

전단 보강 간격과 지지부 조건을 고려한 유공형 강판으로 전단 보강된 콘크리트 넓은 보의 전단 강도 산정식

Shear Strength Equation of Concrete Wide Beam Shear Reinforced With Steel Plate Considering Transverse Spacing and Support Width

김민숙*
Kim, Min Sook

정은호**
Jeong, Eun Ho

노경민***
Ro, Kyong Min

이영학****
Lee, Young Hak

Abstract

This paper discusses the influence of transverse reinforcement spacing and support width of concrete wide beam on shear performance. In order to evaluate the shear performance, a total of thirteen specimens were constructed and tested. The transverse reinforcement spacing, the number of legs and support width were considered as variables. From the test results, the shear strength equation of concrete wide beam is proposed for prediction of shear strength of concrete wide beam to consider the transverse reinforcement spacing and support width. It is shown that the proposed equation is able to predict shear strength reasonably well for concrete wide beam.

Keywords : Shear reinforcement, Shear strength, Wide beam, Transverse spacing, Support condition, Support width

1. 서론

넓은 보의 보의 깊이에 비해 폭이 2배 이상인 부재로 상업시설물, 주차장, 창고 등의 건축물에서 층고를 낮추기 위해 적용된다. 일반적으로 전단 보강을 위한 스테럽은 최외단에 있는 주철근을 감싸는 방식으로 시공되기 때문에 넓은 보에서는 보 단면의 횡방향으로 스테럽 간격이 매우 넓어지게 된다. 이에 따라 단면 중앙부에 응력이 집중되어 균열 및 전단 성능의 저하가 발생할 수 있다.

Leonhardt & Walther(1964)는 전단 응력에 따라 횡방향 전단 보강 간격을 200~400mm 사이의 값을 갖도록 제안하였다¹⁾. Hsiung & Frantz(1985)와 Anderson & Ramirez(1989)는 보의 폭이 유효 깊이

와 같은 보의 응력 변화를 관찰하기 위해 실험적 연구를 수행하였다^{2),3)}. 이를 통해 보의 횡방향으로 다수의 스테럽을 배근할 경우 보의 안쪽에 위치한 스테럽이 더 많은 전단력을 지지하는 것을 확인하였다. 또한 스테럽의 배치에 따라 전단 응력 분포가 달라지는 것을 확인하였다. Anderson & Ramirez(1989)는 스테럽 배치에 따라 전단 응력의 분포가 달라지기 때문에 스테럽을 보의 중앙부에 횡방향으로 배치할 것을 제안하였다³⁾. Lubell, Bentz & Colins(2009)와 Shuraim(2012)은 횡방향 보강 간격, 횡방향 보강재의 개수, 지지부의 폭을 변수로 한 넓은 보의 전단 실험을 수행하였다. 현행 설계 기준의 전단 강도식은 응력 집중 현상과 그에 따른 내부 균열의 영향을 고려하지 않아 넓은 보의 전단 성능을 과대평가하고 있음을 실험을 통해 확인하였다^{4),5)}.

본 연구에서는 횡방향 보강 간격, 횡방향 전단 보강재의 개수, 지지부의 조건을 변수로 수행한 전단 실험 결과를 바탕으로 전단 강도 산정식을 제안하였으며, 기존 실험 결과와의 비교를 통해 제안한 전단 강도 산정식의 유효성을 평가하였다.

* 정희원, 경희대학교 건축공학과 학술연구교수
Architectural Engineering, Kyung Hee University
** 정희원, 강동대학교 건축과 부교수
Architecture, Gangdong University
*** 학생회원, 경희대학교 건축공학과, 박사과정
Architectural Engineering, Kyung Hee University
**** 교신저자, 정희원, 경희대학교 건축공학과 교수
Architectural Engineering, Kyung Hee University
Tel: 031-201-3815 Fax: 031-204-3815
E-mail: leeyh@khu.ac.kr

2. 전단 강도 산정식

2.1 ACI Building Code (ACI 318-14)

ACI 318-14 설계 기준⁷⁾에서는 콘크리트의 전단 강도와 전단 보강재의 전단 강도 합으로 콘크리트 부재의 전단 강도를 산정하며 그 식은 다음과 같다.

$$V_{n,ACI} = V_{c,ACI} + V_{s,ACI} \quad (1)$$

$$V_{c,ACI} = \frac{1}{6} \sqrt{f'_c} b_w d \quad (2)$$

$$V_{s,ACI} = \frac{A_s f_{yv} d}{s_L} \quad (3)$$

여기서 $V_{n,ACI}$ 는 공칭 전단 강도이며, $V_{c,ACI}$ 는 콘크리트의 전단 강도, $V_{s,ACI}$ 는 전단 보강재의 전단 강도를 나타낸다. 콘크리트의 전단 강도는 식 (2)와 같이 콘크리트의 압축 강도 f'_c 와 보의 폭 b_w , 보의 유효 깊이 d 로 결정된다. 식 (3)은 전단 보강재의 전단 강도를 나타내며, 이는 스테럽의 단면적 A_s 와 스테럽의 항복 강도 f_{yv} , 보의 유효 깊이 d , 스테럽의 종방향 보강 간격 s_L 로 결정된다.

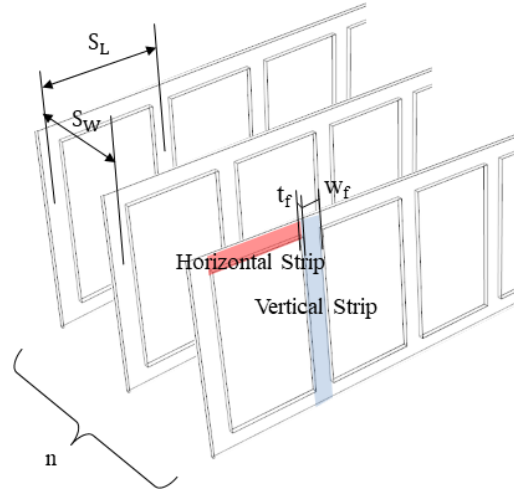
2.2 Modified ACI Building Code

Kim et al.(2014)은 유공형판 형태의 전단 보강재가 기존의 스테럽과 같은 전단 보강재의 역할을 수행할 수 있음을 실험을 통해 검증하였으며, ACI 318-14 설계 기준의 전단 강도 산정식을 유공형판에 적합하도록 수정한 식을 제안하였다. 본 논문에서는 Kim et al.(2014)의 연구에서 제안된 수정 전단 강도식을 사용하였다. 유공형판 전단 보강재는 <Fig. 1>과 같이 수평 및 수직 스트립으로 구성되어 있다. Kim et al.(2014)은 유공형판 전단 보강재의 수평 스트립이 전단 성능에 기여하지 않기 때문에 수직 스트립만을 고려하여 식 (4)와 같이 전단 보강재의 단면적을 산정하였다⁸⁾.

$$A_s = n w_f t_f \quad (4)$$

여기서 n 는 횡방향 전단 보강재의 개수, w_f 는 스트립의 폭, t_f 는 플레이트의 두께를 의미한다.

본 논문에서는 콘크리트 넓은 보의 공칭 전단 강도를 산정하기 위해 ACI 318-14 설계 기준에서 제시하는 식 (1)~(3)을 사용하였으며, 전단 보강재의 단면적 A_s 는 식 (4)로 산정하였다.



<Fig. 1> Shape of steel plates

2.3 Lubell's equation for support condition

Lubell, Bentz & Colins(2009)는 넓은 보의 지지부 조건에 따른 전단 성능을 연구하였으며, 지지부의 영향을 고려한 저감 계수 β_L 을 식 (5), (6)과 같이 제안하였다. Lubell, Bentz & Colins(2009)의 전단 강도 산정식은 ACI 318-14 설계 기준에 의해 산정된 공칭 전단 강도에 계수 β_L 을 곱하여 식 (7)과 같이 나타낸다⁴⁾.

$$\beta_L = 0.7 + 0.3\kappa \quad (5)$$

$$\kappa = \text{Min}(b_s/b_w) \text{ or } (c_y/b_w) \quad (6)$$

$$V_{n,Lubell} = \beta_L (V_{c,ACI} + V_{s,ACI}) \quad (7)$$

여기서 κ 는 지지부 조건에 따른 형상 함수이며, 이는 보의 폭 b_w 와 지지부의 폭 b_s 의 비 또는 보의 폭 b_w 와 내부 기둥의 폭 c_y 의 비 중 작은 값으로 결정한다.

2.4 Shuraim's equation for transverse spacing

Shuraim(2012)은 전단 보강재의 횡방향 보강 간격이 증가함에 따른 넓은 보의 전단 강도 감소를 고

려하고자 회귀 분석을 통하여 Equivalent spacing의 개념인 s_{eq} 을 제안하였으며, ACI 318-14 전단 강도 산정식의 스테럽 종방향 보강 간격 s_L 대신 s_{eq} 을 적용한 식 (8)~(10)으로 나타내었다⁵⁾.

$$V_{n, Shuraim} = V_{c, ACT} + \frac{A_s f_{yv} d}{s_{eq}} \quad (8)$$

$$s_{eq} = \left(\frac{s_L}{d}\right)^{0.25} \sqrt{s_L s_w} \quad (9)$$

$$s_w = \left(\frac{s_L}{d}\right)^{0.5} d \quad (10)$$

여기서 Equivalent spacing s_{eq} 는 전단 보강재의 횡방향 보강 간격 s_w 와 종방향 보강 간격 s_L 에 따라 결정된다.

3. 실험 개요

3.1 사용 재료

시험체의 콘크리트의 강도는 재령 28일 평균 압축 강도로 30MPa과 35MPa로 측정되었다. 콘크리트 보와 기둥의 주근은 지름 22mm, 기둥의 띠철근

은 지름 10mm의 이형 철근을 사용하였으며, 항복 강도는 400MPa이다. 넓은 보의 전단 보강재로 사용된 유공형 강판의 항복 강도는 402MPa이며, 시험체에 사용된 모든 강재의 탄성 계수는 200GPa이다. 사용된 재료의 물성치는 <Table 1>에 나타내었다.

<Table 1> Material properties

	Yield strength (MPa)	Modulus of elasticity (GPa)
Rebar	400	200
Steel plate	402	200
	Compressive strength (MPa)	Modulus of elasticity (GPa)
1-Concrete	30	51.6
2-Concrete	35	55

3.2 시험체 상세

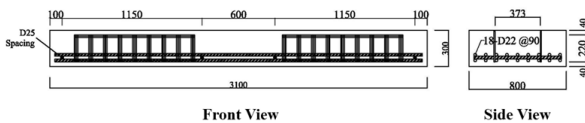
본 실험은 전단 보강재의 횡방향 보강 간격, 횡방향 전단 보강재의 개수, 지지부의 조건에 따른 전단 강도의 차이를 분석하기 위하여 총 13개의 시험체를 동일한 크기 및 동일한 전단 보강량을 가지도록 설계하였다. 시험체는 변수에 따라 Group A, B, C로 지정하였다. Group A는 151~548mm의 횡방향

<Table 2> Details of the experiment specimens

No	Group	Name	f'_c (MPa)	d (mm)	n	s_L (mm)	s_w (mm)	s_w/d	c_x (mm)	c_y (mm)	b_s (mm)	κ	$V_{n, AC}$ (kN)
1		1S-N151	35	225.5	2	120	151	0.67	-	-	800	1	277
2		1S-N199	35	225.5	2	120	199	0.88	-	-	800	1	277
3		1S-N262	35	225.5	2	120	262	1.16	-	-	800	1	277
4	A	1S-N321	35	225.5	2	120	321	1.42	-	-	800	1	277
5		1S-N373	35	225.5	2	120	373	1.65	-	-	800	1	277
6		1S-N500	35	225.5	2	120	500	2.22	-	-	800	1	277
7		1S-N548	35	225.5	2	120	548	2.43	-	-	800	1	277
-		1S-N262	35	225.5	2	120	262	1.16	-	-	800	1	277
8	B	1S-NL3	35	225.5	3	120	262	1.16	-	-	800	1	277
9		1S-NL4	35	225.5	4	120	262	1.16	-	-	800	1	277
10		2S-SB1	30	240	3	120	334	1.39	-	-	200	0.25	277
11	C	2S-SB2	30	240	3	120	334	1.39	-	-	400	0.5	277
12		2S-SB3	30	240	3	120	334	1.39	-	-	600	0.75	277
13		2S-SB4	30	240	3	120	334	1.39	-	-	800	1	277

A: Transverse spacing, B: Legs, C: Support condition, n: Number of transverse shear reinforcement

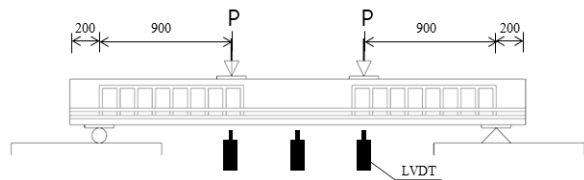
보강 간격 s_w 를 변수로 하였으며, Group B는 2~4개의 횡방향 전단 보강재의 개수를 변수로 설정하였다. Group C는 보의 양단에서 보의 횡방향 폭과 지지부 폭의 비인 b_s/b_w 을 변수로 0.25~1.0의 값을 갖도록 설계하였다. <Fig. 2>와 <Table 2>에 시험체의 상세를 정리하였다.



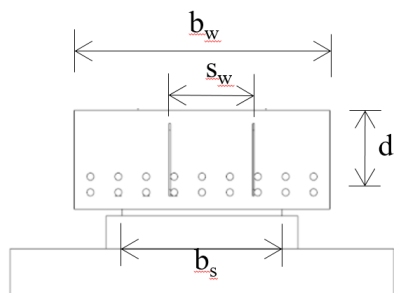
<Fig. 2> Details of specimens

3.3 실험 방법

시험체는 양단에서 200mm 떨어진 지점에서 단순지지 하였으며, 중앙부에서 450mm 떨어진 지점에서 2점 가력하였다. 하중은 변위 제어 방식으로 재하 속도는 2mm/min이며 최대 용량 5,000kN의 유압식 UTM으로 재하하였다. <Fig. 3>에 시험체 설치를 나타내었으며 <Fig. 4>에 시험체의 지지부 상세를 나타내었다.



<Fig. 3> Test setup

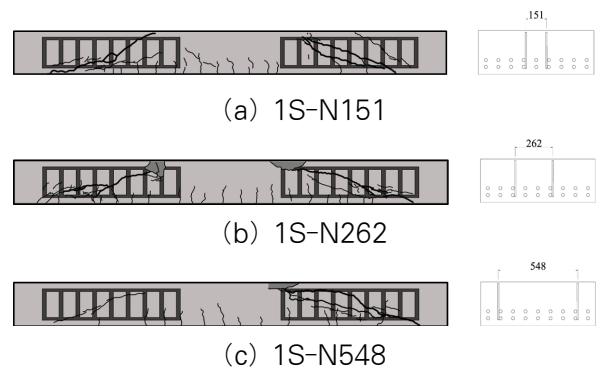


<Fig. 4> Cross section of specimens

4. 실험 결과

4.1 파괴 모드 및 균열 양상

모든 시험체는 중앙부에서 시작된 휨 균열이 전단 균열로 발전하면서 최종적으로 지지부와 가력지점을 잇는 전단 균열로 전단 파괴되었다. <Fig. 5>에 Group A의 균열도를 나타내었다.



<Fig. 5> Crack pattern of Group A

4.2 횡방향 전단 보강 간격

<Table 3>에 본 연구의 실험 결과를 정리하였다. Group A의 시험체는 횡방향 전단 보강재가 2개로 고정되어 있으며, 횡방향 전단 보강 간격을 제외한 모든 조건이 동일하다. 전단 보강량이 동일함에도 Group A의 시험체들은 각기 다른 전단 강도를 보였다. 특히 횡방향 전단 보강 간격비인 s_w/d 가 2를 초과하는 1S-N500과 1S-N548 시험체의 경우 ACI 318-14 설계 기준의 전단 강도에 비해 낮은 강도를 보였다. 이는 횡방향 보강 간격이 넓어짐에 따라 시험체 중앙부에 응력이 집중되었기 때문으로 판단된다.

4.3 횡방향 전단 보강재의 개수

Group B의 시험체는 횡방향 전단 보강재의 개수를 변수로 하고 있으며, 이를 제외한 전단 보강량 및 횡방향 보강 간격 등 모든 조건이 동일하다. 횡방향 전단 보강재의 개수에 상관없이 전단 강도비는 3% 내외로 큰 차이가 나타나지 않았다. 일반적으로 전단 보강재는 전단 균열의 경로에 위치하여야 효과적으로 전단 균열을 제어할 수 있다. 본 연구의 시험체에서는 가력점과 지지점을 잇는 전단 균열이 발생하여 횡방향 전단 보강재의 개수가 전단 성능에 큰 영향을 미치지 않은 것으로 판단된다.

4.4 지지부의 폭

Group C는 지지부의 횡방향 폭이 전단 강도에 미치는 영향을 평가하기 위한 시험체의 실험 결과이다. 지지부의 폭과 시험체의 폭의 비인 b_s/b_w 가 0.25인 2S-SB1 시험체와 1인 2S-SB4 시험체의 전단 강도비는 약 44%의 차이를 보였다. 지지부의 횡방향 폭이 감소하면 전단력이 감소하는 것을 확인하였다.

<Table 3> Test result

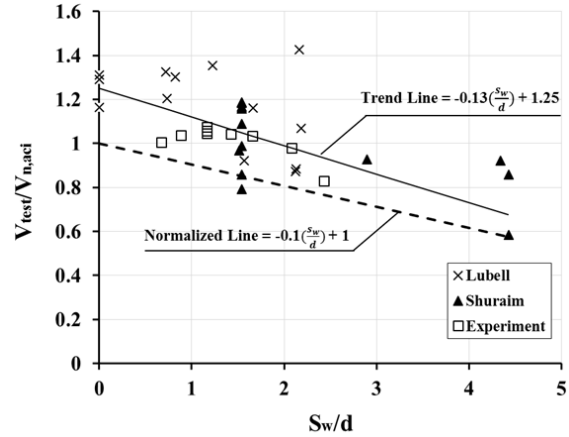
Group	Name	$V_{n,ACI}$ (kN)	V_{test} (kN)	$\frac{V_{test}}{V_{n,ACI}}$	Failure mode
A	1S-N151	277.59	279.00	1.01	Shear
	1S-N199	277.59	287.88	1.04	Shear
	1S-N262	277.59	298.00	1.07	Shear
	1S-N321	277.59	289.50	1.04	Shear
	1S-N373	277.59	287.00	1.03	Shear
	1S-N500	277.59	271.88	0.98	Shear
	1S-N548	277.59	230.00	0.83	Shear
B	1S-N262	277.10	298.00	1.08	Shear
	1S-NL3	277.10	290.00	1.05	Shear
	1S-NL4	277.10	293.00	1.06	Shear
C	2S-SB1	277.86	200.06	0.72	Shear
	2S-SB2	277.86	227.85	0.82	Shear
	2S-SB3	277.86	263.97	0.95	Shear
	2S-SB4	277.86	323.38	1.16	Shear

5. 넓은 보의 전단 강도 산정식 제안

실험을 통해 횡방향 보강 간격과 지지부의 폭이 넓은 보의 전단 성능에 영향을 주는 것을 확인하였다. 또한 본 논문의 시험체는 유사한 전단 균열의 경로를 나타내어 횡방향 전단 보강재 개수의 영향이 미미한 것으로 나타났으나 전단 균열의 경로와 밀접한 관계를 갖는다고 판단하여 횡방향 전단 보강재의 개수를 포함하여 전단 강도 산정식을 제안하였다.

5.1 횡방향 전단 보강 간격

ACI 318-14에서 전단 강도 산정식은 횡방향 전단 보강 간격에 따른 전단 성능이 고려되지 않는다. 따라서 전단 보강재의 전단 성능이 횡방향으로 분배되는 것을 고려하고자 횡방향 보강 간격 s_w 에 대한



<Fig. 6> Distribution map of specimens with various transverse spacing

유효 깊이 d 의 비로서 결정되는 전단력 분배 비율 개념을 적용하였다. 종방향 분배비는 ϕ_1 , 횡방향 분배비는 ϕ_2 로 정의하였으며, 횡방향 전단 보강 간격이 증가할수록 종방향 전단 보강재의 전단 강도 기여도는 감소하도록 하였다. 횡방향과 종방향의 전단 강도 분배비의 합은 1을 넘을 수 없다. 그 결과, ϕ_1 에 따라 ϕ_2 가 산정된다. <Fig. 6>은 Lubell, Bentz & Colins(2009)와 Shuraim(2012)의 시험체^{4),5)}와 본 실험에서 고려한 시험체의 횡방향 전단 보강 간격에 대한 유효 깊이비의 변화에 따른 전단 강도비의 분포를 나타낸다. 이를 통해 횡방향 전단 보강 간격에 대한 유효 깊이비에 따른 ϕ_1 , ϕ_2 를 산정하였으며, 분배비의 산정 방법을 식 (11), (12)에 나타내었다.

$$\phi_1 = -0.1\left(\frac{s_w}{d}\right) + 1 \quad (11)$$

$$\phi_1 + \phi_2 = 1 \quad (12)$$

5.2 지지부의 폭

지지부의 폭이 전단 강도에 영향을 미치는 것을 고려하고자 Group C의 실험 결과를 기반으로 지지부의 조건에 따른 저감 계수 β 를 제안하였다. b_s/b_w 가 1에서 0.25로 감소한 경우 시험체의 전단 성능이 약 70%에 그친 실험 결과를 반영하여 식 (13), (14)를 산정하였다.

$$\beta = (0.4 + 0.6\kappa)^{1/2n} \quad (13)$$

$$\kappa = \text{Min}(b_s/b_w) \text{ or } (c_y/b_w) \quad (14)$$

여기서 n 은 전단 보강재의 횡방향 전단 보강재 개수를 나타낸다.

5.3 넓은 보 전단 강도 산정식 제안

본 연구에서는 실험을 통해 횡방향 전단 보강 간격과 지지부의 폭이 넓은 보의 전단 성능에 영향을 미치는 것을 확인하였다. 2개의 주요 변수와 전단 균열 양상에 가장 밀접한 변수인 횡방향 전단 보강재의 개수를 고려하여 식 (15)~(17)을 제안하였다.

$$V_{n,proposed} = \beta(V_{c,ACI} + V_{s,proposed}) \quad (15)$$

$$V_{s,proposed} = \Phi_1 V_{s,ACI} + \Phi_2 V_{sw} \quad (16)$$

$$V_{sw} = \frac{A_s f_{yv} d}{s_w} \quad (17)$$

6. 전단 강도 제안식 평가^{4,5)}

본 연구에서 제안한 넓은 보 전단 강도 산정식을 평가하고자 Lubell, Bentz & Colins(2009)와 Shuraim(2012)의 실험 데이터를 사용하였으며 이를 <Table 4>, <Table 5>에 정리하였다. 제안식, ACI 318-14, Lubell, Bentz & Colins(2009) 및 Shuraim(2012)의 전단 강도 산정식을 총 36개의 실험값과 비교하여 <Table 6>에 나타내었다. <Table 7>에

36개의 시험체에 대한 실험값 대 전단 강도 산정식의 비에 관한 평균과 표준편차를 정리하여 나타내었으며, Error는 36개의 시험체 중 전단 강도비가 1 미만인 부재의 비율을 나타낸다. ACI 318-14 설계 기준은 평균 1.03, 표준 편차 0.18의 결과를 보였다. 횡방향 보강 간격과 지지부 폭을 고려하지 못하기 때문에 44.44% 부재에 대해 전단 강도를 과대평가하였으며, 특히 Shuraim(2012)의 S1-75-1A 시험체에 대해 0.58로 평가하였다. 횡방향 전단 보강 간격을 고려하지 못하는 Lubell, Bentz & Colins(2009)의 전단 강도 산정식은 평균 1.17, 표준 편차 0.21을 보였으며, 16.67% 부재에 대해 전단 강도를 과대평가하였다. 지지부의 폭을 고려하지 못하는 Shuraim(2012)의 전단 강도 산정식은 평균 1.24, 표준편차 0.18의 결과를 보였으며, 과대평가한 시험체는 8.33%로 가장 적게 나타났다. 본 연구를 통해 제안된 전단 강도 산정식은 평균 1.16, 표준 편차 0.17의 값을 보였으며, 14.29% 부재에 대해 전단 강도를 과대평가하였다. Lubell, Bentz & Colins(2009)와 Shuraim(2012)의 전단 강도 산정식은 각각 고려하고 있는 조건에서 적용 가능하며, 넓은 보의 횡방향 전단 보강 간격과 지지부의 폭이 동시에 고려되어야 할 경우 2가지 전단 강도 산정식을 적용하여 산정할 수 있다. 그러나 이와 같은 경우 전단 강도가 보수적으로 산정될 우려가 있으므로 본 연구에서 제안된 전단 강도 산정식을 이용하여 비교적 정확하게 전단 강도를 산정할 수 있다.

<Table 4> Details of Lubell's specimens

No	Name	f'_c (MPa)	f_{yv} (MPa)	d (mm)	A_v (mm ²)	n	s_L (mm)	s_w (mm)	s_w/d	c_x (mm)	c_y (mm)	b_w (mm)	κ	$V_{n,ACI}$ (kN)
1	AW5	35	458	511	272	4	300	375	0.73	305	305	1,170	0.26	802.50
2	AW7	36	458	512	272	4	300	370	0.72	152	1170	1,170	1.00	807.52
3	AW2	39	452	507	400	2	300	1,080	2.13	305	305	1,172	0.26	929.55
4	AW6	44	452	509	400	2	300	1,080	2.12	152	1170	1,169	1.00	966.67
5	AW3	37	452	509	400	2	300	800	1.57	305	305	1,165	0.26	909.54
6	AX1	42	458	289	136	2	175	625	2.16	152	703	703	1.00	322.31
7	AX2	42	600	286	103	2	175	625	2.79	152	703	703	1.00	318.36
8	AX3	42	613	285	116	3	175	350	1.23	152	707	707	1.00	333.54
9	AX4	42	625	285	103	4	175	235	0.82	152	698	698	1.00	319.91
10	AX5	41	458	283	136	2	175	470	1.66	152	697	697	1.00	311.23

〈Table 5〉 Details of Shuraim's specimens

No	Name	f'_c (MPa)	f_{yv} (MPa)	d (mm)	A_v (mm ²)	n	s_L (mm)	s_w (mm)	s_w/d	c_x (mm)	c_y (mm)	b_w (mm)	κ	$V_{n,ACI}$ (kN)
1	S1-80	29	483	152	157	2	80	660	4.34	200	140	700	0.20	239.58
2	S2-80	29	483	152	157	2	80	440	2.89	200	140	700	0.20	239.58
3	S3-80	29	483	152	157	2	80	230	1.51	200	140	700	0.20	239.58
4	S1-75-1A	28	465	149	201	2	75	660	4.43	200	140	700	0.20	277.67
5	S3-75-1	28	465	149	201	2	75	230	1.54	200	140	700	0.20	277.67
6	S13-75-1A	28	465	149	201	4	75	230	1.54	200	140	700	0.20	277.67
7	S13-100-1	28	465	149	201	4	100	230	1.54	200	140	700	0.20	231.25
8	S13-125-1	28	465	149	201	4	125	230	1.54	200	140	700	0.20	203.39
9	S1-75-2	30	465	149	201	2	75	660	4.43	200	140	700	0.20	280.90
10	S3-75-2	30	465	149	201	2	75	230	1.54	200	140	700	0.20	280.90
11	S13-75-2	30	465	149	201	4	75	230	1.54	200	140	700	0.20	280.90
12	S13-100-2	30	465	149	201	4	100	230	1.54	200	140	700	0.20	234.48
13	S13-125-2	30	465	149	201	4	125	230	1.54	200	140	700	0.20	206.62

〈Table 6〉 Comparison of test results and equations

No.	Name	$\frac{V_{test}}{V_{n,ACI}}$	$\frac{V_{test}}{V_{n,Lubell}}$	$\frac{V_{test}}{V_{n,Shuraim}}$	$\frac{V_{test}}{V_{n,Proposed}}$	No.	Name	$\frac{V_{test}}{V_{n,ACI}}$	$\frac{V_{test}}{V_{n,Lubell}}$	$\frac{V_{test}}{V_{n,Shuraim}}$	$\frac{V_{test}}{V_{n,Proposed}}$
1	S1-80	0.92	1.21	1.43	1.41	19	AX1	1.43	1.43	1.64	1.50
2	S2-80	0.93	1.22	1.32	1.27	20	AX2	1.07	1.07	1.22	1.12
3	S3-80	0.97	1.27	1.19	1.21	21	AX3	1.36	1.36	1.46	1.39
4	S1-75-1A	0.58	0.77	0.97	0.93	22	AX4	1.30	1.30	1.31	1.31
5	S3-75-1	0.79	1.04	1.01	1.00	23	AX5	1.16	1.16	1.29	1.20
6	S13-75-1A	0.99	1.30	1.28	1.15	24	1S-N151	1.01	1.01	1.27	1.01
7	S13-100-1	1.16	1.52	1.39	1.33	25	1S-N199	1.04	1.04	1.34	1.05
8	S13-125-1	1.18	1.56	1.36	1.34	26	1S-N262	1.07	1.07	1.42	1.10
9	S1-75-2	0.86	1.13	1.42	1.36	27	1S-N321	1.04	1.04	1.40	1.08
10	S3-75-2	0.86	1.13	1.09	1.09	28	1S-N373	1.03	1.03	1.40	1.08
11	S13-75-2	1.09	1.43	1.38	1.27	29	1S-N500	0.98	0.98	1.35	1.04
12	S13-100-2	1.19	1.56	1.41	1.36	30	1S-N548	0.83	0.83	1.15	0.89
13	S13-125-2	1.17	1.53	1.33	1.32	31	1S-NL3	1.05	1.05	1.13	1.07
14	AW5	1.20	1.54	1.20	1.30	32	1S-NL4	1.06	1.06	1.14	1.08
15	AW7	1.33	1.33	1.32	1.33	33	2S-2B1	0.72	0.93	0.81	0.82
16	AW2	0.88	1.13	1.02	1.08	34	2S-2B2	0.82	0.96	0.92	0.90
17	AW6	0.87	0.87	1.00	0.92	35	2S-2B3	0.95	1.03	1.07	1.01
18	AW3	0.92	1.18	1.02	1.10	36	2S-2B4	1.16	1.16	1.31	1.21

〈Table 7〉 Comparison of Shear Equation's accuracy

Equation	Mean	SD	Error (%)
ACI 318-14	1.03	0.18	44.44
Lubell's	1.17	0.21	16.67
Shuraim's	1.24	0.18	8.33
Proposed	1.16	0.17	14.29

7. 결론

본 논문은 유공형 강관을 전단 보강재로 사용하였으며, 전단 보강재의 횡방향 보강 간격 및 보강 개수, 지지부의 폭을 변수로 전단 실험을 수행하였다. 실험 결과를 바탕으로 전단 강도 산정식을 제안하였으며, 이를 현행 설계 기준 및 선행 연구자들이 제안한 전단 강도 산정식과 비교하여 평가하였다.

1) 실험을 통해 횡방향 전단 보강 간격이 증가할수록 넓은 보의 전단 성능이 감소하였고, 지지부의 횡방향 폭이 감소할수록 전단 강도가 감소하였다. 유공형 강관 형태의 전단 보강재를 사용하는 경우에도 횡방향 전단 보강 간격과 지지부의 횡방향 폭은 전단 성능에 영향을 미치는 것으로 나타났다.

2) 실험 결과 대비 ACI 318-14와 Lubell, Bentz & Colins(2009) 및 Shuraim(2012)의 전단 강도 산정식으로 예측된 전단 강도는 평균 1.03, 1.17, 1.24로 나타났다. 특히 ACI 318-14 설계 기준은 전체 시험체 중 44.4%에 대해 전단 강도를 과대평가하였다. 이는 기존 전단 강도 산정식이 횡방향 전단 보강 간격과 지지부의 조건을 모두 고려하고 있지 않기 때문인 것으로 판단된다.

3) 본 연구에서 제안한 전단 강도 산정식은 횡방향 전단 보강 간격과 지지부의 조건을 고려한 식으로 실험 결과 대비 평균 1.16, 표준편차 0.21로 전단 강도를 예측하여 넓은 보의 전단 강도를 비교적 정확하게 예측하는 것으로 나타났다.

감사의 글

이 논문은 정부(과학기술정보통신부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임 (NRF-2017R1C1B1008928)

References

1. Leonhardt, F., & Walther, R., "The Stuttgart shear tests, 1961: contributions to the treatment of the problems of shear in reinforced concrete construction", Cement & Concrete Association, pp.49~54, 1964
2. Hsiung, W., & Frantz, G. C., "Transverse Stirrup Spacing in R/C Beams", Journal of Structural Engineering, Vol.111, No.2, pp.353~362, 1985
3. Anderson, N. S., & Ramirez, J. A., "Detailing of Stirrup Reinforcement", ACI Structural Journal, Vol.86, No.5, pp.507~515, 1989
4. Lubell, A. S., Bentz, E., & Colins, M. P., "Shear Reinforcement Spacing in Wide Members", ACI Structural Journal, Vol.106, No.2, pp.205~214, 2009
5. Shuraim, A. B., "Transverse Stirrup Configurations in RC Wide Shallow Beams Supported on Narrow Columns", Journal of Structural Engineering, Vol.138, No.3, pp.416~424, 2012
6. Kim, D. J., Kim, M. S., Choi, J., Kim, H. C., Scanlon, A., & Lee, Y. H., "Concrete Beams with Fiber-Reinforced Polymer Shear Reinforcement", ACI Structural Journal, Vol.111, No.4, pp.903~912, 2014
7. ACI Committee 318, Building Code Requirements for Reinforced Concrete and Commentary (ACI 318-14). American Concrete Institute, Farmington Hills, Mich, pp.520, 2014.

■ Received : September 20, 2019

■ Revised : October 18, 2019

■ Accepted : October 18, 2019