



콘크리트의 전단마찰 내력에 대한 횡보강근 및 압축응력의 영향

황용하¹⁾ · 양근혁^{2)*}

¹⁾경기대학교 건축공학과 ²⁾경기대학교 플랜트·건축공학과

Effect of Shear Reinforcement and Compressive Stress on the Shear Friction Strength of Concrete

Yong-Ha Hwnag¹⁾ and Keun-Hyeok Yang^{2)*}

¹⁾Dept. of Architectural Engineering, Kyonggi University, Graduate School, Suwon 16227, Rep. of Korea

²⁾Dept. of Plant·Architectural Engineering, Kyonggi University, Suwon 16227, Rep. of Korea

ABSTRACT This study examined the effect of transverse reinforcement and compressive stress on the shear friction performance at the shear interface intersecting two structural elements with various concrete types. From the prepared 12 push-off test specimens, various characteristics at the interface were measured as follows: crack propagation, shear load-relative slip relationship, initial shear cracking strength, ultimate shear friction strength, and shear transfer capacity of transverse reinforcement. The configuration of transverse reinforcement and compressive strength of concrete insignificantly influenced the amount of relative slippage at the shear friction plane. With the increase of applied compressive stress, the shear friction capacity of concrete tended to increase proportionally, whereas the shear transfer capacity of transverse reinforcement decreased, which was insignificantly affected by the configuration type of transverse reinforcement. The empirical equations of AASHTO-LRFD and Mattock underestimate the shear friction strength of concrete, whereas Hwang and Yang model provides better reliability, indicating that the mean and standard deviation of the ratios between measured shear strengths and predictions are 1.02 and 0.23, respectively.

Keywords : shear friction strength, relative slippage, transverse reinforcement, compressive stress, unit weight of concrete

1. 서 론

형상비 또는 전단경간비가 작은 전단벽과 기초 그리고 기둥에 지지된 코벨 등의 설계는 두 요소의 경계면에서 전단마찰(shear friction)에 의한 하중저항을 고려해야 한다. 전단마찰저항에 의한 하중전달은 경계면을 따라 형성되는 잠재 균열면에서의 콘크리트 마찰계수, 횡보강근, 작용 축응력 등에 의해 영향을 받는다. 특히 콘크리트의 전단마찰 저항은 재료의 마찰계수에 의해 중요한 영향을 받는다. 전단 균열면에서 콘크리트의 마찰계수는 균열면의 상태, 콘크리트 압축강도와 함께 단위용적중량에 의해서도 영향을 받는다.¹⁾ 하지만 기존 대부분의 연구²⁻⁸⁾는 보통중량콘크리트(normal-weight concrete, NWC)에 집중하여 단순히 콘크리트 마찰계수(μ)를 일체 타설된 경우 1.4로 가정하고 있다.⁹⁾ 이에 따라 마찰저항특성이 다른

경량 및 중량콘크리트에서 전단마찰저항 및 마찰계수의 평가자료는 매우 미흡하다.

전단마찰에 의해 그 거동이 지배되는 부재들은 두 요소의 경계면에서 상대 미끄러짐을 제어하고 전단저항력을 높이기 위하여 보강철근(전단마찰철근)의 배근을 요구한다.^{9,10)} EC 8¹¹⁾은 형상비가 적은 전단벽의 설계에서 기초와의 미끄러짐 저항을 위해 X형의 철근배근을 요구하고 있다. 하지만 전단마찰면에서 보강철근의 하중전달에 대한 대부분의 연구는 균열면에 수직으로 배근된 경우만을 고려하고 있다. 더불어 전단마찰 보강철근의 전단저항은 단순히 철근의 단면적과 항복강도의 곱으로 평가되고 있지만 이에 대한 안전성 평가에 대한 자료도 부족하다.

이 연구에서는 다양한 콘크리트 조건 하에서 두 요소의 경계면에서의 전단마찰거동에 대한 전단보강근 배근 형태와 압축응력의 영향을 평가하였다. 콘크리트의 단위용적중량은 보통중량과 고중량으로 구분하였으며, 압축강도는 설계강도 24 MPa와 60 MPa로 구분하였다. 단위용적중량이 3,500 kg/m³급인 중량 콘크리트(heavy-weight concrete, HWC)는 자철석을 이용하여 제작하였다. 전단

*Corresponding author E-mail : yangkh@kgu.ac.kr

Received November 18, 2015, Revised January 21, 2016,

Accepted May 17, 2016

©2016 by Korea Concrete Institute

마찰면에서의 순수 전단에 의한 파괴거동 및 상대 미끄러짐 양을 평가하기 위하여 직접전단실험(push-off test)을 수행하였다. 전단마찰 면에서 보강철근의 전단저항은 횡보강근으로 보강된 시험체의 최대 전단내력에서 동일 조건의 무보강 시험체의 최대 전단내력을 뺀 값으로 평가하였다.¹²⁾ 측정된 최대 전단내력은 횡보강근 및 축력을 고려하여 정립된 AASHTO-LRFD,¹⁰⁾ Mattock²⁾ 및 Hwang and Yang¹³⁾의 전단마찰 평가모델과 비교하였다.

2. 직접전단실험

2.1 실험계획

콘크리트의 전단마찰에 의한 직접전단저항을 평가하

기 위하여 직접전단 실험체(push-off specimens) 12개를 제작하였다(Table 1). 콘크리트 단위용적중량(ρ_c)이 2,400 kg/m³급인 NWC에서는 설계압축강도(f_{cd}) 60 MPa (H-series)와 24 MPa (L-series)로 구분하였다. 전단벽과 기초의 경계면에서 작용하는 수직응력을 고려하여 압축응력(σ_x)을 도입하였다. NWC에서 작용 압축응력(σ_x)은 콘크리트 압축강도가 H-시리즈(60 MPa)인 경우 0과 0.15 f_{cd} (= 9 MPa)를, L-시리즈(24 MPa)인 경우에는 0.15 f_{cd} (= 3.6 MPa)로 하였다. 콘크리트 단위용적중량이 3,500 kg/m³급인 HWC의 경우 설계압축강도는 60 MPa (H-series)이며, 축응력은 도입하지 않았다. 단위용적중량, 설계압축강도 및 작용 압축응력을 변수로 한 실험체에 대해서 횡보강근은 무보강(None), 잠재 균열면에 수직으로 배근한 경우(V-type)와 45°로 배근된 X형(X-type)으로 설정하였다(Fig. 1). 균열면에 대해 각도 θ_s 의 경사를 가진 경우 횡보강근양(A_{vf})은 횡보강근의 단면적(A_v)에 $\sin\theta_s$ 를 곱한 값과 같다. 따라서, V형 철근배근과 X형 철근배근의 횡보강근비($\rho_{vf} = A_{vf}/A_c$)는 각각 0.0090과 0.0064이다. 잠재 균열면에서 파괴를 유도하기 위해 실험체 상하부의 비실험구간은 탄소섬유 및 철근(D16, D6)으로 보강하였다. Table 1에 나타난 실험체명에서 첫 번째 항은 콘크리트 단위용적중량과 압축강도를, 두 번째 항은 전단마찰 균열면에서 보강근 배근형태를, 세 번째 항은 작용 압축응력을 나타낸다.

Table 1 Specimens of direct shear test

Specimens	ρ_c (kg/m ³)	f_{cd} (MPa)	σ_x (MPa)	Transverse reinforcement			
				n_s (ρ_{vf})	Type		
NH-N-0	2,400	60	0	0	None		
NH-V-0				4-D10 (0.0090)	V-type		
NH-X-0				4-D10 (0.0064)	X-type		
NH-N-0.15				0	None		
NH-V-0.15				4-D10 (0.0090)	V-type		
NH-X-0.15				4-D10 (0.0064)	X-type		
NL-N-0.15		24	0.15 f_{cd} (9 MPa)	0	None		
NL-V-0.15				4-D10 (0.0090)	V-type		
NL-X-0.15				4-D10 (0.0064)	X-type		
HH-N-0				60	0	0	None
HH-V-0						4-D10 (0.0090)	V-type
HH-X-0						4-D10 (0.0064)	X-type
HH-N-0.15	3,500	60	0			None	
HH-V-0.15			4-D10 (0.0090)			V-type	
HH-X-0.15			4-D10 (0.0064)			X-type	

Note: ρ_c = unit weight of concrete, f_{cd} = targeted compressive strength of concrete, σ_x = applied compressive stress, n_s = number of transverse reinforcement at the interface, ρ_{vf} = transverse reinforcement ratio($\frac{A_{vf}}{A_c}$), A_{vf} = total area of transverse reinforcement($A_c \sin\theta_s$), A_c = area of shear friction interface, and θ_s = angle of transverse reinforcement to shear friction interface.

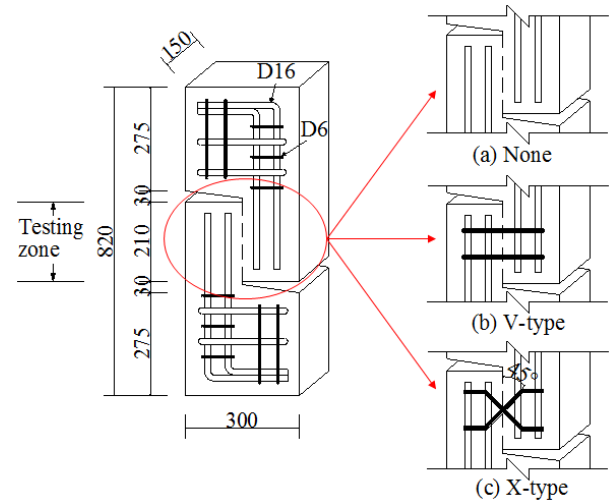
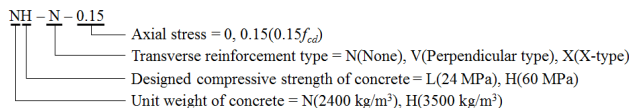


Fig. 1 Details of push-off specimens (unit: mm)

2.2 재료 특성

콘크리트의 배합상세는 Table 2에 나타내었다. NWC 배합은 화강석 골재 및 해사를 이용하였으며, HWC 배합은 자철석 골재만을 사용하였다. 잔골재 및 굵은 골재의 최대 골재치수는 각각 5 mm와 25 mm이다. 단위수량과 잔골재율은 콘크리트 단위용적중량 및 설계압축강도에 관계없이 각각 155 kg/m³와 45%로 고정하였다. 콘크리트

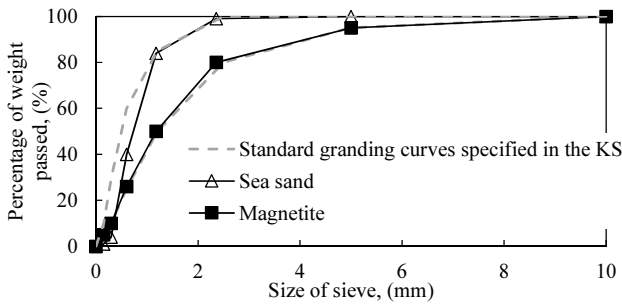
Table 2 Mixture proportions of concrete

Specimens	f_{cd} (MPa)	F_A/a (%)	W/C (%)	Unit weight (kg/m ³)					R_{sp} (%)	
				W	C	F_A		C_A		
						S	M	G		M
NL	24		55		282	884	-	1,097	-	0
NH	60	45	28	155	554	782	-	971	-	1.7
H	60		28		554	-	1,195	-	1,600	1.9

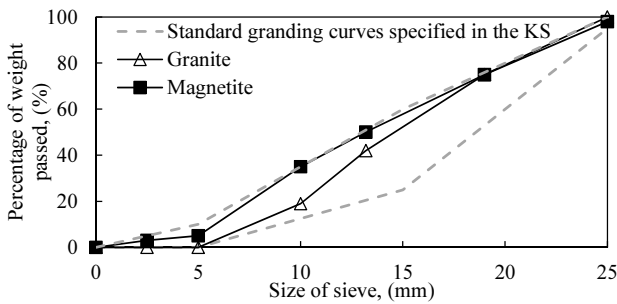
Note: F_A/a = fine aggregate-to-total aggregate ratio by volume, W/C = water-to-cement ratio, W = water, C = ordinary portland cement, F_A = fine aggregate, C_A = coarse aggregate, S = sand, M = magnetite, G = granite, and R_{sp} = high-range water-reducing agent-to-cement ratio by weight

Table 3 Properties of aggregates

Specimen	Maximum size (mm)	Gravity	Absorption (%)	Fineness modulus	Unit weight (kg/m ³)
Magnetite	25	4.29	0.6	6.7	2,337
	5	3.76	0.6	3.3	2,487
Granite	25	2.41	1.0	6.8	1,536
Sea sand	5	2.61	2.3	2.7	1,650



(a) Fine aggregate



(b) Coarse aggregate

Fig. 2 Grading curve for aggregates

압축강도가 H-시리즈인 경우 콘크리트 종류에 관계없이 물-시멘트비(W/C)는 28%로 설정하였다. H-시리즈 배합에서는 폴리카보산계 감수제를 시멘트 중량 대비 1.7~1.9% 치환하였다. 콘크리트 압축강도가 L-시리즈인 배합에서는 W/C 를 55%로 설정하였다. 콘크리트 배합에 사용된 골재의 특성은 Table 3에 나타내었다. 자철석 잔골재와 굵은 골재의 비중은 각각 3.76과 4.29이었으며, 흡수율은 0.6%

이다. 해사와 화강석 굵은골재의 비중은 각각 2.61과 2.41이었으며, 흡수율은 각각 2.3%와 1.0%이다. 콘크리트 배합에 사용된 골재의 입도분포는 Fig. 2에 나타내었는데, 모두 KS 규격에서 요구하는 상한과 하한분포 내에 있다. 횡보강근으로 사용된 공칭직경 10 mm의 이형철근 항복강도는 472.4 MPa이며 인장강도는 573.6 MPa이다. 콘크리트 압축강도는 직접전단 실험 시 원주형 공시체($\phi 100 \times 200$ mm)를 이용하여 측정하였다. H-시리즈에서 NWC와 HWC의 28일 압축강도는 각각 62.5 MPa와 58.4 MPa로 측정되었으며, 이들의 단위용적중량은 각각 2,415 kg/m³와 3,429 kg/m³이었다. L-시리즈에서 NWC의 28일 압축강도는 29.8 MPa이었고, 단위용적중량은 2,271 kg/m³이었다.

2.3 가력 및 측정상세

직접전단실험은 Fig. 3에 나타낸 것과 같이 1,000 kN 용량의 로드셀을 전동식 유압펌프에 연결하여 가력하였다. 전단마찰에 대한 압축응력(σ_x)은 위험단면에 수직으로 설치된 고장력 볼트에 토크를 도입하여 제어하였다. 볼트의 토크에 의한 실험체에 작용하는 압축력은 200 kN 용량의 로드셀을 이용하여 측정하였다. 전단마찰 파괴면에서의 상대 미끄러짐 변위는 25 mm 용량의 변위계를 이용하여 측정하였다. 예상 파괴면을 기준으로 콘크리트 양쪽 면에 1자 아크릴판을 부착한 후 한쪽 아크릴판에 변위계 고정용 철물을 이용하여 변위계를 설치하였다. 작용 압축력은 실험 종료 시까지 일정하게 유지되었다.

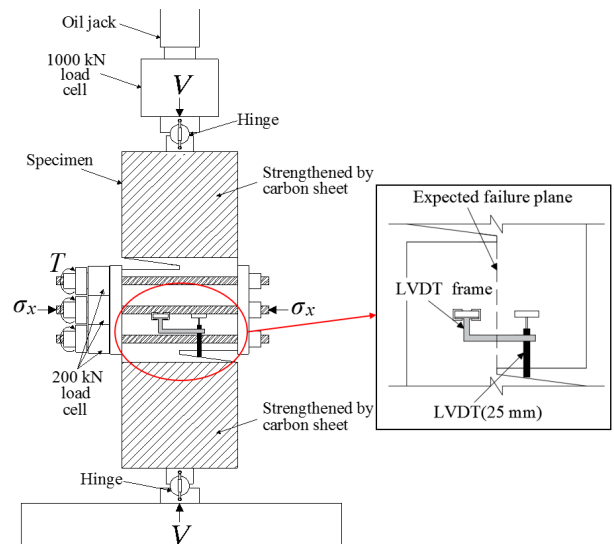


Fig. 3 Push-off testing for shear friction

3. 실험결과 분석

3.1 균열진전 및 파괴모드

직접전단실험을 통해 측정된 균열내력(V_{cr}), 최대 전단마찰내력(V_n) 및 최대 전단마찰내력에서의 상대 미끄러

Table 4 Summary of test results

Specimens	f_{ck} (MPa)	V_{cr} (kN)	V_n (kN)	S_0 (mm)
NH-N-0	62.5 (H-series)	152.2	181.2	0.1
NH-V-0		165.8	340.5	0.5
NH-X-0		155.6	405.7	0.4
NH-N-0.15		382.3	516.6	0.6
NH-V-0.15		387.4	664.6	0.9
NH-X-0.15		395.4	724.8	0.9
NL-N-0.15	29.8 (L-series)	270.2	363.6	0.6
NL-V-0.15		284.1	460.8	0.8
NL-X-0.15		279.4	448.6	0.8
HH-N-0	58.4 (H-series)	189.9	283.2	0.1
HH-V-0		201.9	448.1	0.5
HH-X-0		208.5	435.7	0.3

Note: f_{ck} = compressive strength of concrete V_{cr} = initial shear cracking strength, V_n = ultimate shear friction strength, and S_0 = relative slip amount at V_n .

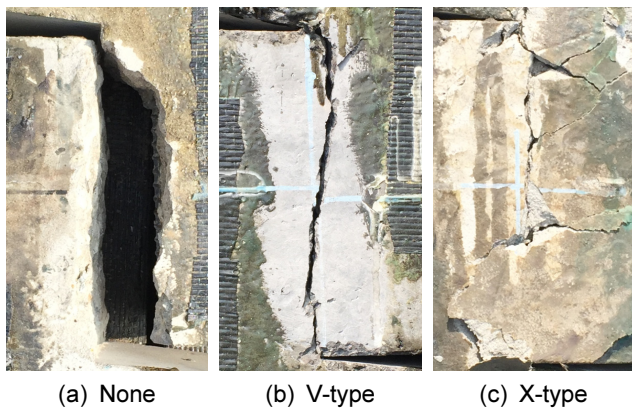


Fig. 4 Failure mode according to the configuration type of shear reinforcement



Fig. 5 Typical crack propagation at the failure surface of HWC with f_{ck} of 58.4 MPa

짐양(S_0)은 Table 4에 나타내었다. 모든 실험체는 횡보강근의 배근형태에 관계없이 균열면을 따라 두 개의 블록으로 분리되었다(Fig. 4). 균열은 실험구간의 끝에서부터 발생하기 시작하였으며, 최대 전단마찰내력 시까지 육안으로 확인된 균열폭은 무보강 실험체, V형 철근 배근(V-type) 실험체, X형 철근 배근(X-type) 실험체 순으로 작았다. 횡보강근을 X형으로 배근한 실험체에서는 초기 균열 이후 횡보강근을 따라 콘크리트의 박리현상이 나타났다. 압축응력이 작용한 경우 무보강한 실험체에서 육안으로 확인된 균열 폭은 보강된 실험체와 차이가 없었다. 중량 콘크리트를 사용한 실험체들의 파괴면에서 균열진전은 골재 사이의 모르타르를 따라 형성되었다(Fig. 5). 압축강도가 58.4 MPa인 고강도임에도 불구하고 균열면에서 골재의 파괴는 나타나지 않았다.

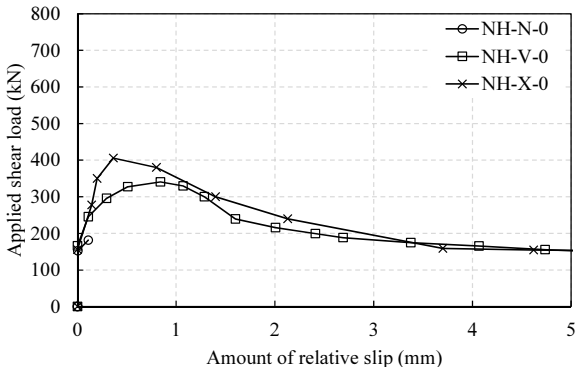
3.2 전단하중-상대 미끄러짐 관계

전단마찰면에서 전단하중-상대 미끄러짐 관계를 Fig. 6에 나타내었다. 모든 실험체는 균열의 발생과 함께 상대 미끄러짐이 진전하기 시작하였다. 초기 균열 발생 후 전단하중과 상대 미끄러짐 관계는 포물선형의 거동을 보였다. 하지만 횡보강근이 배근되지 않고 압축응력도 작용하지 않는 실험체(NH-N-0, HH-N-0)는 최대 전단내력에 도달함과 동시에 파괴가 발생하여 최대 전단내력 이후 미끄러짐 양을 측정하지 못했다. 최대 전단마찰내력 시까지의 상승부의 기울기 및 최대내력 이후 하강부의 기울기에 대한 횡보강근 배근형태의 영향은 중요하지 않았다. 압축응력이 작용할 경우 최대내력 이후 하강부에서 하중은 급격히 감소한 후 일정한 전단하중 하에서 상대 미끄러짐 양이 증가하였다.

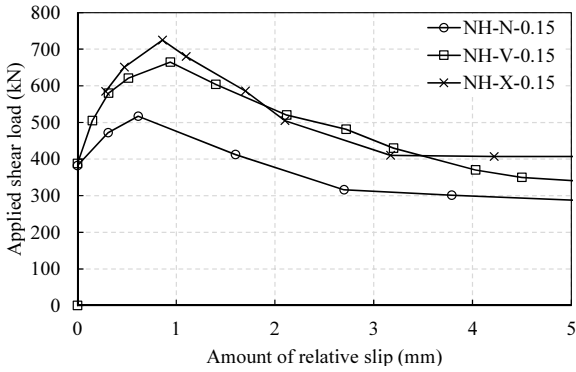
최대 전단마찰내력에서 상대 미끄러짐 양(S_0)은 Fig. 7에 나타내었다. NWC에서 축응력이 작용하지 않은 경우 S_0 값은 V형 철근 배근의 경우 0.5 mm, X형 철근 배근의 경우 0.4 mm이었다. 압축응력($0.15f_{cd}$)이 작용하는 H-시리즈의 실험체에서 S_0 값은 V형 철근 배근과 X형 철근 배근의 경우 모두 0.9 mm이었다. 압축응력이 작용한 L-시리즈에서 S_0 값은 V형 철근 배근과 X형 철근 배근의 경우 모두 0.8 mm이었다. 압축응력이 작용하는 실험체에서 S_0 값이 압축응력이 없는 경우에 비해 큰 이유는 최대 전단마찰내력이 약 1.8배 이상 증가하였기 때문이다. 동일 전단하중에서 상대 미끄러짐 제어에 대한 보강철근 배근형상 및 콘크리트 압축강도의 영향은 매우 미미하였다. 한편, 작용 축응력이 없고 횡보강근이 배근된 HWC의 S_0 값은 V형 철근배근과 X형 철근배근 한 경우 각각 0.5 mm 및 0.3 mm로 동일조건의 NWC와 비슷하였다.

3.3 전단균열응력

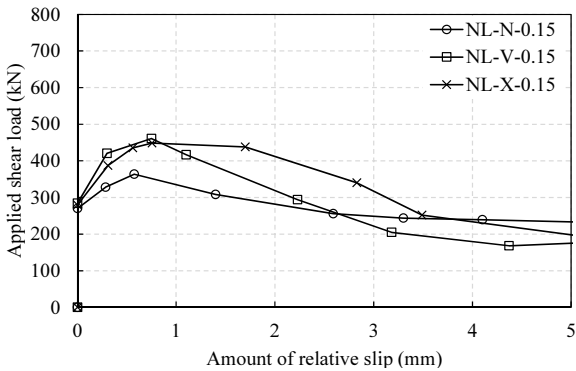
콘크리트 압축강도 루트승으로 무차원한 초기 전단균



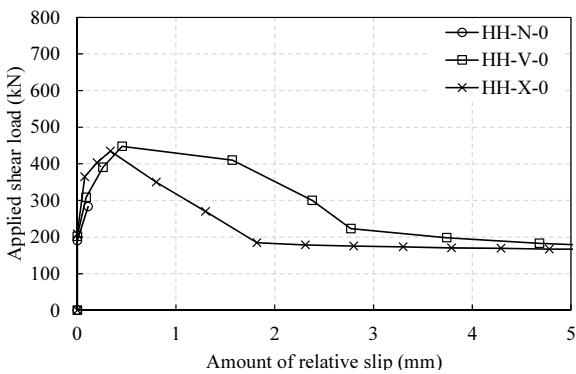
(a) $\rho_c = 2400 \text{ kg/m}^3$, H-series, $\sigma_x = 0$



(b) $\rho_c = 2400 \text{ kg/m}^3$, H-series, $\sigma_x = 0.15f_{cd}$



(c) $\rho_c = 2400 \text{ kg/m}^3$, L-series, $\sigma_x = 0.15f_{cd}$



(d) $\rho_c = 3500 \text{ kg/m}^3$, H-series, $\sigma_x = 0$

Fig. 6 Relative slip amount against applied loads

열응력($\tau_{cr}/\sqrt{f_{ck}}$)에 대한 작용압축응력(σ_x)의 영향을 Fig. 8에 나타내었다. 콘크리트의 전단마찰에 의한 초기 균열 내력은 횡보강근에 의해 영향을 받지 않았다(Table 4). 이에 따라 $\tau_{cr}/\sqrt{f_{ck}}$ 은 횡보강근의 영향을 받지 않았다. 이

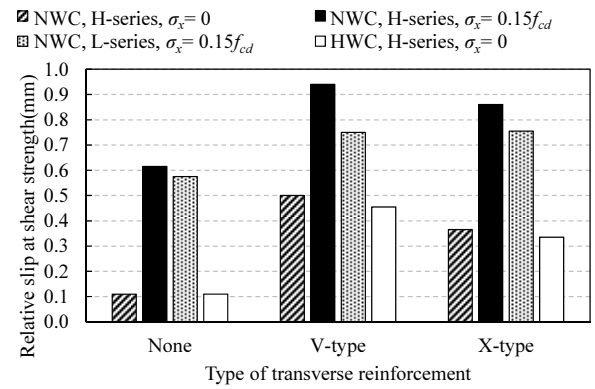


Fig. 7 Relative slip amount at the peak loads

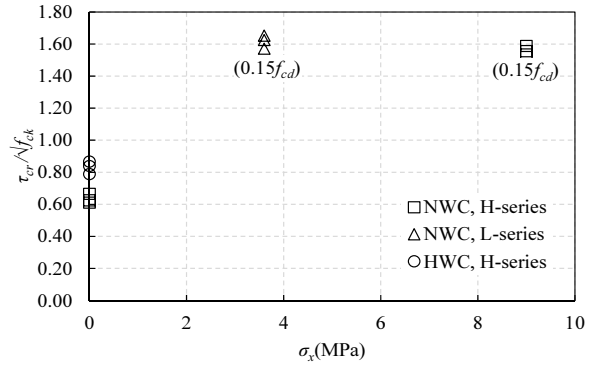


Fig. 8 Normalized initial shear friction cracking strength

는 전단마찰면에서 균열 발생 전에는 횡보강근의 하중전 달은 무시될 수 있음을 의미한다. 압축응력이 없는 고강도 NWC의 $\tau_{cr}/\sqrt{f_{ck}}$ 값은 0.61~0.67 범위에 있다. NWC에서 압축응력 작용하는 H-시리즈의 $\tau_{cr}/\sqrt{f_{ck}}$ 값은 1.54~1.59 범위에 있는데, 이는 압축응력이 없는 경우에 비해 약 2.5 배 증가한 값이다. 압축응력이 작용하는 저강도(L-시리즈) NWC의 $\tau_{cr}/\sqrt{f_{ck}}$ 값은 1.57~1.65 범위로, 동일 조건의 H-시리즈와 비슷한 값이다. 즉, Fig. 8은 전단마찰면에서 $\tau_{cr}/\sqrt{f_{ck}}$ 은 작용 압축응력 크기와 함께 증가하지만 콘크리트 압축강도 대비 압축응력의 비가 같다면 $\tau_{cr}/\sqrt{f_{ck}}$ 는 일정한 값을 갖음을 보여준다. 작용 압축응력이 없는 H-시리즈 HWC의 $\tau_{cr}/\sqrt{f_{ck}}$ 값은 0.79~0.87 범위에 있으며, 동일 조건의 NWC에 비해 1.3배 증가하였다.

3.4 최대 전단마찰응력

콘크리트 압축강도 루트승으로 무차원한 최대 전단마찰응력($\tau_n/\sqrt{f_{ck}}$)에 대한 작용압축응력(σ_x)의 영향을 Fig. 9에 나타내었다. 압축응력이 없는 경우 고강도(H-시리즈) NWC의 $\tau_n/\sqrt{f_{ck}}$ 값은 무보강, V형 및 X형 철근 배근의 실험체에서 각각 0.73, 1.37 및 1.63이었다. 즉 무보강 실험체에 비해 V형 및 X형 철근 배근 실험체의 $\tau_n/\sqrt{f_{ck}}$ 값은 각각 1.9배와 2.2배 향상되었다. 압축응력이 작용하는 고강도 NWC에서 $\tau_n/\sqrt{f_{ck}}$ 값은 무보강, V형 및 X형 철근 배근의 실험체에서 각각 2.07, 2.67 및 2.91이었던

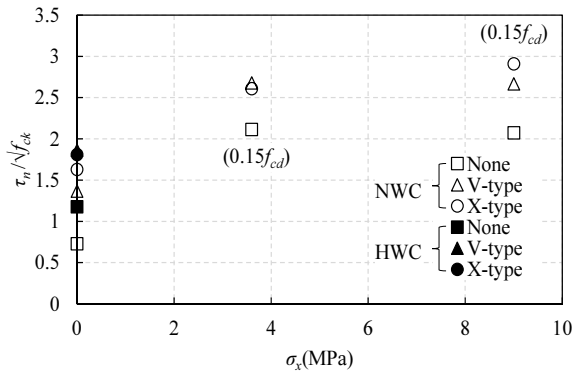


Fig. 9 Normalized shear friction strength

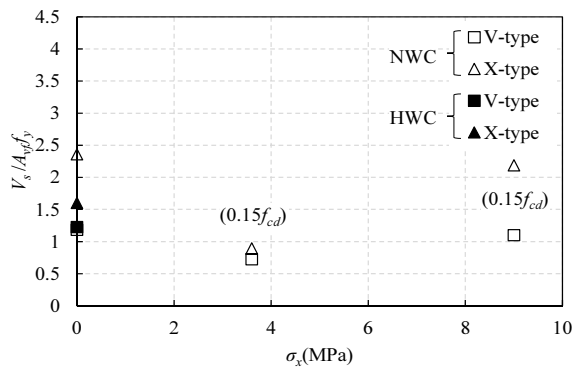


Fig. 10 Effect of compressive stress on the shear transfer capacity of shear reinforcement

데, 이는 압축응력이 없는 동일 조건의 실험체들에 비해 각각 2.85배, 1.95배 및 1.8배 증가한 값이다. 즉, 콘크리트 전단마찰저항은 작용 압축응력의 크기에 비례하여 증가하는 경향을 보였다. 압축응력이 작용하는 저장도(L-시리즈) NWC에서 $\tau_n / \sqrt{f_{ck}}$ 값은 무보강, V형 및 X형 철근 배근의 실험체에서 각각 2.11, 2.68 및 2.61데, 이 값들은 동일조건의 H-시리즈 실험체들에 비해 각각 102%, 100% 및 90% 수준이다. 이는 최대 전단마찰응력은 압축응력비에 의해 영향을 받음을 의미한다. 압축응력이 없는 고강도 HWC의 $\tau_n / \sqrt{f_{ck}}$ 값은 무보강, V형 및 X형 철근 배근의 실험체에서 각각 1.18, 1.86 및 1.81으로, 이들은 동일조건의 NWC에 비해 각각 1.6배, 1.4배 및 1.1배 높은 값이다. 즉, 고강도 HWC의 전단마찰내력은 동일강도의 NWC에 비해 향상되는데, 이는 Fig. 5에서 나타내었듯이 파괴면에서 골재의 맞물림작용에 의한 하중전달의 향상 때문이라 판단된다.

3.5 횡보강근의 전단저항력

전단마찰면에서 횡보강근의 전단전달력(V_s)은 횡보강근이 배근된 실험체의 전단내력에서 동일조건의 무보강 실험체의 전단내력의 차로서 평가될 수 있다.¹²⁾ 횡보강근의 전단전달력(V_s)을 철근의 인장력($A_v f_y$)으로 무차원화하여 Fig. 10에 나타내었다. 압축응력이 없는 고강도

NWC에서 $V_s / A_v f_y$ 의 값은 V형 및 X형 철근에서 각각 1.18과 2.36이다. 그리고 압축응력이 없는 고강도 HWC에서 $V_s / A_v f_y$ 의 값은 V형 및 X형 철근에서 각각 1.23과 1.60이다. 압축응력이 없는 고강도 NWC 조건에서만 X형 철근의 V_s 가 과도하게 높게 측정되었다. 전단마찰이론⁹⁾에 따르면 전단면(shear plane)에서 횡보강근은 균열의 발생과 함께 인장응력이 발생하며, 이는 힘의 평형을 위하여 전단면에 동일 크기의 압축응력을 유발한다. 이 압축응력은 전단면과 평행한 방향의 전단저항과 전단면에 수직(normal direction)으로 작용하여 콘크리트의 전단마찰저항을 향상시킨다. 따라서 횡보강근의 전단마찰저항에 대한 최적의 각도는 45°로 평가될 수 있다. 이에 따라 본 연구에서도 횡보강근의 전단저항이 V형 배근보다는 X형 배근에서 높게 나타났다.

반면 압축응력이 작용하는 경우 V형 및 X형 철근에서 $V_s / A_v f_y$ 값은 고강도 NWC의 경우 각각 1.10과 2.19이며, 저장도 NWC의 경우 각각 0.72와 0.89이다. 즉, 전단면에 수직(normal direction)으로 압축응력이 작용하면 V_s 는 감소하였으며, 압축강도가 낮을수록 감소량은 더 컸다. 전단면에서 수직(normal direction)으로 작용하는 압축응력은 전단면을 따른 콘크리트의 상대 미끄러짐을 줄이고 콘크리트 전단마찰 저항을 향상시킬 수 있는 반면, 횡보강근의 전단저항력 증가에는 다소 부정적이다. 전단면에서 균열의 발생과 함께 횡보강근에는 인장응력이 발생하게 되는데 외부 압축하중에 의해 초기 압축응력 상태에 있는 횡보강근의 인장응력 발휘는 상대적으로 작아진다. 또한 외부 압축응력으로 인해 콘크리트가 전달할 수 있는 전단력이 증가하는데, 이 증가된 전단력으로 인해 횡보강근 주위에서 콘크리트의 압괴가 발생하고 이에 따라 횡보강근의 장부작용에 의한 전단저항은 감소한다. 결국 전단면에 작용하는 외부 압축력의 작용에 의해 횡보강근의 전단저항력은 감소할 수 있다.

4. 직접전단내력 비교

4.1 기존 모델

직접전단실험을 통해 얻은 전단마찰내력은 미국 도로교통협회의 하중계수설계법(AASHTO-LRFD),¹⁰⁾ Mattock²⁾ 및 Hwang and Yang¹³⁾의 전단마찰설계에 의한 예측값과 비교하였다. 이 모델들은 횡보강근 및 작용 축응력을 고려하고 있으며, AASHTO-LRFD와 Mattock은 경량 및 보통중량 콘크리트에 대해 나타내었고 Hwang and Yang은 중량을 포함하기 위하여 콘크리트 단위용적중량을 고려하여 제안되었다. AASHTO-LRFD는 콘크리트가 부담하는 부분을 점착력(c)으로, 횡보강근 및 작용축력이 부담하는 부분을 마찰계수(μ)를 통해 나타내었으며, $cA_c + \mu(A_v f_y + N_x)$, $T_1 f_{ck} A_c$ 및 $T_2 A_c$ 중 최소값에 의해 전단마찰을 정의하였다. Mattock은 회귀분석을 통해 상수 K_1 , K_2 그리고 K_3 를

결정하여 전단내력을 예측하였다. $(A_v f_y + N_x) \geq K_1 A_c / 1.45$ 일 때 $K_1 A_c + 0.8(A_v f_y + N_x)$, $K_3 A_c$ 및 $K_2 f_{ck} A_c$ 중 최소값에 의해 전단마찰을 나타내었으며, $(A_v f_y + N_x) \leq K_1 A_c / 1.45$ 인 경우 콘크리트 부담분을 무시하고 횡보강근 및 축력에 의해 지배되는 것으로 가정하였다. Hwang and Yang은 소성론의 상계치 이론(upper-bound theorem)을 기반으로 전단전달의 역학적 메커니즘을 반영한 전단마찰내력 평가모델을 정립하였다. 콘크리트 전단전달력은 콘크리트 유효강도비와 마찰각의 함수로 제시되었다.

4.2 실험값과 예측값의 비교

직접전단실험으로부터 얻은 전단마찰내력과 제안모델의 비교를 Fig. 11에 나타내었다. 실험결과와 예측값의 비 $((V_n)_{Exp} / (V_n)_{Pre})$ 들의 평균값(γ_m)과 표준편차(γ_s)를 동일 그림에 나타내었다. AASHTO-LRFD 모델로부터 γ_m 과 γ_s

는 각각 1.95 및 0.53로 실험결과를 매우 과소평가하였다. AASHTO-LRFD의 예측값은 축응력이 작용한 실험체에 대해서 $T_2 A_c$ 값에 의해 지배되었다. 이 경우 횡보강근의 영향을 반영하지 못하고, 콘크리트 단위용적중량 및 압축강도의 영향을 고려하지 못한다. Mattock 모델로부터 산정된 $(V_n)_{Exp} / (V_n)_{Pre}$ 값들의 γ_m 과 γ_s 는 각각 1.54 및 0.16으로 실험결과를 과소평가하였다. Mattock의 경우 축응력이 없고 무보강된 실험체는 $(A_v f_y + N_x) \leq K_1 A_c / 1.45$ 인 경우에 속해 콘크리트의 부담분을 무시하여 직접전단내력을 예측할 수 없었다. AASHTO-LRFD와 Mattock의 경우 X형 철근 배근의 실험체의 직접전단내력은 V형 철근 배근의 실험체와 같게 예측하였다. Hwang and Yang의 모델은 압축응력이 작용하지 않는 실험체의 $(V_n)_{Exp} / (V_n)_{Pre}$ 값은 약 0.85로 실험결과를 다소 과대평가하였다. 하지만 Hwang and Yang의 모델로부터 산정된 $(V_n)_{Exp} / (V_n)_{Pre}$ 값들의 평균과 표준편차는 각각 1.02 및 0.23으로 AASHTO-LRFD 및 Mattock의 모델에 비해 실험결과를 잘 예측하였다.

5. 결 론

이 연구에서는 축력과 횡보강근을 고려하여 보통중량 콘크리트(NWC) 및 고중량콘크리트(HWC)의 전단마찰 특성을 평가하였으며, 그 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 전단하중-상대 미끄러짐 곡선의 초기 기울기 및 최대내력 이후 하중감소에 대한 기울기는 횡보강근의 배근형태 및 콘크리트 단위용적중량에 영향을 받지 않았다.
- 2) 콘크리트 압축강도 루트승으로 무차원한 초기 전단균열응력($\tau_{cr} / \sqrt{f_{ck}}$)은 단위용적중량 및 작용 압축응력 크기와 함께 증가하지만 콘크리트 압축강도 대비 압축응력의 비(σ_x / f_{ck})가 같다면 $\tau_{cr} / \sqrt{f_{ck}}$ 는 일정한 값을 보였다.
- 3) 콘크리트 압축강도 루트승으로 무차원한 최대 전단마찰응력($\tau_n / \sqrt{f_{ck}}$)은 작용압축응력(σ_x)의 크기와 비례하여 증가하였다. 반면 횡보강근의 전단전달력은 압축응력의 크기가 증가할수록 감소하였다.
- 4) 압축응력이 작용하지 않은 고강도 HWC의 최대 전단마찰내력은 무보강, V형 및 X형 철근 배근의 실험체에서 동일조건인 NWC에 비해 각각 1.6배, 1.4배 및 1.1배 증가하였다.
- 5) 실험결과에 기반한 AASHTO-LRFD 및 Mattock의 경험식은 콘크리트의 전단마찰내력을 과소평가하였다. 반면, 소성론의 상계치 이론에 기반한 Hwang and Yang의 수치모델은 콘크리트 단위용적중량, 횡보강근의 배근각도 및 압축응력 크기 등을 고려하면서 실험결과와의 비교에 대한 평균과 표준편차 값이 각각 1.02과 0.23로서 실험결과와 잘 일치하였다.

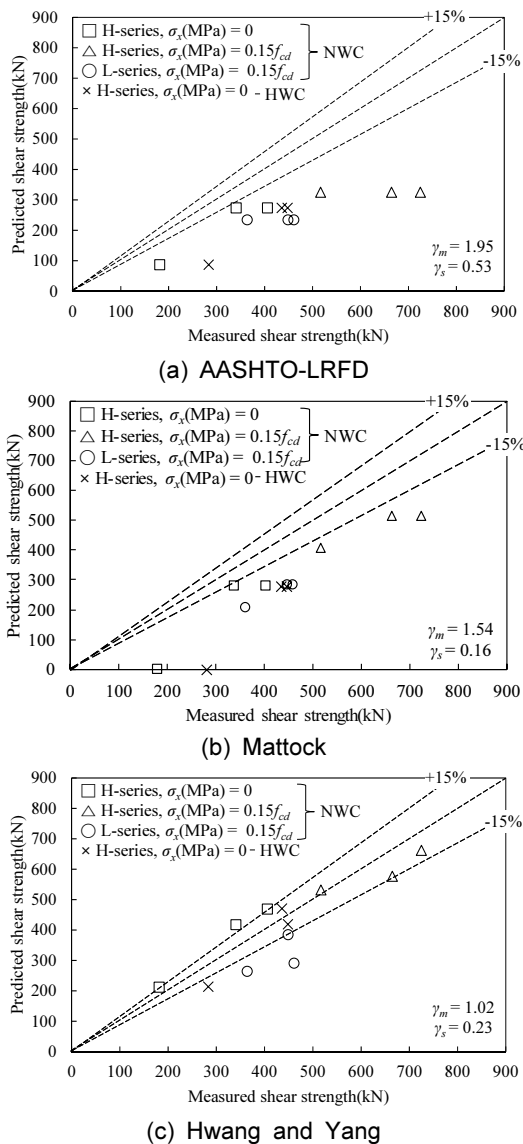


Fig. 11 Comparisons of measured and predicted shear friction strengths

감사의 글

이 논문은 2014년도 정부(미래창조과학부)의 재원으로 한국연구재단의 지원과 2015학년도 경기대학교 대학원 연구원장학생 장학금 지원을 받아 수행된 연구임(No. NRF-2014R1A2A2A09054557).

References

1. Yang, K. H., Sim, J. I., Kang, J. H., and Ashour, A. F., "Shear Capacity of Monolithic Concrete Joints Without Transverse Reinforcement," *Magazine of Concrete Research*, Vol.64, No.9, 2012, pp.767-780.
2. Mattock, A. H., "Shear Friction and High-Strength Concrete," *ACI Structural Journal*, Vol.98, No.1, 2001, pp.50-59.
3. Walraven, J. C., Frenay, J., and Pruijssers, A., "Influence of Concrete Strength and Load History on the Shear Friction Capacity of Concrete Members," *PCI Journal*, Vol.32, No.1, 1987, pp.66-84.
4. Mattock, A. H., Shear Transfer under Monotonic Loading, Acrossan Interface Between Concretes Cast at Different Times, *Report No. SM76-3*, University of Washington Department of Civil Engineering, Seattle, Washington, 1976, pp.1-35.
5. Loov, R. E., and Patnaik, A. K., "Horizontal Shear Strength of Composite Concrete Beams With a Rough Interface," *PCI Journal*, Vol.39, No.1, 1994, pp.48-69.
6. Mattock, A. H., Johal, L., and Chow, H. C., "Shear Transfer in Reinforced Concrete with Moment or Tension Acting Across the Shear Plane", *PCI Journal*, Vol.20, No.4, 1975, pp.76-93.
7. Mattock, A. H., and Hawkins, N. M., "Shear Transfer in Reinforced Concrete - Recent Research", *PCI Journal*, Vol.17, No.2, 1972, pp.76-93.
8. Hofbeck, J. A., Ibrahim, I. O., and Mattock, A. H., "Shear Transfer in Reinforced Concrete," *ACI Structural Journal*, Vol.66, No.2, 1969, pp.119-128.
9. ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-11) and Commentary*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 2011.
10. AASHTO, *AAHSTO LRFD Bridge Design Specifications*, American Association of State Highway and Transportation Officials, 2012, pp.5.78-5.80.
11. European Committee, *Eurocode 8 : Design of structures for Earthquake Resistance(BS EN-1998)*, European Commission, 2004.
12. Kim, S.C., and Park, S.Y., "A Study on Shear Steel Effect on RC Deep Beams," *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, Vol.25, No.2, 2005, pp.365-373.
13. Hwang, Y.H, and Yang, K.H., "Shear Friction Strength Model of Concrete considering Transverse Reinforcement and Axial Stresses," *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol.28, No.2, 2016, pp.167-176.

요약 이 연구에서는 다양한 콘크리트를 갖는 전단계면에서의 전단마찰거동에 대한 횡보강근 및 압축응력의 영향을 평가하였다. 12개 직접전단실험체로부터 균열진전, 전단하중-상대 미끄러짐 관계, 균열발생시 전단응력, 최대전단내력 및 횡보강근의 전단저항력 등이 측정되었다. 실험결과 동일 전단하중에서 상대 미끄러짐 제어에 대한 횡보강근 배근형상 및 콘크리트 압축강도의 영향은 미미하였다. 작용 압축응력의 증가와 함께 콘크리트의 전단전달력을 증가하는 반면, 횡보강근의 전단전달력은 감소하였는데, 횡보강근의 전단저항은 배근형태에 의해 영향을 받지 않았다. AASHTO-LRFD, Mattock 및 Hwang and Yang의 모델은 콘크리트의 전단마찰내력을 과소평가하였다. 반면, Hwang and Yang의 모델은 실험결과와의 비교에 대한 평균과 표준편차 값이 각각 1.02과 0.23으로서 기존 모델에 비해 다양한 변수의 영향을 적절히 고려하면서 콘크리트의 전단마찰내력을 잘 예측하였다.

핵심용어 : 전단마찰내력, 상대 미끄러짐, 횡보강근, 압축응력, 콘크리트 단위용적중량