나타내었다. <Fig. 7>에서 보는 바와 같이 관통 철근이 배근됨에 따라 최대 내력이 20~30% 상승함을 알 수 있다.

3.3 기존 전단 내력 평가식 분석

강판에 홀을 뚫어 전단연결재로 사용하는 연구는 해외에서 Perfobond connector로 명명하고 있으며 지속적으로 연구가 수행되고 있다. Oguejiofor & Hosain(1994)은 Perfobond connector의 전단 내력(q_u)을 다음과 같이 제안하였다⁸⁾.

$$q_u = 4.50h_{sc}t_{sc}f_{ck} + 0.91A_{tr}f_y + 3.31nD^2\sqrt{f_{ck}} \quad (1)$$

여기서,

D : 홀의 직경(mm)

n : 홀의 개수

h_{sc} : 전단연결재의 높이(mm)

t_{sc} : 전단연결재의 두께(mm)

f_{ck} : 콘크리트 압축 강도(MPa)

f_y : 콘크리트 슬래브에 있는 철근 항복 강도(MPa)

A_{tr} : 콘크리트 슬래브에 있는 수평 철근의 총 단면적(mm²)

Medberry & Shahrooz(2002)는 Perfobond connector의 전단 내력(q_u)을 다음과 같이 제안한다⁹⁾.

$$q_u = 0.747bh\sqrt{f_{ck}} + 0.413b_fL_c + 0.9A_{tr}f_y + 1.66n\pi\left(\frac{D}{2}\right)^2\sqrt{f_{ck}} \quad (2)$$

여기서,

b : 슬래브 두께(mm)

h : 전단연결재 전면의 슬래브 길이(mm)

b_f : 철골 플랜지 폭(mm)

L_c : 콘크리트와 철골 플랜지와의 접촉 길이(mm)

Verissimo et al.(2006)은 Oguejiofor & Hosain(1994)의 제안식을 기반으로 하여 다음과 같이 새롭게 제안하였다¹⁰⁾.

$$q_u = 4.04\frac{h_{sc}}{b}h_{sc}t_{sc}f_{ck} + 2.37nD^2\sqrt{f_{ck}} + 0.16A_{cc}\sqrt{f_{ck}} + 31.85 \times 10^6 \frac{A_{tr}}{A_{cc}} \quad (3)$$

여기서,

A_{cc} : 전단연결재당 길이 방향 콘크리트 전단 면적(mm²)

한편 Ushijima et al.(2001)는 전단연결재에서 홀 하나의 전단 내력(q_{uho})을 다음과 같이 제안하였다¹¹⁾.

$$q_{uho} = 3.38D^2\sqrt{\frac{t_{sc}}{D}f_{ck}} - 39 \quad (4)$$

마지막으로 Marecek, Samec & Studnicka(2004)는 Perfobond connector 2개가 나란히 있는 경우에서의 전체 전단 내력은 개개의 합보다 작음을 실험적으로 검증하였고 다음과 같이 제안하였다.

$$P_{Double} = k_d P_{Rk} \quad (5)$$

$$k_d = 1.66 + \frac{b - 100}{14000} \leq 1.85 \quad (6)$$

본 연구에서 수행한 전단연결재는 2개의 전단연결재가 나란히 있는 경우이므로 식 (6)을 이용하면 1.67로 계산되며 이를 식 (1)~(4)에 반영하여 계산하였다.

<Table 3> Test results

Specimens ID	TEST		Eq. (1)		Eq. (2)		Eq. (3)		Eq. (4)		Eq. (7)	
	P_T (kN)	δ_u (mm)	q_u (kN)	Ratio	q_u (kN)	Ratio	q_u (kN)	Ratio	q_{uho} (kN)	Ratio	q_u (kN)	Ratio
1 PA-H130-X	1072.2	7.00	1911.3	0.56	1318.4	0.81	1493.8	0.72	1129.9	0.95	1042.4	1.03
2 PA-H140-X	982.4	8.99	2068.2	0.48	1380.2	0.71	1606.2	0.61	1262.8	0.78	955.6	1.03
3 PA-H150-X	928.5	9.92	2236.8	0.42	1446.6	0.64	1726.9	0.54	1400.5	0.66	868.7	1.07
4 PA-H130-R2	1290.2	9.84	2193.6	0.59	1597.6	0.81	1693.3	0.76	1129.9	1.14	1254.8	1.03
5 PA-H140-R2	1251.7	9.94	2350.5	0.53	1659.4	0.75	1805.7	0.69	1262.8	0.99	1167.9	1.07
6 PA-H150-R2	1203.0	9.57	2519.1	0.48	1725.8	0.70	1926.4	0.62	1400.5	0.86	1081.0	1.11

본 연구에서 수행한 실험 결과와 식 (1)~(4)에 의한 기존 전단 내력 결과를 비교하여 <Table 3>에 나타내었다. 기존 내력식은 본 연구에서 수행한 실험 결과와는 많은 차이가 있음을 알 수 있다.

실험 결과에서는 홀의 직경이 커질수록 전단 내력이 감소하는 경향을 보였으나, 기존 내력식은 홀의 직경이 커질수록 전단 내력이 상승하는 결과를 나타내었다. 이는 홀의 직경이 커질수록 콘크리트의 지압 면적이 커져 결국 전단연결재의 전단 내력을 향상시키는 것을 반영한 결과이다.

그러나 본 연구에서 수행한 전단연결재의 두께는 6mm로 해외에서 기존에 수행한 전단연결재의 두께 15mm에 비해 얇은 강판으로 이루어져 콘크리트가 지압력을 발휘하기 전에 강판이 조기에 내력을 발휘하기 때문이다.

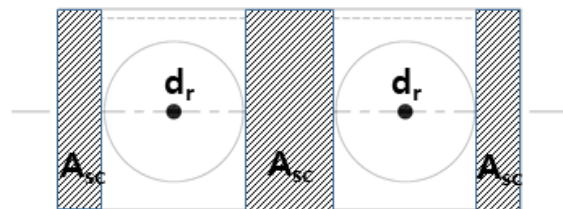
또한 기존에 수행한 실험 결과는 홀의 직경이 전단연결재 전체 높이의 30% 정도이지만 본 연구에서 수행한 실험체는 전체 높이의 60%로 상대적으로 크다. 따라서 본 연구에서 수행한 연속 캡 형상에서의 전단 내력은 기존 이론식을 그대로 적용할 수 없다.

본 실험체와 유사한 단속 캡을 가진 전단연결재의 실험 결과, 단속 캡에서의 전단 내력은 Eurocode 4에 의한 식을 사용하는 것이 안전측으로 평가할 수 있음을 제안한 바 있다¹²⁾. 따라서 본 연구에서 수행한 연속 캡 형상을 가진 전단연결재의 경우에도 기존의 스티드 전단연결재에 의한 Eurocode 4의 전단 강도식¹³⁾을 기본으로 관통 철근의 전단 내력을 추가하여 다음과 같이 제안하였다.

$$q_u = \min \left\{ 0.8f_u A_{sc}, 0.47A_{sc} \sqrt{f_{ck} E_{cn}} \right\} + 0.9n_r d_r^2 f_{yr} \quad (7)$$

여기서,

- A_{sc} : 전단연결재의 단면적(mm²)
- f_u : 전단연결재의 인장 강도(MPa)
- f_{ck} : 콘크리트의 압축 강도(MPa)
- E_{cn} : 콘크리트의 탄성 계수(MPa)
- n_r : 관통 철근의 개수
- d_r : 관통 철근의 직경
- f_{yr} : 관통 철근의 항복 강도(MPa)



<Fig. 8> Definition of A_{sc} , d_r

<Fig. 8>에 나타낸 바와 같이 전단연결재의 단면적(A_{sc})은 홀이 있는 부분을 제외한 나머지 면적의 합으로 계산하였다. <Fig. 8>과 같이 산정하면 홀의 직경이 클수록 전단연결재의 단면적이 줄어들어 연속 캡 전단연결재의 전단 내력을 감소시킬 수 있다. 관통 철근의 내력은 기존 연구 결과를 참조하여 반영하였다^{14),15)}.

본 연구에서 수행한 실험 결과와 식 (7)에 의한 결과를 비교하여 <Table 3>에 나타내었다. 식 (7)은 실험 결과와 유사한 경향을 보이고 있어 연속 캡 형

상의 전단 내력을 안전측으로 평가할 수 있음을 알 수 있다.

제안식은 기존의 스티드 전단연결재의 내력식을 사용하기 때문에 실무진의 이해도가 높고 설계에 즉시 반영하기 쉬운 장점이 있으나 홀 주변의 강판의 내력을 반영하지 못하는 단점이 있다. 따라서 콘크리트 강도, 전단연결재의 두께 등 다양한 변수에 대한 광범위한 실험 및 해석 연구를 통해 연속 캡 형상의 전단 내력에 대한 추가 연구가 필요하다.

3.4 연성 능력의 평가

전단연결재의 가장 중요한 역할은 콘크리트와 강재 사이의 전단력을 충분히 저항하여 일체화하는 것이다. 요구되는 또 다른 역할 중 하나는 연성적인 거동을 해야 하는 것이다⁷⁾.

Eurocode 4에서는 전단연결재의 특성 슬립 성능(Characteristic slip capacity, δ_u)이 6mm 이상이면 연성적인 연결재로 평가하고 있다. Eurocode 4에서 특성 슬립 성능(δ_u)은 파괴 하중의 90%에 해당하는 특성 저항 내력(Characteristic resistance, PRK)에 상당하는 변위로 평가한다¹³⁾.

<Table 3>에 연성 능력을 나타내는 δ_u 를 나타내었다. 모든 실험체들은 Eurocode 4에서 제시하는 연성 능력 기준인 6mm를 상회하는 것으로 나타났다. 따라서 연속 캡 형상의 전단연결재는 충분한 연성 능력을 확보하고 있음을 알 수 있다.

4. 결론

본 연구에서는 U형 단면 강재 보에 연속 캡을 가진 전단연결재가 용접 접합된 실험체에 대해 Push out 실험을 실시하였다. 연속 캡 전단연결재의 전단 내력을 평가하고자 기존의 내력식과 비교하였으며 이를 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 연속 캡 전단연결재에서 홀의 직경이 커질수록 전단 내력은 감소하였다. 관통 철근을 설치할수록 전단연결재의 전단 내력은 20~30% 상승하였다.

2) 연속 캡을 가진 전단연결재의 실험 결과와 기존의 전단 내력 평가식을 비교한 결과, 기존의 전단

내력식으로는 본 연구에서 수행한 두께 6mm 이하의 강판과 홀의 직경이 전체 높이의 60% 이상인 연속 캡 전단연결재의 전단 내력을 평가할 수 없다.

3) 연속 캡을 가진 전단연결재의 전단 내력은 기존의 스티드 전단연결재에 의한 Eurocode 4의 전단 강도식을 기본으로 하여 관통 철근의 전단 내력을 반영하여 안전측으로 평가할 수 있도록 본 논문에서 제안하였다.

4) 연속 캡을 가진 전단연결재의 연성 능력을 평가한 결과, 모든 실험체에서 연성 능력 기준인 6mm를 상회하는 것으로 평가되어 충분한 연성 능력을 확보하고 있다.

감사의 글

본 논문은 2016년도 정부(교육부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업임(No.2016R1D1A1B03934316).

References

1. Chae, H. S., Ryoo, J. Y., Chung, K. S., Moon, Y. M., & Choi, S. M., "Experimental Study on Structural Performance of End-reinforced Steel-beam system(Eco-girder)", Journal of Korean Society of Steel Construction, Vol.22, No.6, pp.533~541, 2010
2. Heo, B. W., Bae, K. W., & Moon, T. S., "Flexural Capacity of the Encased(Slim Floor) Composite Beam with Deep Deck Plate", Journal of Korean Society of Steel Construction, Vol.16, No.2, pp.235~245, 2004
3. Park, K. S., Heo, B. W., Kwak, M. G., & Bae, K. W., "Experimental Study of the Flexural Behavior of Encased Composite Beam for Residential Buildings", Journal of the Architectural Institute of Korea Structure and Construction, Vol.24, No.12, pp.91~98, 2008
4. Kim, D. B., Kim, Y. H., Oh, M. H., & Kim,

- M. H., "Experimental Study on the Flexural Capacity of the Concrete-Filled Composite Beam with Exposed Top Flange", *Journal of the Korean Society of Hazard Mitigation*, Vol.17, No.4, pp.1~9, 2017
5. Lee, M. H., Oh, M. H., Kim, Y. H., Jeong, S. C., & Kim, M. H., "Experimental Study on the Shear Capacity of Slim AU Composite Beam", *Journal of Korean Association for Spatial Structures*, Vol.17, No.3, pp.99~105, 2017
 6. Kim, S. B., Hwangbo, C., Lee, T. K., Cho, H. S., & Kim, S. S., "The Shear Strength Evaluation of the New Shear Connector by Push-out Test", *Journal of the Korean Society of Hazard Mitigation*, Vol.14, No.1, pp.1~10, 2014
 7. Kim, Y. J., Bae, J. H., Ahn, T. S., & Jang, D. W., "Pushout Test on Welded Angle shear Connectors used in Composite Beams", *Journal of Korean Society of Steel Construction*, Vol.26, No.3, pp.155~167, 2014
 8. Oguejiofor, E. C., & Hosain, M. U., "A parametric study of perfobond rib shear connectors", *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol.21, No.4, pp.614~625, 1994
 9. Medberry, S. B., & Shahrooz, B. M., "Perfobond shear connector for composite construction", *Engineering Journal*, Vol.39, No.1, pp.1048~1056, 2002
 10. Verissimo, G. S., Paes, J. L. R., Valente, I. B., Cruz, P. J. S., & Fakury, R. H. (2006). Design and experimental analysis of a new shear connector for steel and concrete composite structures. Proceedings of the 3rd International Conference on Bridge Maintenance, Safety and Management, Portugal, pp.68~72
 11. Ushijima, Y., Hosaka, T., Mitsuki, K., Watanabe, H., Tachibana, Y., & Hiragi, H. (2001). An experimental study on shear characteristics of perfobond strip and its rational strength equations. Proceedings of the International Symposium on Connections between Steel and Concrete, Germany, pp.1066~1075
 12. Oh, M. H., Lee, M. S., Kim, Y. H., & Kim, M. H., "Experimental Study on the Shear Capacity of Cap Type Shear Connectors With Constant Intervals", *Journal of Korean Association for Spatial Structures*, Vol.18, No.2, pp.121~128, 2018
 13. CEN prEN 1994-1-1:2004: Final Version of Editorial Group; Eurocode 4, "Design of composite steel and concrete structures. Part 1.1 : General rules and rules for buildings", Comite Europeen de Normalisation (CEN), Belgium, 2004
 14. Vinh, C. T. H., Vinh, B. D., Le, V. P. N., Kim, I. T., Ahn, J. H., & Dao, D. K., "Shear Resistance Behaviors of an Newly Puzzle Shape of Crestbond Rib Shear Connector: An Experimental Study", *Steel and Composite Structures*, Vol.21, No.5, pp.1157~1182, 2016
 15. Candido-Martins, J. P. S., Costa-Veves, L. F., & Vellasco, P. C. G da S., "Experimental svaluation of the structural response of Perfobond shear connecors", *Engineering Structures*, Vol.32, No.8, pp.1976~1985, 2010
- Received : May 08, 2019
 - Revised : June 11, 2019
 - Accepted : June 11, 2019