

지하합성벽을 위한 전단연결재의 구조성능평가

최영한¹ · 허병욱² · 채지용^{3*}

¹박사후연구원, 한국건설기술연구원, 건축연구본부, ²연구위원, 한국건설기술연구원, 건축연구본부,
³수석연구원, 한국건설기술연구원, 건축연구본부

Structural Performance Evaluation of Shear Connectors for Basement Composite Walls

Choi, Young Han¹, Heo, Byung Wook², Chae, Ji Yong^{3*}

¹Postdoctoral researcher, Department of Building Research, Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology, Goyang, 10223, Korea

²Research fellow, Department of Building Research, Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology, Goyang, 10223, Korea

³Senior researcher, Department of Building Research, Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology, Goyang, 10223, Korea

Abstract - A support type shear connector was developed as a shear connector for the basement composite wall. A push-out test was conducted to evaluate the structural performance of the support type shear connector. The ratio of the yield load to the nominal strength without applying the reduction factor of the support type and H-steel type shear connectors was 0.85 and the ratio of the maximum load was 1.48. In addition, the ratio of the yield load to the nominal strength to which the reduction factor was applied was 1.42 and the ratio of the maximum load was 2.46. Therefore, if the length of the support type and H-steel type shear connector is 35 mm to 100 mm, it can be designed with the nominal strength without the reduction factor applied. In addition, the effect of the decrease in the load ratio according to the increase in the width-thickness ratio is not significant.

Keywords - Shear connector, Structural performance, Composite wall, Basement, H-pile

1. 서론

건축물 지하공사는 흙막이 공사와 지하구조물 공사로 구분할 수 있다. CIP(cast-in-place pile), SCW(soil cement wall) 공법 등 흙막이 주열벽을 구성하는 흙막이 공사는 외력에 견딜 수 있는 충분한 강성 및 강도를 가지고 있음에도 단순 가설흙막이로 활용되어 건설재료의 비효율성이 큰 실정이다.

도심지 고밀도 개발에 따라 건축물은 고층화 및 대심도화되고 있고, 개정된 건축구조기준에서는 지하구조물의 내

진성능 검토를 의무화하고 있다^[1]. 지하구조물의 내진설계로 인해 지하외벽 두께 증가와 지하공간 감소에 따른 경제성 저하가 발생하고 있다.

흙막이 주열벽을 구성하는 공법 중 CIP 공법은 H파일을 엄지말뚝으로 사용하고 있으며, H파일은 공사 중 띠장 설치를 용이하게 하여 주열벽의 일체성 확보 및 횡력 저항 등의 역할을 한다. 흙막이 가설재로 사용되고 있는 H파일을 지하외벽과 합성하여 지하합성벽으로 활용한다면 지하외벽 두께를 증가시키지 않고 지하구조물 내진설계가 가능하며, 재료 및 자원을 효율적으로 활용 가능하다. 따라서 건축물 지하구조물의 구조안전성과 경제성, 시공성을 확보하기 위해서는 지하합성벽이 필요하며, 흙막이 벽체와 지하외벽의 일체화 거동을 위한 전단연결재가 필요하다.

그동안 스티드 앵커를 활용하여 흙막이 벽체와 지하외벽을 합성한 지하합성벽의 휨 및 전단성능에 대한 연구는 다수 수행된 바 있다^{[2][5]}. 주열식 흙막이 벽체는 횡력에 저항할 수 있는 띠장과 띠장 지지용 브라켓 설치 공정이 필요하다.

Note.-Discussion open until December 31, 2022. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on May 04, 2022; revised on May 25, 2022; approved on June 02, 2022.

Copyright © 2022 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-31-910-0748 Fax. +82-31-910-0361

E-mail. chaejiyong@kict.re.kr

본 연구에서 새롭게 개발된 지지형 전단연결재(support type shear connector)는 Fig. 1과 같이 흙막이 공사시 피장 설치를 위한 브라켓 역할과 흙막이 벽체와 지하외벽의 합성을 위한 전단연결재 역할을 겸한다. 지지형 전단연결재는 Fig. 2와 같이 2개의 웨브를 가지며, 강판을 절곡하여 제작하기 때문에 용도에 따라 다양한 크기로 사용하는 것이 가능하다.

개발된 전단연결재를 적용하기 위해서는 구조성능평가가 필요하며, 전단연결재의 구조성능평가는 일반적으로 강재와 콘크리트 사이에 전단력을 가하는 push-out 실험으로 진행한다^{[6],[12]}. 본 연구에서는 push-out 실험을 실시하여 지지형 전단연결재의 구조성능을 평가하고자 한다.

2. 실험계획

2.1 실험체 계획

흙막이 벽체와 지하외벽의 강성, 합성 및 시공성을 고려하여 개발된 지지형 전단연결재(support type)의 구조성능을 평가하기 위해 Table 1의 제원과 같이 실험체를 제작하고 push-out 실험을 실시하였다. 지지형 전단연결재의 강재두께(6 mm, 9 mm), 길이(35 mm, 50 mm, 100 mm)를 변수

로 하였으며, Fig. 2와 같이 높이(150 mm)와 너비(150 mm)는 동일하게 적용하였다. 비교 평가를 위해 기존 스티드 앵커(D16) 및 H형강(H-200×200×12×12)을 사용한 실험체도 함께 제작하였다.

Push-out 실험체는 Eurocode 4를 참조하였으며^[6], 그 형상은 Fig. 3와 같다. 실험체는 H파일(H-300×300×10×15)의 양측 플랜지에 전단연결재를 용접한 후, 철근배근 및 콘크리트를 타설하여 제작하였다. 슬래브의 크기는 700 mm × 200 mm로 동일하나 H형강을 적용한 실험체(PT-H12)의 경우 700 mm × 250 mm로 적용하였다. 전단연결재의 구조성능을 평가하는 것이 목적이므로 콘크리트 파괴가 예상되는 실험체(PT-S9-35, PT-S9-50, PT-S9-100, PT-H12)의 경우는 전단연결재 하부에 전단철근을 배치하여 전단연결재 파괴를 유도하였다. 또한 용접부 파괴를 방지하기 위해 H파일에 접하는 전단연결재 플랜지의 둘레를 강재 두께에 따른 용접 사이즈로 필릿용접하였다.

2.2 가력 및 측정 방법

Push-out 실험은 실험체의 수평 횡변위를 방지하기 위해 좌우 측면에 브라켓을 Fig. 4와 같이 설치하고, 2,000 kN 용량의 actuator를 이용하여 1.5 mm/min의 속도로 단조가

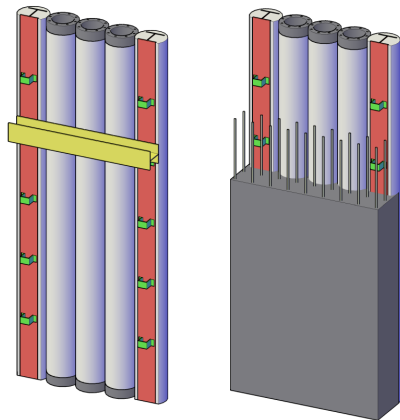


Fig. 1. Shear connector for basement composite wall

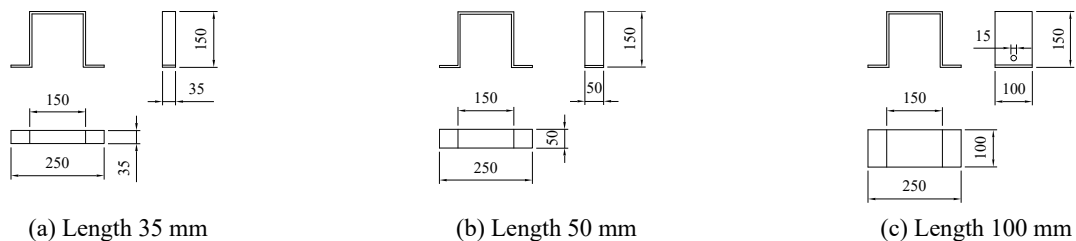


Fig. 2. Shape of support type shear connectors

Table 1. Push-out specimens

Specimens	Shear connector		Material
	Type	Size	
PT-A16	Stud anchor	D16	Stud: HS1 ($F_u = 400$ MPa) Steel: SS275 ($F_y = 275$ MPa, $F_u = 410$ MPa) Rebar: SD400 ($F_y = 400$ MPa) Con'c: $f_{ck} = 24$ MPa
PT-S6-35	Support	$t = 6, l = 35$	
PT-S6-50	Support	$t = 6, l = 50$	
PT-S6-100	Support	$t = 6, l = 100$	
PT-S9-35	Support	$t = 9, l = 35$	
PT-S9-50	Support	$t = 9, l = 50$	
PT-S9-100	Support	$t = 9, l = 100$	
PT-H12	H-steel	H-200×200×12×12, $l = 50$	

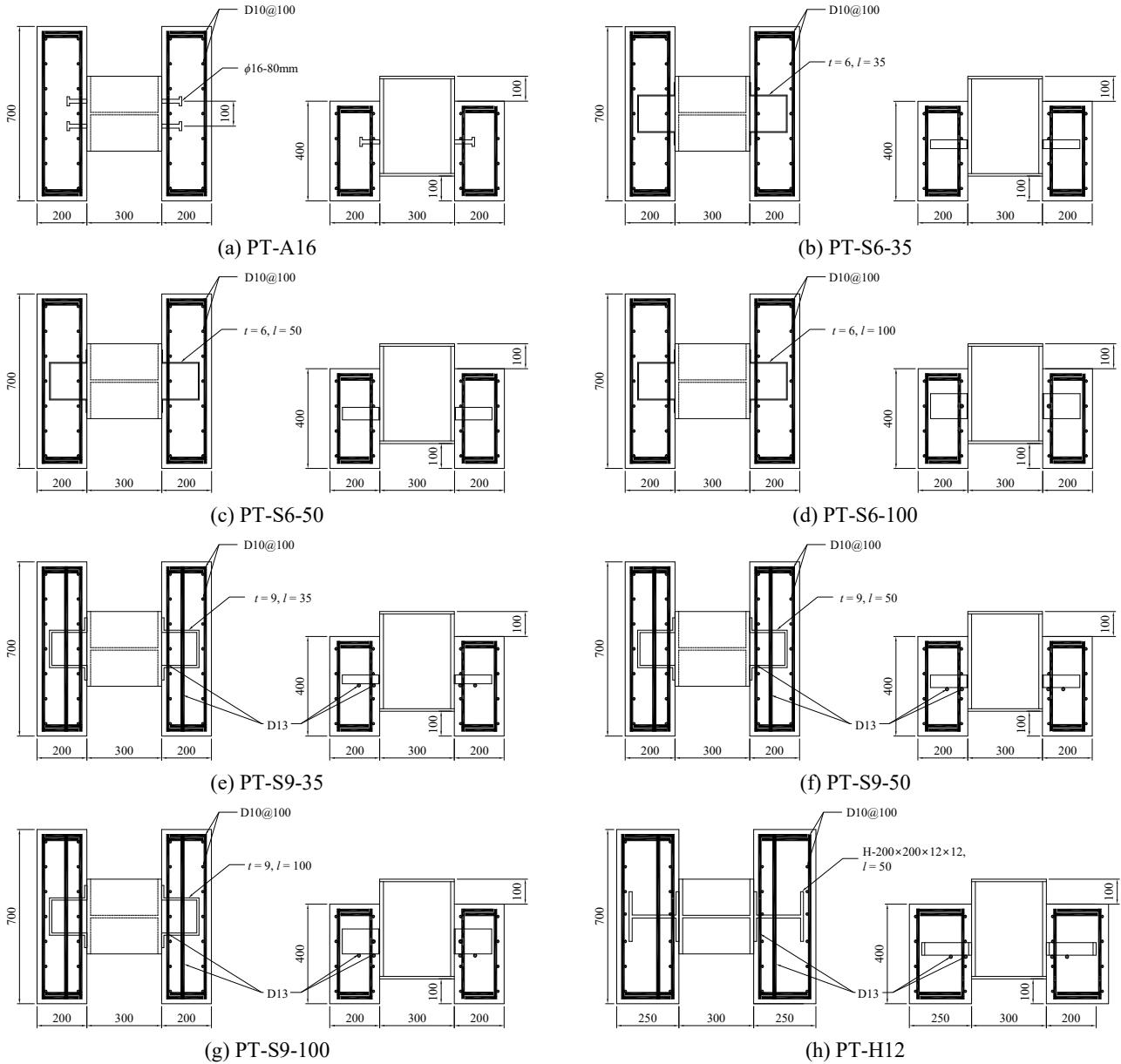


Fig. 3. Shape of push-out specimens

력하였다. 실험체의 상대변위를 측정하기 위해 슬래브 상부에 2개의 LVDT를 설치하였으며, 실험체 변위는 2개의 LVDT에서 측정된 값의 평균을 사용하였다.

전단연결재의 변형률을 측정하기 위해 Fig. 5와 같이 스트레인 게이지를 부착하였다. 스티드 앵커에는 H파일 양측 플랜지에서 25 mm 이격된 위치, 지지형 전단연결재에는 H파일 양측 플랜지에서 25 mm 및 전단연결재의 단부에서 5 mm 이격된 위치, 전단연결재로 사용한 H형강에는 H파일 양측 플랜지에서 40 mm 및 전단연결재의 단부에서 5 mm 이격된 위치에 스트레인 게이지를 부착하였다.

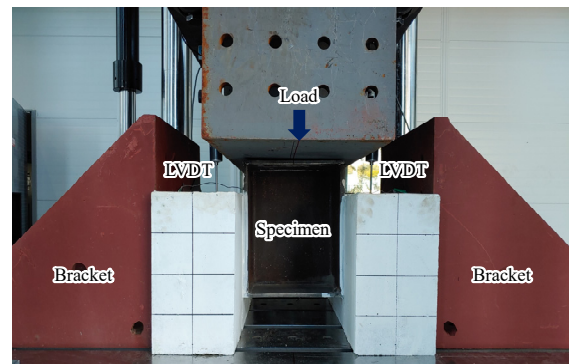


Fig. 4. Push-out test set-up

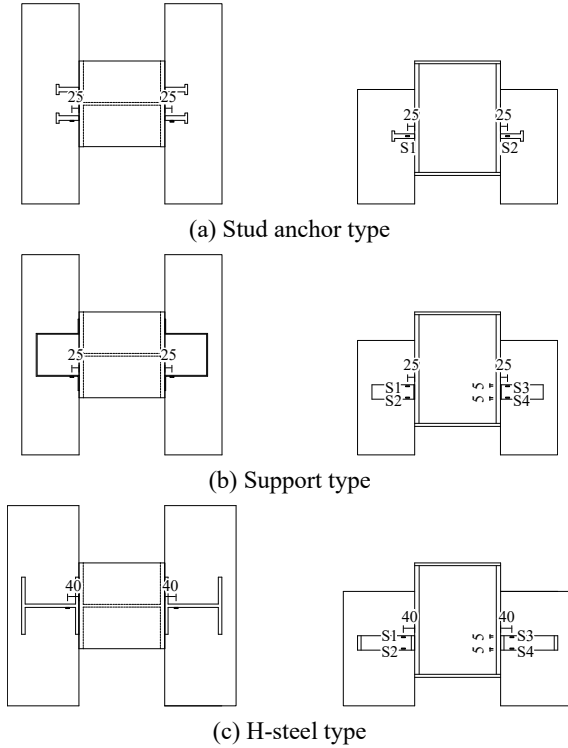


Fig. 5. Location of strain gauge

3. 전단연결재 공칭강도

스터드 앵커 실험체(PT-A16)의 공칭강도는 건축물 강구조설계기준(KDS 41 31 00, 이하 ‘기준’) 4.6.8에 따라 식 (1) 및 식 (2)와 같이 산정하였다^[13]. 스테드 앵커의 공칭강도를 $A_{sa}F_u$ 로 산정하는 것은 스테드 앵커의 변형 이후 인장파괴를 고려한 것으로 판단된다. 또한 R_g , R_p 는 슬래브 및 데크 플레이트 조건에 따른 감소계수로, 골데크플레이트를 사용하지 않는 경우 R_g , R_p 모두 1.0이었으나^[14], 최근 R_g 는 1.0, R_p 는 0.75로 변경되었다^[15]. 본 연구에서는 실험결과와의 비교를 위해 감소계수 R_g , R_p 는 1.0을 적용하여 공칭강도(P_{n1})를 산정하였다. 또한 스테드 앵커 감소계수의 영향을 검토하기 위해 R_g 는 1.0, R_p 는 0.75를 적용하여 공칭강도(P_{n2})를 산정하였다.

$$Q_n = 0.5A_{sa}\sqrt{f_{ck}E_c} \leq R_gR_pA_{sa}F_u \quad (1)$$

여기서, f_{ck} : 콘크리트의 압축강도,
 E_c : 콘크리트의 탄성계수,
 A_{sa} : 스테드 앵커의 단면적,
 F_u : 스테드 앵커의 인장강도,
 R_g , R_p : 감소계수.

$$P_n = \sum Q_n \quad (2)$$

지지형 전단연결재는 2개의 웨브를 가지며, 상부 플랜지가 2개의 웨브를 구속하고 있다. 지지형 전단연결재의 배치 방향 상 웨브에 전단연결재의 길이방향으로 전단력이 작용하며, 콘크리트와 상부 플랜지에 의해 웨브에 길이수직방향으로 인장력이 작용하게 된다. 이러한 강재의 거동은 스테드 앵커의 거동과 유사할 것으로 판단된다.

따라서 지지형 전단연결재 실험체(PT-S6-35, PT-S6-50, PT-S6-100)의 공칭강도는 기준 4.6.8을 참조하여 식 (3) 및 식 (4)와 같이 산정하였다^[13]. 스테드 앵커의 공칭강도에서 인장파괴를 고려한 것과 동일하게 지지형 전단연결재의 공칭강도 산정을 위해 A_s 는 강재 웨브의 단면적($t \times l$)을 고려하였다. 실험결과와의 비교를 위해 감소계수 R_s 는 1.0을 적용하여 공칭강도(P_{n1})를 산정하였다. 또한 강재의 전단 파괴 영향을 검토하기 위해 R_s 는 0.6을 적용하여 공칭강도(P_{n2})를 산정하였다^{[16]-[18]}.

$$Q_n = 0.5A_s\sqrt{f_{ck}E_c} \leq R_sA_sF_u \quad (3)$$

여기서, A_s : 강재 웨브의 단면적,
 F_u : 강재의 인장강도,
 R_s : 감소계수.

$$P_n = \sum Q_n \quad (4)$$

H형강을 전단연결재로 사용할 경우 지지형 전단연결재와 거동이 유사할 것으로 판단된다. 본 연구에서는 콘크리트 파괴가 예상되는 실험체의 경우 전단연결재 하부에 전단철근을 배치하여 전단연결재 파괴를 유도하였다. 전단철근을 사용한 지지형 전단연결재 실험체(PT-S9-35, PT-S9-50, PT-S9-100) 및 H형강 전단연결재 실험체(PT-H12)의 공칭강도는 기준 4.6.6 및 4.6.8을 참조하였으며, 전단철근의 직접지압강도를 고려하여 식 (5) 및 식 (6)과 같이 산정하였다^{[7],[13]}. H형강 전단연결재의 공칭강도 산정을 위해 A_s 는 H형강 웨브의 단면적($t_w \times l$)을 고려하였다. 실험결과와의 비교를 위해 감소계수 R_s 는 1.0을 적용하여 공칭강도(P_{n1})를 산정하였다. 또한 강재의 전단파괴 영향을 검토하기 위해 R_s 는 0.6을 적용하여 공칭강도(P_{n2})를 산정하였다^{[16]-[18]}.

$$Q_n = \max[0.5A_s\sqrt{f_{ck}E_c}, 1.7f_{ck}A_1] \leq R_sA_sF_u \quad (5)$$

여기서, A_1 : 전단철근의 콘크리트 재하면적.

$$P_n = \sum Q_n \quad (6)$$

4. 실험결과

4.1 재료시험결과

Push-out 실험체 제작에 사용된 재료의 특성을 파악하기 위하여 재료시험을 실시하였다. 스티드 앵커 HS1(D16), 강판 SS275(6 mm, 9 mm, 12 mm, 15 mm), 철근 SD400(D10, D13)에 대한 강재 인장시험과 콘크리트 압축강도시험을 수행하였다.

강재 인장시험결과는 항복강도, 인장강도 및 연신율로 정리하였으며, 시험결과는 Table 2와 같다. 콘크리트 압축강도 시험결과는 Table 3와 같다.

Table 2. Material tensile test results

Division		Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
Stud	HS1 D16	320	409	37
Steel	SS275 6 mm	258	383	43
	SS275 9 mm	328	479	37
	SS275 12 mm	383	478	41
	SS275 15 mm	330	492	42
Rebar	SD400 D10	497	612	16
	SD400 D13	461	585	18

Table 4. Push-out test results

Specimens	K (kN/mm)	P_y (kN)	P_{max} (kN)	$\frac{P_{max}}{P_y}$	δ_{P_y} (mm)	$\delta_{P_{max}}$ (mm)	$\frac{\delta_{P_{max}}}{\delta_{P_y}}$
PT-A16	76.6	382.8	692.9	1.81	5.2	26.9	5.17
PT-S6-35	133.7	331.2	528.6	1.60	3.1	22.8	7.35
PT-S6-50	163.8	392.9	772.7	1.97	2.8	25.6	9.14
PT-S6-100	166.2	723.0	1,285.0	1.78	5.0	32.5	6.50
PT-S9-35	159.1	485.6	826.8	1.70	3.5	15.0	4.29
PT-S9-50	162.6	609.3	978.6	1.61	4.6	17.5	3.80
PT-S9-100	263.9	950.0	1,649.4	1.74	3.9	21.9	5.62
PT-H12	217.0	581.5	995.8	1.71	3.2	22.4	7.00

K : Initial stiffness, P_y : yield load, P_{max} : maximum load, δ_{P_y} : displacement of the specimen under yield load, $\delta_{P_{max}}$: displacement of the specimen under maximum load

Table 3. Material compressive test result

f_{ck} (MPa)	Compressive strength (MPa)
24	26.2

4.2 Push-out 실험결과

Push-out 실험결과를 초기강성, 하중 및 변위로 정리하면 Table 4와 같다. 최대하중(P_{max})은 실험시 최대하중이며, 최대하중시 변위($\delta_{P_{max}}$)는 실험시 최대하중일 때의 변위이다. 초기강성(K)은 하중-변위 곡선에서 탄성구간이 명확한 것으로 판단되는 최대하중의 20% - 40% 하중구간의 기울기로 산정하였다. 항복하중(P_y) 및 항복하중시 변위(δ_{P_y})는 Fig. 6와 같이 초기강성 선분(a)의 1/3 기울기를 갖는 선분(b)을 하중-변위 곡선과 접하도록 평행이동하고, 평행이동한 선분(c)과 초기강성 선분(a)이 만나는 점으로 산정하였다^{[19]-[24]}. 변형능력은 최대하중시 변위와 항복하중시 변위의 비($\delta_{P_{max}}/\delta_{P_y}$)로 평가하였다.

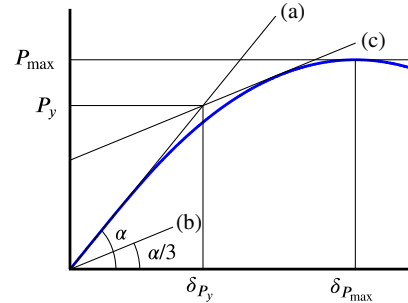


Fig. 6. Yield load and displacement

실험체의 하중-변위 곡선은 Fig. 7, 초기강성, 하중 및 변위의 비교는 Figs. 8-10과 같다. PT-A16 실험체는 전단연결재로 D16 스티드 앵커를 적용한 실험체이다. 초기강성은 76.6 kN/mm, 항복하중은 382.8 kN, 항복하중시 변위는 5.2 mm로 나타났다. 최대하중은 692.9 kN으로 항복하중의 1.81배이며, 최대하중시 변위는 26.9 mm로 항복하중시 변위의 5.17배로 나타났다.

PT-S6-35는 두께 6 mm, 길이 35 mm인 지지형 전단연결재를 적용한 실험체이다. 초기강성은 133.7 kN/mm, 항복하중은 331.2 kN, 항복하중시 변위는 3.1 mm로 나타났다. 최대하중은 528.6 kN으로 항복하중의 1.60배이며, 최대하중시 변위는 22.8 mm로 항복하중시 변위의 7.35배로 나타났다. 동일한 성능으로 계획한 실험체(PT-A16)와 비교하면 PT-S6-35 실험체가 초기에 항복하여 항복하중 및 최대하중은 낮지만, 강성 및 변형능력은 큰 것으로 나타났다.

강재두께가 6 mm인 지지형 전단연결재 실험체(PT-S6-35, PT-S6-50, PT-S6-100)의 평균으로 평가하면 초기강성은 154.6 kN/mm, 항복하중은 482.4 kN, 항복하중시 변위는 3.6 mm로 나타났다. 최대하중은 862.1 kN으로 항복하중의 1.78배이며, 최대하중시 변위는 27.0 mm로 항복하중시 변위의 7.66배로 나타났다.

강재두께가 9 mm인 지지형 전단연결재 실험체(PT-S9-35, PT-S9-50, PT-S9-100)의 평균으로 평가하면 초기강성은 195.2 kN/mm, 항복하중은 681.6 kN, 항복하중시 변위는 4.0 mm로 나타났다. 최대하중은 1,151.6 kN으로 항복하중의 1.68배이며, 최대하중시 변위는 18.1 mm로 항복하중시 변위의 4.57배로 나타났다. 강재두께가 6 mm인 지지형 전단연결재 실험체와 비교하면 강재두께가 9 mm인 지지형 전단연결재 실험체가 강성 및 하중은 높게 나타났지만, 초기에 최대하중에 도달하여 변형능력이 작게 나타났다. 전단연결재 파괴를 유도하기 위해 설치한 하부 전단철근의 영향으로 판단된다.

PT-H12는 전단연결재로 길이 50 mm인 H형강(H-200×200×12×12)을 적용한 실험체이다. 실험결과 초기강성은 217.0 kN/mm, 항복하중은 581.5 kN, 항복하중시 변위는 3.2 mm로 나타났다. 최대하중은 995.8 kN으로 항복하중의 1.71배이며, 최대하중시 변위는 22.4 mm로 항복하중시 변위의 7.00배로 나타났다. 동일한 성능으로 계획한 비교실험체(PT-S6-50)와 비교하면 PT-H12 실험체가 강성 및 하중은 높지만, 변형능력은 작은 것으로 나타났다. 강재두께 6 mm와 12 mm의 재료시험결과 및 하부 전단철근의 영향으로 판단된다.

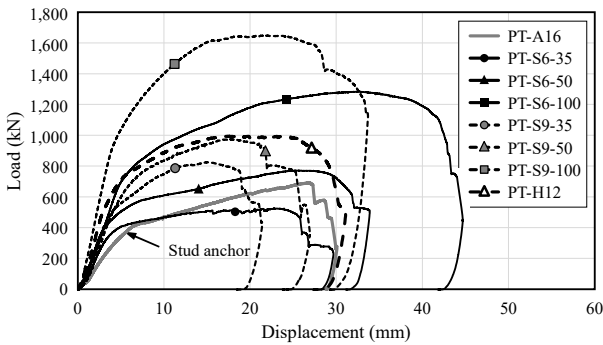


Fig. 7. Load-displacement curve

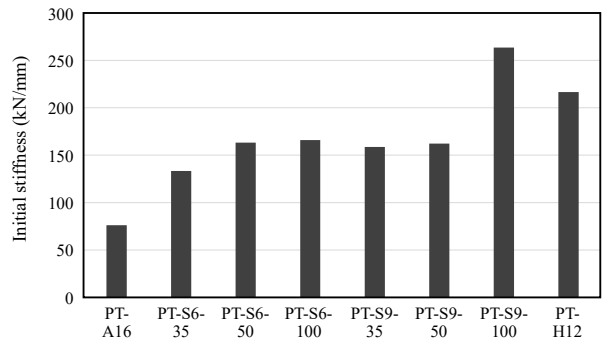


Fig. 8. Comparison of initial stiffness between specimens

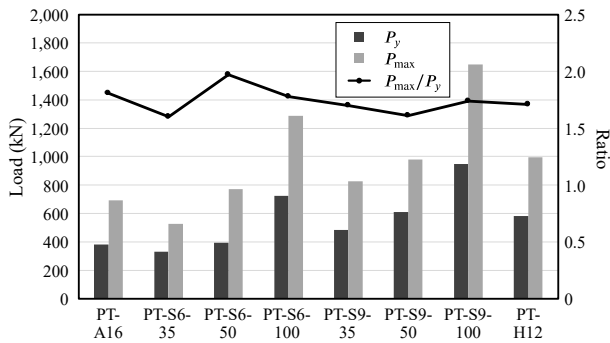


Fig. 9. Comparison of load between specimens

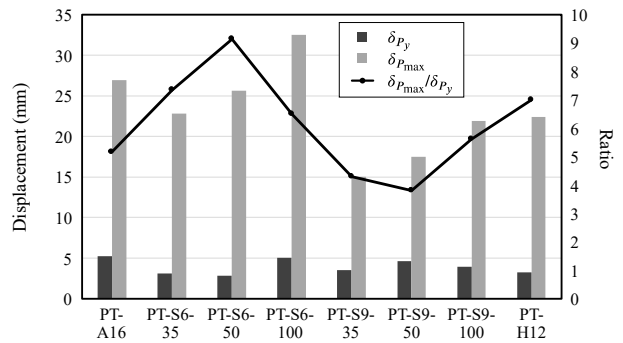


Fig. 10. Comparison of displacement between specimens

4.3 파괴양상

Push-out 실험체의 파괴양상은 Fig. 11과 같다. PT-A16 실험체는 스티드 앵커의 파단으로 가력이 종료되었다. 지지형 전단연결재를 사용한 실험체(PT-S6-35, PT-S6-100, PT-S9-35, PT-S9-50)의 파괴양상은 강재의 파단으로 나타났다. PT-S6-50, PT-S9-100 실험체는 강재의 일부 파단이 나타난 것으로 판단된다. PT-H12 실험체의 파괴양상은 전단연결재 H형강 웨브의 파단으로 나타났다.

전단연결재 파괴를 유도하기 위해 전단철근을 설치한 실험체(PT-S9-35, PT-S9-50, PT-S9-100, PT-H12)의 전단연결재 변형은 하부 전단철근을 설치하지 않은 실험체(PT-A16, PT-S6-35, PT-S6-50, PT-S6-100)보다 작은 것으로 나타났다.

4.4 내력비교

Push-out 실험결과와 항복하중과 최대하중을 공칭강도와 비교하면 Table 5, Figs. 12-13과 같다. P_{n1} 는 감소계수를 적용하지 않은 공칭강도이며, 스티드 앵커는 $R_p = 1.0$ 을 적용한 공칭강도, 지지형 전단연결재 및 H형강은 $R_s = 1.0$ 을 적용한 공칭강도이다. P_{n2} 는 감소계수를 적용한 공칭강도이며, 스티드 앵커는 $R_p = 0.75$ 를 적용한 공칭강도, 지지형 전단연결재 및 H형강은 $R_s = 0.6$ 을 적용한 공칭강도이다.

스티드 앵커 실험체(PT-A16)의 경우, 감소계수를 적용하지 않은 공칭강도(P_{n1})에 대한 항복하중의 비는 1.16, 최대하중의 비는 2.11로 나타났다. 감소계수를 적용한 공칭강도(P_{n2})에 대한 항복하중의 비는 1.55, 최대하중의 비는 2.81로 나타났다.



Fig. 11. Failure mode

Table 5. Comparison of push-out test result and nominal strength

Specimens	P_y (kN)	P_{max} (kN)	P_{n1} (kN)	$\frac{P_y}{P_{n1}}$	$\frac{P_{max}}{P_{n1}}$	P_{n2} (kN)	$\frac{P_y}{P_{n2}}$	$\frac{P_{max}}{P_{n2}}$
PT-A16	382.8	692.9	328.9	1.16	2.11	246.7	1.55	2.81
PT-S6-35	331.2	528.6	321.7	1.03	1.64	193.0	1.72	2.74
PT-S6-50	392.9	772.7	459.6	0.85	1.68	275.8	1.42	2.80
PT-S6-100	723.0	1,285.0	781.3	0.93	1.64	468.8	1.54	2.74
PT-S9-35	485.6	826.8	603.5	0.80	1.37	362.1	1.34	2.28
PT-S9-50	609.3	978.6	862.2	0.71	1.14	517.3	1.18	1.89
PT-S9-100	950.0	1,649.4	1,465.7	0.65	1.13	879.4	1.08	1.88
PT-H12	581.5	995.8	573.6	1.01	1.74	344.2	1.69	2.89

P_y : yield load, P_{max} : maximum load, P_{n1} : nominal strength without reduction factor, P_{n2} : nominal strength with reduction factor

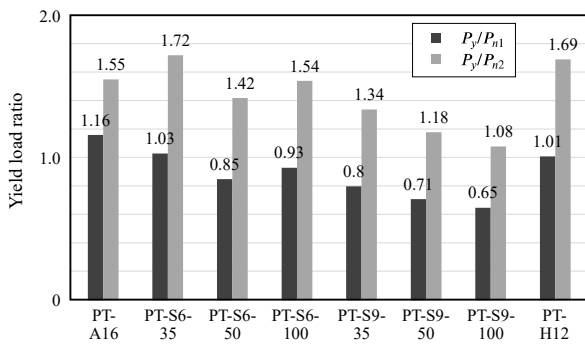


Fig. 12. Ratio of yield load to nominal strength

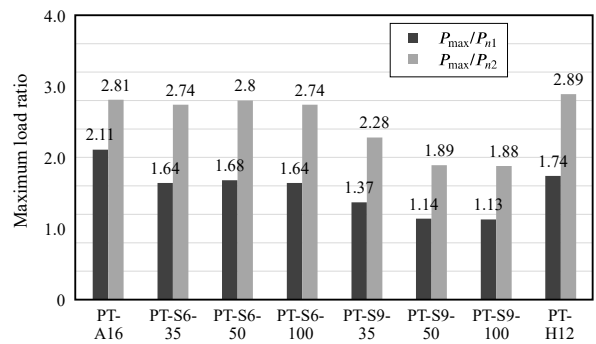


Fig. 13. Ratio of maximum load to nominal strength

강재두께가 6 mm인 지지형 전단연결재 실험체(PT-S6-35, PT-S6-50, PT-S6-100)의 경우, 감소계수를 적용하지 않은 공칭강도(P_{n1})에 대한 항복하중의 비는 0.94, 최대하중의 비는 1.65로 나타났다. 감소계수를 적용한 공칭강도(P_{n2})에 대한 항복하중의 비는 1.56, 최대하중의 비는 2.76으로 나타났다.

강재두께가 9 mm인 지지형 전단연결재 실험체(PT-S9-35, PT-S9-50, PT-S9-100)의 경우, 감소계수를 적용하지 않은 공칭강도(P_{n1})에 대한 항복하중의 비는 0.72, 최대하중의 비는 1.21로 나타났다. 감소계수를 적용한 공칭강도(P_{n2})에 대한 항복하중의 비는 1.20, 최대하중의 비는 2.02로 나타났다.

H형강 실험체(PT-A16)의 경우, 감소계수를 적용하지 않은 공칭강도(P_{n1})에 대한 항복하중의 비는 1.01, 최대하중의 비는 1.74로 나타났다. 감소계수를 적용한 공칭강도(P_{n2})에 대한 항복하중의 비는 1.69, 최대하중의 비는 2.89로 나타났다.

지지형 전단연결재 및 H형강 실험체의 감소계수를 적

용하지 않은 공칭강도(P_{n1})에 대한 항복하중의 비는 0.85, 최대하중의 비는 1.48로 나타났다. 감소계수를 적용한 공칭강도(P_{n2})에 대한 항복하중의 비는 1.42, 최대하중의 비는 2.46으로 나타났다. 따라서 지지형 전단연결재 및 H형강의 길이가 35 mm - 100 mm라면 감소계수를 적용하지 않은 공칭강도로 설계할 수 있을 것으로 판단된다. 또한 지지형 전단연결재의 안전율을 높게 설계할 경우 강재의 전단파괴를 고려하여 감소계수를 적용한 공칭강도로 설계할 수 있다.

지지형 전단연결재 및 H형강 웹의 폭두께비가 내력 감소에 미치는 영향을 평가하기 위해 폭두께비와 항복하중비 및 최대하중비의 관계를 Figs. 14-15와 같이 나타냈다. Fig. 14에서 폭두께비와 감소계수를 적용하지 않은 공칭강도에 대한 항복하중의 비(P_y/P_{n1})는 -0.05의 상관계수를 나타내며, 폭두께비와 감소계수를 적용한 공칭강도에 대한 항복하중의 비(P_y/P_{n2})는 -0.08의 상관계수를 나타낸다. Fig. 15에서 폭두께비와 감소계수를 적용하지 않은 공칭강도에 대한 최대하중의 비(P_{max}/P_{n1})는 0.05의 상관

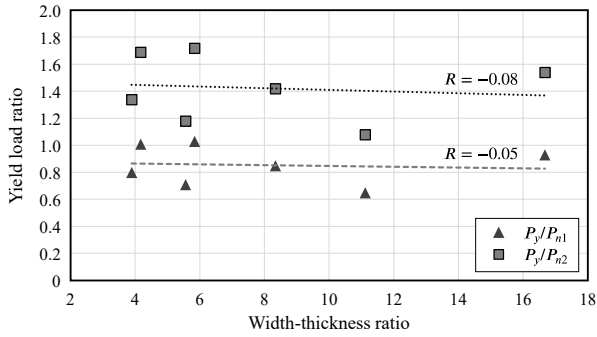


Fig. 14. Relation between width-thickness ratio and yield load ratio

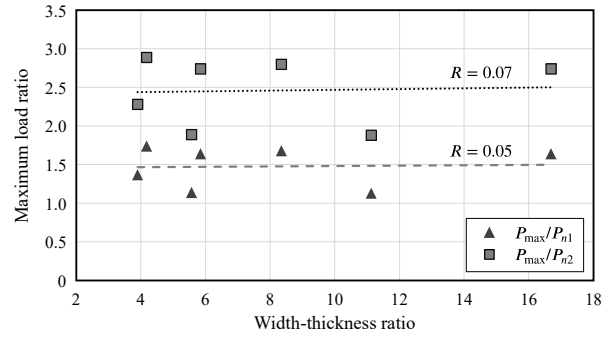
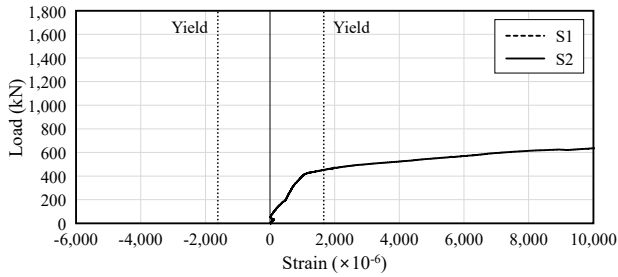
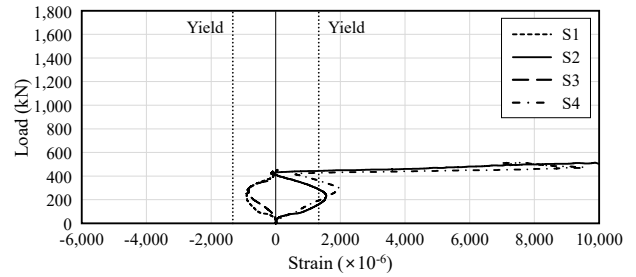


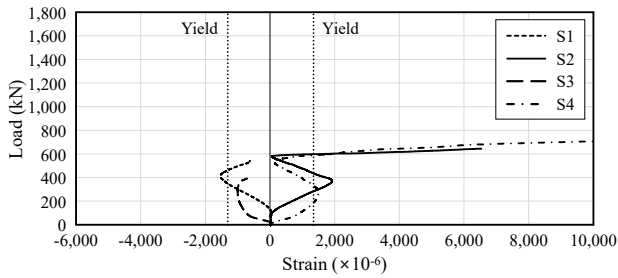
Fig. 15. Relation between width-thickness ratio and maximum load ratio



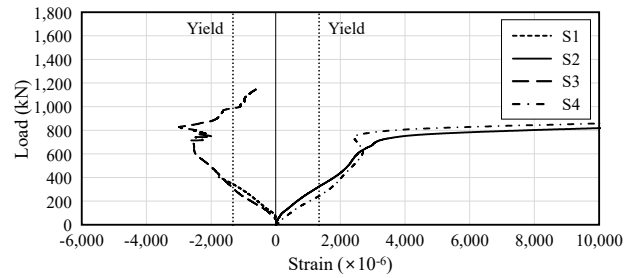
(a) PT-A16



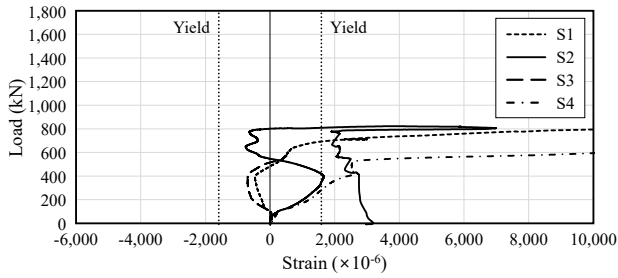
(b) PT-S6-35



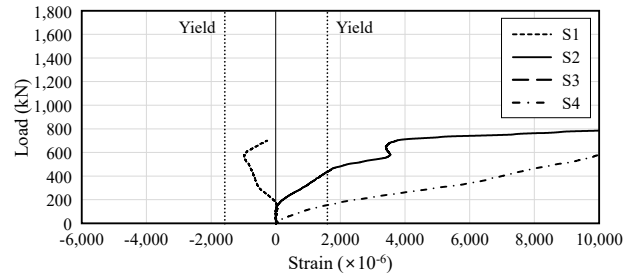
(c) PT-S6-50



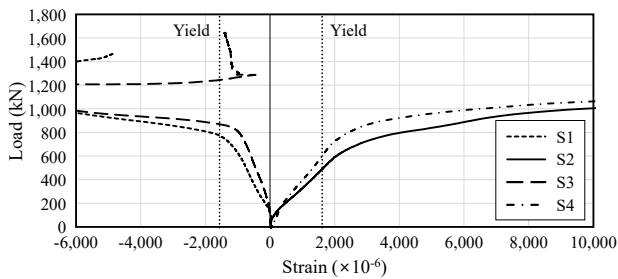
(d) PT-S6-100



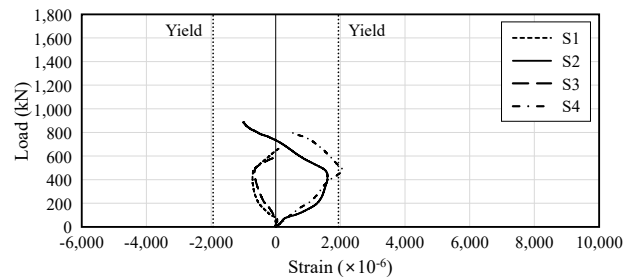
(e) PT-S9-35



(f) PT-S9-50



(g) PT-S9-100



(h) PT-H12

Fig. 16. Strain distribution of specimens

계수를 나타내며, 폭두께비와 감소계수를 적용한 공칭강도에 대한 최대하중의 비(P_{max}/P_{n2})는 0.07의 상관계수를 나타낸다. 따라서 지지형 전단연결재 및 H형강의 길이가 35 mm - 100 mm라면 폭두께비 증가에 따른 하중비 감소의 영향은 크지 않으며, 식 (3) - 식 (6)으로 공칭강도를 산정할 수 있을 것으로 판단된다.

4.5 변형률

스트레인 게이지를 통해 측정된 전단연결재의 변형률은 Fig. 16과 같다. PT-A16 실험체의 변형률은 2개의 게이지 중 1개의 게이지에서만 측정되었지만 대칭으로 부착한 점을 고려하면, 동일한 경향으로 나타났을 것으로 판단된다. 스티드 앵커는 인장에 의해 파괴된 것을 확인할 수 있으며, 이는 스티드 앵커의 공칭강도를 $A_{sd}F_u$ 로 산정하는 것과 관계있다.

본 연구에서는 스티드 앵커의 공칭강도 $A_{sd}F_u$ 를 참조하여 지지형 전단연결재 및 H형강의 공칭강도를 A_sF_u 로 산정하였다. 실험 초기 지지형 전단연결재 및 H형강의 상부는 압축, 하부는 인장의 변형률이 측정되었다. 게이지 탈락이 일부 나타나지만, 지지형 전단연결재 및 H형강의 상부 변형률이 인장으로 변하는 경향을 확인할 수 있다. 이러한 경향은 전단연결재 길이가 35 mm인 실험체에서 뚜렷하게 나타나며, 전단연결재 길이가 100 mm인 실험체에서는 경향성이 다소 약하게 나타난다. 이는 지지형 전단연결재 및 H형강 상부가 압축 항복변형률에 먼저 도달하기 때문인 것으로 판단된다.

따라서 지지형 전단연결재 및 H형강의 상부 변형률이 인장으로 변하는 경향을 통해 지지형 전단연결재 및 H형강의 공칭강도를 A_sF_u 로 산정하는 것이 적절한 것으로 판단된다. 또한 보다 다양한 두께 및 길이의 전단연결재에 대한 실험결과를 확보한다면 지지형 전단연결재 공칭강도의 신뢰성을 확보할 수 있을 것으로 사료된다.

5. 결론

흙막이 벽체와 지하외벽의 강성, 합성 및 시공성을 고려하여 개발된 지지형 전단연결재의 구조성능을 평가하기 위해 push-out 실험을 실시하였다.

- (1) Push-out 실험 결과, 스티드 앵커 실험체의 경우, 감

소계수를 적용하지 않은 공칭강도(P_{n1})에 대한 항복하중의 비는 1.16, 최대하중의 비는 2.11로 나타났다. 감소계수를 적용한 공칭강도(P_{n2})에 대한 항복하중의 비는 1.55, 최대하중의 비는 2.81로 나타났다.

- (2) 지지형 전단연결재 및 H형강 실험체의 감소계수를 적용하지 않은 공칭강도(P_{n1})에 대한 항복하중의 비는 0.85, 최대하중의 비는 1.48로 나타났다. 감소계수를 적용한 공칭강도(P_{n2})에 대한 항복하중의 비는 1.42, 최대하중의 비는 2.46으로 나타났다.
- (3) 따라서 지지형 전단연결재 및 H형강의 길이가 35 mm - 100 mm라면 감소계수를 적용하지 않은 공칭강도로 설계할 수 있으며, 안전율을 높게 설계할 경우 강재의 전단파괴를 고려하여 감소계수를 적용한 공칭강도로 설계할 수 있을 것으로 판단된다.
- (4) 폭두께비와 항복하중비 및 최대하중비의 관계를 상관계수로 검토하면, 폭두께비와 항복하중비는 -0.05, -0.08, 폭두께비와 최대하중비는 0.05, 0.07의 상관계수를 나타낸다. 따라서 폭두께비 증가에 따른 하중비 감소의 영향은 크지 않은 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 과학기술정보통신부 한국건설기술연구원 연구운영비지원(주요사업)사업으로 수행되었습니다(과제번호 20210098-001, 흙막이를 이용한 지하합성벽 개발).

참고문헌(References)

- [1] Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2019) *Seismic Design Standard for Buildings* (KDS 41 17 00: 2019), Korea (in Korean).
- [2] Kim, S.-M., Li, C.-H., Seo, S.-Y., and Lee, L.-H. (2002) Shear Capacity of Composite Basement Walls, *Journal of the Korea Concrete Institute*, KCI, Vol.14, No.3, pp.321-330 (in Korean).
- [3] Seo, S.-Y., Park, J.-H., and Lee, L.-H. (2006) Verification on the Flexural Behavior of Inverted T-Shaped Composite Basement Wall Subjected to Lateral Earth Load, *Journal of the Architectural Institute of Korea - Structure & Construction*, AIK, Vol.22, No.2, pp.11-18 (in Korean).
- [4] Yoon, Y.-D., Seo, S.-Y., and Kim, S.-S. (2009) Shear

- Strength of Composite Basement Wall with Various Shear Span-to-Depth Ratio, *Journal of the Architectural Institute of Korea - Structure & Construction*, AIK, Vol.25, No.11, pp.61-69 (in Korean).
- [5] Seo, S.Y., Kim, S.S., and Yoon, Y.D. (2010) The Effect of Composite Ratio and Wall Thickness on the Shear Behavior of Composite Basement Wall, *Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection*, KSMI, Vol.14, No.1, pp.93-101 (in Korean).
- [6] European Committee for Standardization (2004) *Eurocode 4: Design of Composite Steel and Concrete Structures, Part 1-1: General Rules and Rules for Building* (EN 1994-1-1: 2004), Belgium.
- [7] Choi, Y.H., Kim, S.B., Ryu, D.S., and Kim, S.S. (2019) Structural Performance Evaluation of Square-Shape Steel Column with Shear Connectors, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol. 31, No.3, pp.141-150. (in Korean).
- [8] Kim, S.B., and Kim, S.S. (2006) An Evaluation of the Shear Strength for Different Forms of Shear Connector in T-Type Composite Beam, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.18, No.2, pp.279-288 (in Korean).
- [9] Kim, S.S., Park, D.S., and Boo, Y.S. (2011) Development and Performance Evaluation of the Shear Connector of Composite Beam with Vertical Bars, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.23, No.6, pp.725-736 (in Korean).
- [10] Lim, H.T., and Choi, B.J. (2017) Shear Capacity Evaluation of Steel Plate Anchors Using Folded Steel Plate in AU-Composite Beam, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.29, No.5, pp.389-400 (in Korean).
- [11] Lee, M.-K., Shin, K.-J., Lee, J.-S., and Chae, I.-S. (2019) Push-out Test on Evaluation of Shear Strength Using Angle Shear Connectors, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.31, No.6, pp.413-421 (in Korean).
- [12] Choi, I.R., Kim, Y.H., Jung, S.J., and Lee, J.H. (2019) Push-out Test for U-Tube Flange H-Beam with Z-Bar Anchors, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.31, No.6, pp.423-434 (in Korean).
- [13] Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2019) *Korean Building Code for Steel Structures* (KDS 41 30 00: 2019), Korea (in Korean).
- [14] Architectural Institute of Korea (2009) *Korea Building Code and Commentary*, Kimoon dang, Korea (in Korean).
- [15] Architectural Institute of Korea (2016) *Korea Building Code and Commentary*, Kimoon dang, Korea (in Korean).
- [16] KSSC (2019) *Steel Structures Design for New Korean Standard*, Goomiseogwan, Korea (in Korean).
- [17] Segui, W.T. (2013) *Steel Design* (5th Ed.), Cengage Learning, USA.
- [18] Salmon, C.G., Johnson, J.E., and Malhas, F.A. (2009) *Steel Structures: Design and Behavior* (5th Ed.), Prentice Hall, USA.
- [19] Lee, S.D., Kim, P.J., and Kim, K.S. (2004) The Strength of Square Steel Tubular Column to H-Beam Connections: Focused on the Connections with Outside-Type Diaphragm, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.16, No.1, pp.11-20 (in Korean).
- [20] Heo, B.W., Kwak, M.K., Bae, K.W., and Jeong, S.M. (2007) Flexural Capacity of the Profiled Steel Composite Beams: Deep Deck Plate, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.19, No.3, pp.247-258 (in Korean).
- [21] Park, K.-S., Lee, S.-S., Lim, S.-H., and Bae, K.-W. (2009) The Behavior on the Beam of Light Steel Section with Shapes Changed of Connections, *Journal of the Architectural Institute of Korea - Structure & Construction*, AIK, Vol.25, No.1, pp.89-96 (in Korean).
- [22] Park, J.-W., Hong, Y.-K., Hong, G.-S., and Choi, S.-M. (2009) Experimental Study on Concrete Steel Circular Tubes Confined by Carbon Fiber Sheet Under Axial Compression Loads, *Journal of the Earthquake Engineering Society of Korea*, EESK, Vol.13, No.5, pp.61-71 (in Korean).
- [23] Kim, S.H., Yom, K.S., and Choi, S.M. (2014) Seismic Evaluation of Welded-Formed Square Column-Beam Connection for External Diaphragm Stress Path, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.26, No.4, pp.311-322 (in Korean).
- [24] Kim, D.B., Kim, Y.H., Oh, M.H., and Kim, M.H. (2017) Experimental Study on the Flexural Capacity of the Concrete-Filled Composite Beam with Exposed Top Flange, *Journal of the Korean Society of Hazard Mitigation*, KOSHAM, Vol.17, No.4, pp.1-9 (in Korean).

요 약 : 지하합성벽을 위한 전단연결재로 지지형 전단연결재(support type shear connector)를 개발하였으며, 구조성능평가를 위해 push-out 실험을 실시하였다. 지지형 전단연결재 및 H형강 실험체의 감소계수를 적용하지 않은 공칭강도에 대한 항복하중의 비는 0.85, 최대하중의 비는 1.48로 나타났다. 감소계수를 적용한 공칭강도에 대한 항복하중의 비는 1.42, 최대하중의 비는 2.46으로 나타났다. 따라서 지지형 전단연결재 및 H형강의 길이가 35 mm - 100 mm라면 감소계수를 적용하지 않은 공칭강도로 설계할 수 있을 것으로 판단된다. 또한 폭두께비 증가에 따른 하중비 감소의 영향은 크지 않은 것으로 판단된다.

핵심용어 : 전단연결재, 구조성능, 합성벽, 지하층, H파일
