



시공줄눈이 있는 콘크리트 경계면의 전단마찰 내력에 대한 보강철근의 영향

황용하¹⁾ · 양근혁^{2)*}

¹⁾경기대학교 건축공학과 ²⁾경기대학교 플랜트·건축공학과

Effect of Transverse Reinforcement on the Shear Friction Capacity of Concrete Interfaces with Construction Joint

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 The objective of the present study is to evaluate the shear transfer capacity of transverse reinforcement at the concrete interfaces with smooth construction joint. The transverse reinforcing bars were classified into two groups: V-type for the arrangement perpendicular to the interface and X-type for inclined-crossing arrangement. The transverse reinforcement ratio at the interface varied from 0.0045 to 0.0135 for V-type and 0.0064 to 0.0045 for X-type. The mechanism analysis proposed for monolithic concrete interface, derived based on the upper-bound theorem of concrete plasticity, was modified to evaluate the shear friction capacity of concrete interfaces with smooth construction joint. Test results showed that the specimens with X-type reinforcement had lower amount of relative slippage at the interface and higher shear friction capacity than the companion specimens with V-type reinforcement. This observation was independent of the unit weight of concrete. The mean and standard deviation of the ratios between the experimental shear friction strength of smooth construction joints and predictions obtained from the proposed model are 1.07 and 0.14, respectively.

Keywords : shear friction capacity, concrete interface, construction joint, relative slippage, transverse reinforcement

1. 서 론

기둥에 지지된 코벨 및 전단경간비 1.0 이하인 경우 기초와 전단벽 등의 부재 경계면 사이에서는 전단마찰(shear friction)에 의한 하중전달을 고려해야 한다. 특히 전단경간비가 짧은 전단벽의 경우 기초콘크리트 타설 후 벽체가 타설되는 공정에 따라 두 부재 경계면에서 시공줄눈이 형성된다. 콘크리트 전단마찰 저항은 잠재 균열면에서의 마찰계수에 의해 중요한 영향을 받는다. ACI 318-14¹⁾에서 마찰계수는 거칠지 않은 표면의 경우 0.6으로 가정하고, 전단마찰에 의한 하중전달은 두 부재 사이의 마찰계수, 철근의 단면적 및 항복강도의 곱으로 나타낸다. 이 경우 마찰면사이의 콘크리트 점착력은 무시한다.

콘크리트 전단마찰 및 균열면에서 전단마찰 보강철근의 전

저항에 대한 대부분의 연구²⁻⁷⁾는 일체타설 콘크리트를 대상으로 하였다. 반면 Mattock^{2,7)}은 콘크리트 분리 타설된 두 부재에서 전단마찰 및 전단철근의 하중전달 능력은 일체타설된 경우에 비해 감소함을 보였다. Hwang and Yang⁸⁾의 전단마찰 모델은 소성론의 상계치 이론(upper-bound theorem)⁹⁾에 기반하여 다양한 단위용적중량과 압축강도를 갖는 콘크리트에 대해 전단마찰강도를 예측할 수 있다. 하지만 이는 일체화된 콘크리트를 대상으로 전단마찰각을 제시하고 있으므로 시공줄눈이 있는 경우에는 그 적용성의 한계를 갖는다. 더불어 ACI 318-14의 설계기준에서는 전단마찰 철근의 하중전달에 대해 전단균열면의 마찰저항성을 고려하지 않고 있으며, 특히 시공줄눈을 가지는 경우의 설계기준식의 안전성에 대한 평가도 매우 미흡하다.

이 연구에서는 부드러운 면의 시공줄눈을 가지는 두 요소의 경계면에서 전단마찰 거동에 대한 횡보강근비 및 배근각도의 영향을 평가하였다. 콘크리트의 단위용적중량은 보통 중량과 고중량으로 구분하였으며, 단위용적중량이 3,500 kg/m³급인 중량 콘크리트(heavy-weight concrete, HWC)는

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

Received March 30, 2016, Revised June 29, 2016,

Accepted July 26, 2016

©2016 by Korea Concrete Institute

자철석을 이용하여 제작하였다. 시공줄눈을 갖는 전단마찰 면에서의 순수 전단에 의한 파괴거동 및 상대 미끄러짐 양을 평가하기 위하여 직접전단실험(push-off test)을 수행하였다. Hwang and Yang⁸⁾의 상계치 기반의 전단마찰 모델을 시공줄눈이 있는 경우로 확장하였으며, 본 실험 및 기존 실험결과^{2,4,7)}와의 비교를 통해 그 타당성을 검증하였다.

2. 직접전단실험

2.1 실험계획

시공줄눈 면에서 콘크리트의 전단마찰 저항을 평가하기 위하여 직접전단 실험체(push-off specimens) 12개를 제작하였다(Table 1). 콘크리트 타설은 전단마찰면을 기준으로 한 쪽을 타설한 뒤 3일후 추가 타설하였으며, 부드러운 면을 형성시키기 위해 추가적인 면처리는 하지 않았다. 콘크리트의 설계 압축강도는 60 MPa로 설정하였으며, 단위용적중량(ρ_c)은 2,400 kg/m³급인 보통중량 콘크리트(normal-weight concrete, NWC)와 3,500 kg/m³급인 HWC로 구분하였다. 부드러운 잠재 균열면에서 파괴를 유도하기 위해 실험체 상하부의 비 실험구간은 탄소섬유 및 철근(D16, D6)으로 보강하였다.

콘크리트 단위용적중량과 횡보강근 배근을 변수로 한 실험체에 대해서 횡보강근은 무보강(None), 전단면에 수직으로 배근한 경우(V-type)와 X형으로 배근한 경우(X-type)로 설정하였다(Fig. 1). EC 8¹⁰⁾은 전단경간비가 작은 전단벽의 설계에서 미끄러짐 저항을 위해 기초와 전단벽의 경계면에 X형의 철근배근을 요구하고 있다. 이를 고려하여 시공줄눈 면에서 전단저항에 대한 횡보강근의 배근각도를 V형(90°)과 45° 및 30°의 X형으로 하였다. 균열면에 대해 각도 θ_s 의 경사를 가진 경우 횡보강근양(A_{vf})은 횡보강근의 단면적(A_c)에 $\sin\theta_s$ 를 곱한 값과 같다. V형 철근배근의 경우 횡보강근을 각각 2개, 4개 및 6개로 배근하였는데, 이 경우 시공줄눈 면에 대한 횡보강근비($\rho_{vf} = A_{vf}/A_c$)는 각각 0.0045, 0.0090 및 0.0135이다. 횡보강근 4개의 X형 배근 경우 전단마찰면에 대한 각도를 45°와 30°로 배근하였는데, 이를 ρ_{vf} 로 환산하면 각각 0.0064 및 0.0045이다.

Table 1에 나타난 실험체명에서 첫 번째 항은 콘크리트 단위용적중량을, 두 번째 항은 전단마찰 균열면에서 횡보강근 배근형태 및 배근된 횡보강근 개수를, 세 번째 항은 횡보강근의 배근각도를 나타낸다. 횡보강근이 없는 경우 NWC와 HWC 실험체는 각각 N과 H로 나타내었다. 횡보강근이 배근된 경우 N-V2-90은 횡보강근을 전단면에 수직으로 2개를 배근한 NWC 실험체이다. 또한 N-X4-45는 횡보강근 4개를 X형 45°로 배근한 NWC 실험체이다.

2.2 재료 특성

콘크리트의 배합상세는 Table 2에 나타내었다. NWC 배합은 화강석 골재 및 해사를 이용하였으며, HWC 배합은 자

Table 1 Details of push-off specimens

Specimens	ρ_c (kg/m ³)	f_{cd} (MPa)	Transverse reinforcement		
			n_s (ρ_{vf})	θ_s	Type
N*	2,400	60	0	90°	V-type
N-V2-90			2-D10 (0.0045)		
N-V4-90			4-D10 (0.0090)		
N-V6-90			6-D10 (0.0135)	45°	X-type
N-X4-45			4-D10 (0.0064)		
N-X4-30			4-D10 (0.0045)	30°	
H*	3,500	60	0	90°	V-type
H-V2-90			2-D10 (0.0045)		
H-V4-90			4-D10 (0.0090)		
H-V6-90			6-D10 (0.0135)	45°	X-type
H-X4-45			4-D10 (0.0064)		
H-X4-30			4-D10 (0.0045)	30°	

Note: ρ_c = unit weight of concrete, f_{cd} = targeted compressive strength of concrete, 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.
*The notation N and H indicate the NWC and HWC specimens, respectively, without shear reinforcement at the construction joint.

N-V2-90
Degree of transverse reinforcement to shear friction interface = 90°, 45°, 30°
Amount of transverse reinforcement(D10) = 2 EA, 4 EA, 6 EA
Shear reinforcement type = N(None), V(Perpendicular type), X(X-type)
Unit weight of concrete = N(2400 kg/m³), H(3500 kg/m³)

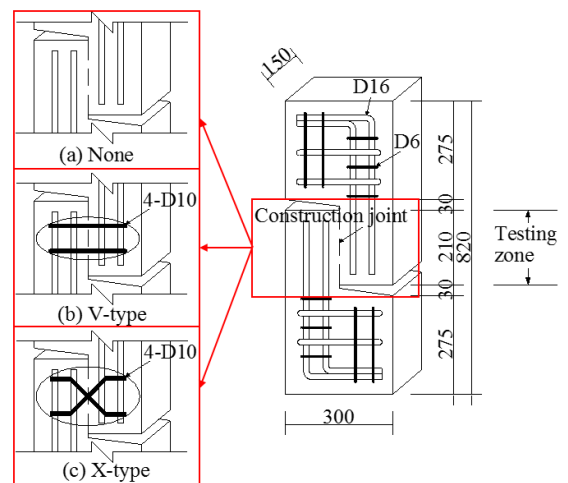


Fig. 1 Details of push-off specimens (unit: mm)

Table 2 Mixture proportions of concrete

Type	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	
NWC	60	45	28	155	554	782	-	971	-	1.7
HWC					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

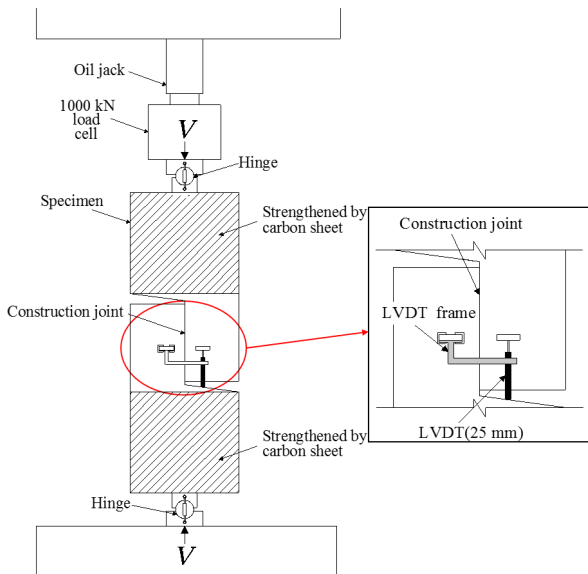


Fig. 2 Push-off testing for shear friction

철석 골재만을 사용하였다. 잔골재 및 굵은 골재의 최대 골재치수는 각각 5 mm와 25 mm이다. 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. 자철석 잔골재와 굵은골재의 조립률은 각각 3.3과 6.8이다. 단위수량과 잔골재율은 콘크리트 단위용적증량에 관계없이 각각 155 kg/m³와 45%로 고정하였다. 목표압축강도 60 MPa를 만족시키기 위해 물-시멘트비(W/C)는 28%로 설정하였다. NWC와 HWC 배합에서 폴리카르보산계 감수제를 시멘트 중량 대비 각각

1.7% 및 1.9% 치환하였다. 시공줄눈을 형성하기 위해 예상 파괴면을 기준으로 한쪽을 타설한 후 3일 후 반대편을 타설하였다. 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. NWC와 HWC의 28일 압축강도는 각각 62.5 MPa와 58.4 MPa로 측정되었으며, 이들의 단위용적증량은 각각 2,415 kg/m³와 3,429 kg/m³이었다.

2.3 가력 및 측정상태

직접전단실험은 Fig. 2에 나타낸 것과 같이 1,000 kN 용량의 로드셀을 전동식 유압펌프에 연결하여 가력하였다. 전단마찰 파괴면에서의 상대 미끄러짐 변위는 25 mm 용량의 변위계를 이용하여 측정하였다. 예상 파괴면을 기준으로 콘크리트 양쪽 면에 T자 아크릴판을 부착한 후 한쪽 아크릴판에 변위계 고정용 철물을 이용하여 변위계를 설치하였다. 시공 줄눈 면에서의 콘크리트 전단변형률 및 횡보강근의 변형률은 측정하지 않았다.

3. 실험결과 분석

3.1 전단하중-상대 미끄러짐 관계

직접전단실험을 통해 측정된 상대 미끄러짐 발생 시 내력 (V_{cr}), 최대 전단마찰내력(V_n) 및 최대 전단마찰내력에서의 상대 미끄러짐 양(S_0)은 Table 4에 나타내었다. 상대 미끄러짐 발생 시점은 전단하중-상대 미끄러짐 곡선에서 미끄러짐 양이 진전하기 시작하는 시점으로 하였다. 모든 실험체는 횡보강근비 및 배근각도에 관계없이 시공줄눈을 따라 두 개의 블록으로 분리되었다(Fig. 3). 전단마찰면에서 전단하중-

Table 4 Summary of test results

Specimens	f_{ck} (MPa)	V_{cr} (kN)	V_n (kN)	S_0 (mm)
N	62.5	51.1	51.1	0
N-V2-90		50.2	101.9	0.18
N-V4-90		51.3	136.2	0.21
N-V6-90		53.7	188.6	0.31
N-X4-45		51.4	146.5	0.29
N-X4-30		52.0	153.9	0.36
H		58.4	47.1	47.1
H-V2-90	43.9		92.4	0.25
H-V4-90	54.8		152.5	0.35
H-V6-90	50.6		183.0	0.50
H-X4-45	51.5		151.9	0.38
H-X4-30	56.3		159.8	0.47

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

상대 미끄러짐 관계를 Fig. 4에 나타내었다. 모든 실험체는 시공줄눈에서 콘크리트의 분리와 함께 상대 미끄러짐이 진전하기 시작하였다. 상대 미끄러짐의 발생 후 전단하중과 상대 미끄러짐 관계는 최대 전단마찰강도까지 직선적으로 증가하였다. 하지만 횡보강근이 배근되지 않은 실험체(N, H)는 최대 전단내력에 도달함과 동시에 파괴가 발생하여 전단마찰강도 이후 미끄러짐 양을 측정하지 못했다. ρ_{vf} 가 0.0045~0.0090인 경우 최대 전단마찰내력 시까지의 상승부의 기울기는 비슷하였으나, ρ_{vf} 가 0.0135인 실험체에서 상승부 기울기는 다른 실험체에 비해 컸다. 최대 전단마찰내력 시까지의 상승부 기울기에 대한 횡보강근 배근형태 및 콘크리트 종류의 영향은 중요하지 않았다. 최대내력 이후 하강부에서 V형 횡보강근을 갖는 실험체의 하중은 급격한 감소

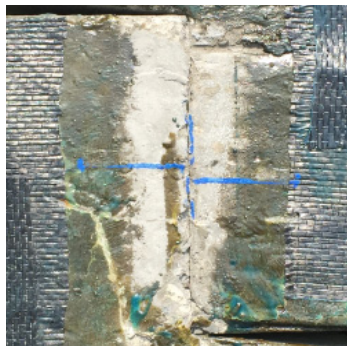
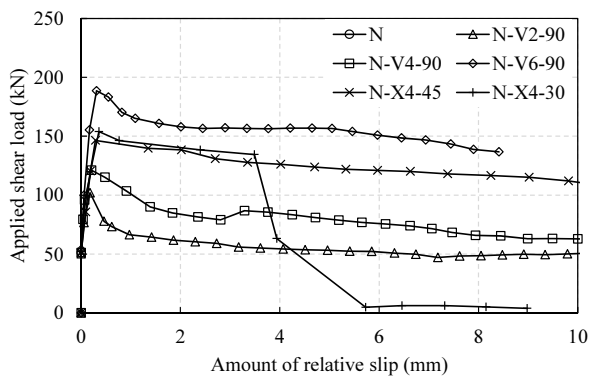
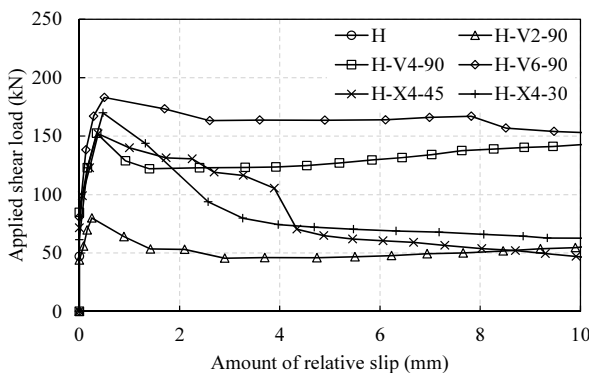


Fig. 3 Typical failure mode of specimens with construction joint



(a) $\rho_c = 2,400 \text{ kg/m}^3$ (NWC)



(b) $\rho_c = 3,500 \text{ kg/m}^3$ (HWC)

Fig. 4 Relative slip amount against applied loads

후 일정한 하중 하에서 상대 미끄러짐량이 증가하였다. X형 횡보강근을 갖는 실험체는 V형 횡보강근을 갖는 실험체와 비슷한 거동을 보였으나, N-X4-30과 H-X4-45 실험체의 경우 상대 미끄러짐 양이 약 4 mm 부근에서 급격한 하중감소 현상이 나타났다. 이는 X형 횡보강근의 경우 상대 미끄러짐이 발생하면서 콘크리트 피복의 탈락이 나타났기 때문이다.

NWC에서 S_0 값은 V형 철근 배근의 경우 V형 ρ_{vf} 값 0.0045, 0.0090 및 0.0135일 때 각각 약 0.18 mm, 0.21 mm 및 0.31 mm로, ρ_{vf} 가 커질수록 증가하는 경향을 보였다(Table 4). 이는 ρ_{vf} 가 커질수록 최대전단내력이 증가하여 S_0 값이 증가하였기 때문이다. 즉, ρ_{vf} 가 0.0045인 실험체의 최대 전단마찰내력에 해당하는 하중에서 ρ_{vf} 가 0.0090 및 0.0135인 실험체의 상대 미끄러짐 양은 각각 0.10 mm 및 0.06 mm로 감소한다. 동일하중(ρ_{vf} 가 0.0045인 시험체의 최대 전단내력)에서 ρ_{vf} 가 0.0135의 시험체의 상대 미끄러짐 양은 약 66% 감소하였다. NWC에서 ρ_{vf} 가 0.0090인 V형 실험체(X형 실험체와 철근배근 개수 동일)의 최대 전단마찰내력에 해당하는 하중에서 ρ_{vf} 가 0.0064와 0.0045인 X형 배근 시험체의 상대 미끄러짐 양은 모두 0.19 mm이다. 즉, 동일하중에서 X형 철근배근 시험체의 상대 미끄러짐 양은 동일 조건의 V형 철근배근 시험체에 비해 약 10% 감소하였다.

V형 배근의 HWC의 경우 ρ_{vf} 가 0.0045인 실험체의 최대 전단마찰내력에 해당하는 하중에서 ρ_{vf} 가 0.0090 및 0.0135인 실험체의 상대 미끄러짐 양은 각각 0.15 mm 및 0.08 mm로, NWC 시험체와 비슷한 상대 미끄러짐 양의 감소율을 보였다. 또한 HWC를 사용한 시험체의 상대미끄러짐 양에 대한 횡보강근 배근방법의 영향은 미미하였다.

3.2 상대 미끄러짐 발생 응력 및 최대 전단마찰 응력

콘크리트 압축강도 루트승으로 무차원한 상대 미끄러짐 발생 응력($\tau_{cr}/\sqrt{f_{ck}}$)에 대한 횡보강근의 영향을 Fig. 5에 나타내었다. 응력은 직접전단실험을 통해 측정된 전단내력값(V)에 전단마찰면의 면적($A_c=150 \times 210 \text{ mm}^2$)을 나누어 환산된 값을 이용하였다. NWC와 HWC의 $\tau_{cr}/\sqrt{f_{ck}}$ 값은 배근된 횡보강근비 및 배근각도와 상관없이 약 0.21의 값을 가진다. 이는 전단마찰면에서 균열 발생 전에는 횡보강근의 하

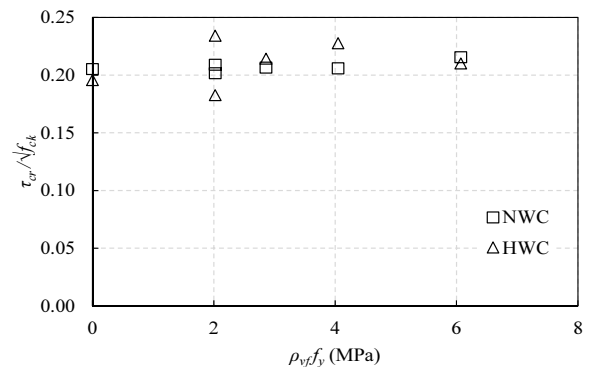


Fig. 5 Normalized shear friction strength at occurring slip

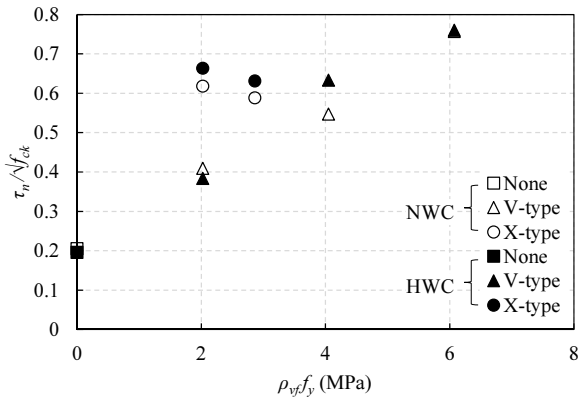


Fig. 6 Normalized shear friction strength

중전달은 무시될 수 있음을 의미한다. 또한 시공줄눈이 있는 경우 전단면에서의 전단전달에 대한 콘크리트 단위용적중량의 영향은 미미하였다.

콘크리트 압축강도 루트승으로 무차원한 최대 전단마찰 응력($\tau_n / \sqrt{f_{ck}}$)에 대한 횡보강근의 영향을 Fig. 6에 나타내었다. V형 배근 NWC 시험체에서 ρ_{vf} 가 0, 0.0045, 0.0090 및 0.00135인 경우 $\tau_n / \sqrt{f_{ck}}$ 값은 0.21, 0.41, 0.55 및 0.76로, ρ_{vf} 값이 높아짐에 따라 선형 증가하였다. X형 배근 NWC에서 ρ_{vf} 가 0.0064와 0.045일 때 $\tau_n / \sqrt{f_{ck}}$ 값은 0.59 및 0.62로 ρ_{vf} 가 0.0090인 V형 배근 시험체에 비해 각각 7% 및 13% 증가하였다. V형 배근의 HWC 시험체에서 ρ_{vf} 가 0, 0.0045, 0.0090 및 0.00135인 경우 $\tau_n / \sqrt{f_{ck}}$ 값은 0.17, 0.36, 0.63 및 0.76로 NWC에서와 같이 선형증가하는 경향을 보였다. 즉 콘크리트 단위용적중량이 최대 전단마찰내력에 미치는 영향은 미미하였다. X형 배근의 HWC 시험체에서 ρ_{vf} 가 0.0064와 0.0045일 때 $\tau_n / \sqrt{f_{ck}}$ 값은 0.63 및 0.66이다. ρ_{vf} 가 0.0045인 X형 배근 시험체 $\tau_n / \sqrt{f_{ck}}$ 값은 ρ_{vf} 가 0.0090인 V형 배근 시험체에 비해 5% 증가하였다. 즉, V형 배근에 비해 X형 배근이 최대전단마찰 내력 증가에 다소 유리하였다.

3.3 횡보강근의 전단저항력

전단마찰 면에서 횡보강근의 전단전달력(V_s)은 횡보강근이 배근된 시험체의 전단내력에서 동일조건 무보강 시험체의 전단내력의 차로써 평가될 수 있다.¹¹⁾ 횡보강근의 전단전달력(V_s)을 철근의 인장력($A_{vf} f_y$)으로 무차원화하여 Fig. 7에 나타내었다. 횡보강근 양이 많은 전단마찰면은 철근 항복 이전에 콘크리트 파괴에 의해 지배될 수 있다. 이를 고려하여 ACI 318-14¹⁾은 횡보강근의 전단저항력을 콘크리트 압축강도의 함수인 상한값보다 낮게 있도록 설계를 유도하고 있다. V형 배근의 NWC 시험체에서 ρ_{vf} 가 0.0045, 0.0090 및 0.00135 일 때 $V_s / A_{vf} f_y$ 의 값은 각각 0.80, 0.67 및 0.72이었다. 즉, V형 배근 시험체에서 횡보강근의 전단전달력 비는 횡보강근 비에 관계없이 비슷한 값을 보였다. 이는 횡보강근의 항복 이전에 횡보강근을 지지하는 콘크리트 면의 압괴에 의해 전단마찰거동이 결정될 수 있음을 의미한다.¹²⁾ X형 배

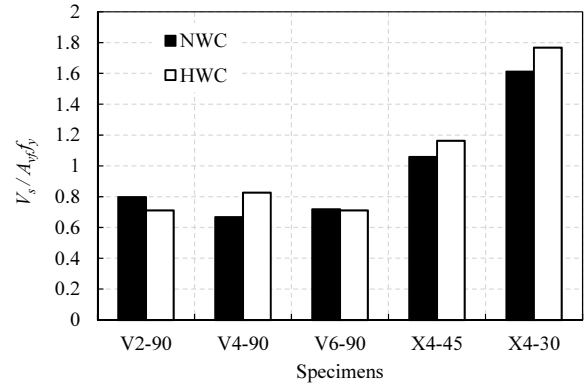


Fig. 7 Effect of transverse reinforcement on the shear transfer capacity

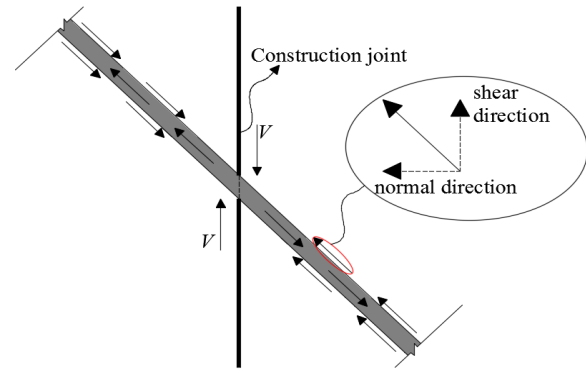


Fig. 8 Stress distribution of transverse reinforcement along the construction joint

근의 NWC 시험체에서 ρ_{vf} 가 0.0064와 0.0045일 때 $V_s / A_{vf} f_y$ 값은 각각 1.01 및 1.54으로, ρ_{vf} 가 0.0090인 V형 시험체에 비해 각각 약 58% 및 140% 증가하였다. 전단면의 미끄러짐 거동 시 횡보강근에는 인장응력이 발생하는데, 이 인장응력은 힘의 평형에 의해 동일 크기의 압축응력으로 전단면에 작용하게 된다. 이 압축응력은 전단면에 수평(shear direction) 및 수직성분(normal direction)으로 나눌 수 있는데(Fig. 8), 수직 성분은 콘크리트의 전단마찰 저항을 향상시킨다. ACI 318-14의 전단마찰설계에서도 횡보강근의 전단저항은 45도 배근일 때 가장 크며, 90도 배근에서 가장 낮게 보고 있다. V형 배근의 HWC 시험체에서 ρ_{vf} 가 0.0045, 0.0090 및 0.00135 일 때 $V_s / A_{vf} f_y$ 값은 각각 0.71, 0.83, 0.71이었다. $V_s / A_{vf} f_y$ 값에 대한 콘크리트 단위용적중량의 영향은 미미하였다. X형 배근의 HWC 시험체에서 ρ_{vf} 가 0.0064와 0.0045일 때 $V_s / A_{vf} f_y$ 값은 1.11 및 1.68으로, ρ_{vf} 가 0.0090인 V형 시험체에 비해 각각 약 41% 및 113% 증가하였다.

4. 전단마찰강도 예측모델

4.1 점착력 및 마찰각

이 연구에서는 콘크리트 조성론의 상계치 이론에 기반하여 유도된 Hwang and Yang⁸⁾의 일체 타설 경계면에서의 전단마찰강도 예측모델을 시공줄눈에서의 전단마찰강도 예

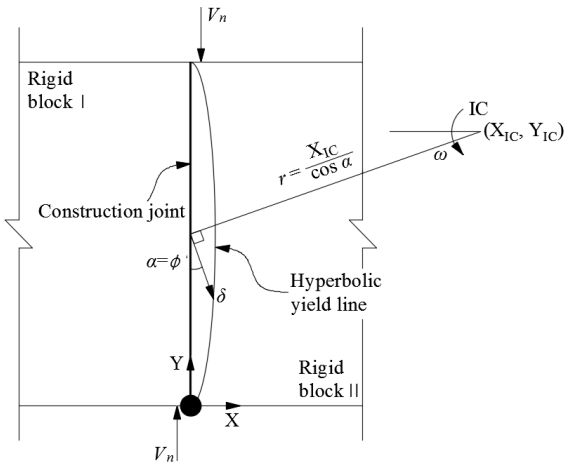


Fig. 9 Idealized failure plane of construction joint

측모델로 확장하였다. 시공줄눈이 있는 경우 전단 파괴면은 시공줄눈을 따라 형성되므로(Fig. 3) 시공줄눈에서의 콘크리트 점착력(c')과 마찰각(ϕ')을 산정해야 한다. Nielsen⁹⁾에 따르면 시공줄눈이 있는 경우 평면 변형률 관계에서 파괴면과 상대변위사이의 각도(α)와 ϕ' 은 같다고 가정될 수 있다(Fig. 9). 따라서 시공줄눈을 따라 전단파괴하는 부재에서 전단마찰 내력은 Hwang and Yang의 소성론의 상계치 이론(upper-bound theorem)에 기반한 제안모델로부터 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$V_n = \frac{1}{2} f_c^* \frac{1}{\cos \phi'} [1 - \sin \phi'] A_c + A_{vf} f_y \frac{\cos(\theta_s - \phi')}{\cos \phi'} \quad (1)$$

여기서, f_c^* 는 콘크리트 유효압축강도를, A_{vf} 는 횡보강근의 단면적($=A_v \sin \theta_s$)을, f_y 는 횡보강근의 항복강도를 나타낸다. 미끄러짐 파괴 시 시공줄눈에서의 점착력 c' 는 $f_c^*/2\sqrt{k}$ 로 나타낼 수 있는데, 이때 $k = \frac{(1 + \sin \phi')}{(1 - \sin \phi')}$ 이다.⁹⁾ 따라서 시공줄눈에서 콘크리트 유효압축강도는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$f_c^* = 2c' \frac{\cos \phi'}{1 - \sin \phi'} \quad (2)$$

식 (2)를 식 (1)에 대입하면, 시공줄눈에서 콘크리트 전단마찰내력은 다음과 같이 c' 과 ϕ' 에 대한 함수로 나타낼 수 있다.

$$V_n = c' A_c + A_{vf} f_y \frac{\cos(\theta_s - \phi')}{\cos \phi'} \quad (3)$$

식 (3)에서 c' 과 ϕ' 의 값은 재료의 특성보다는 시공줄눈에서의 표면상태에 의해 영향을 받고, 일정한 값을 갖는다¹³⁾. 본 연구에서는 직접전단 실험결과를 이용하여 c' 와 ϕ' 의 값

을 결정하였다. 식 (3)에서 전단마찰 내력(V_n)을 시공줄눈의 단면적(A_c)으로 나눈 전단마찰 응력(τ_n)으로 나타내면 다음과 같다.

$$\tau_n = c' + \rho_{vf} f_y \frac{\cos(\phi' - \theta_s)}{\cos \phi'} \quad (4)$$

c' 의 경우 시공줄눈이 있는 전단마찰면에서의 점착력이므로 횡보강근이 배근되지 않은 실험결과($\rho_{vf} = 0$)를 통해 결정될 수 있다. 본 실험결과로부터 c' 의 값은 콘크리트 압축강도 60 MPa 수준에서 약 1.56 MPa로 제시될 수 있었다. 따라서 식 (4)를 $\tan \phi'$ 에 대한 함수로 나타내면 다음과 같다.

$$\left(\frac{\cos \theta_s}{\tan \phi'} + \sin \theta_s \right) \tan \phi' - \frac{\tau_n - 1.56}{\rho_{vf} f_y} = 0 \quad (5)$$

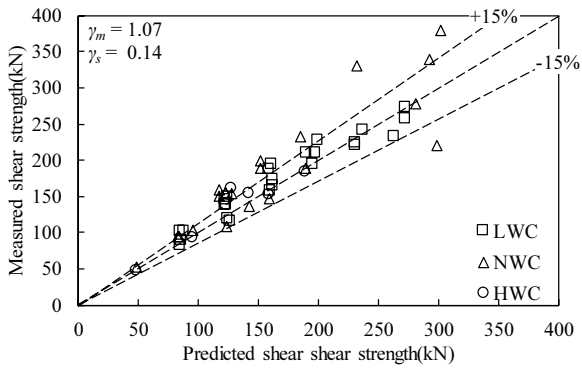
각 실험체의 최대전단 응력값을 이용하여 식 (5)의 수치해석을 통해 ϕ' 값을 산정하였다. 본 실험결과 수치해석을 통해 산정된 ϕ' 값의 범위는 V형 배근의 실험체에서 31.1°~36.9°, X형 배근 실험체의 경우 24.7°~56.1°에 있었다. 이들의 평균값으로부터 ϕ' 는 36.2°로 제시될 수 있었다. 즉 부드러운 면의 시공줄눈을 갖는 압축강도 60 MPa 수준의 콘크리트 부재의 전단마찰 내력은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$V_n = 1.56 A_c + A_{vf} f_y \frac{\cos(36.2 - \theta_s)}{\cos(36.2)} \quad (6)$$

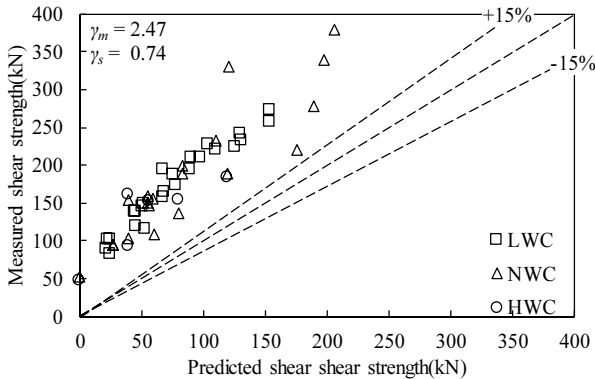
4.2 제안모델과 실험결과와의 비교

제시된 식 (6)은 본 연구 및 기존연구^{2,4,7)}의 직접전단실험결과와 비교하여 그 타당성을 확인하였다(Fig. 10(a)). 비교를 위해 ACI 318-14의 전단마찰내력 식과 실험결과와의 비교를 Fig. 10(b)에 나타내었다. 직접전단 내력의 실험결과에 대한 예측값의 비($(V_n)_{Exp}/(V_n)_{Pre}$)의 평균값(γ_m)과 표준편차(γ_s)를 동일 그림에 나타내었다. 기존 실험체들은 모두 부드러운 면의 시공줄눈을 갖으며, 횡보강근 배근형태는 V형이다. 본 연구 및 기존연구를 통해 시공줄눈을 가지는 51개의 실험결과를 얻었으며, 변수의 범위는 f_{ck} 가 16~62.5 MPa, ρ_c 가 1,684~3,429 kg/m³, ρ_{vf} 가 0.0044~0.0314이었다(Table 5).

NWC 실험체들에서 산정한 γ_m 과 γ_s 값은 각각 1.13 및 0.18로 예측값은 실험결과에 비해 다소 낮았다. 경량콘크리트(lightweight concrete, LWC) 실험체들에서 얻은 γ_m 과 γ_s 값은 각각 1.05 및 0.10이며, HWC 실험체들에서 얻은 γ_m 과 γ_s 값은 각각 1.03 및 0.12이다. 시공줄눈면에서 골재의 맞물림 작용은 기대할 수 없기 때문에 콘크리트 단위용적중량이 예측값과 실험값의 비에 미치는 영향은 무시할 수 있다. 콘크리트 단위용적중량에 관계없이 전체 실험결과에 대한 γ_m 과 γ_s 값은 각각 1.07 및 0.14이다. 제시된 부드러운 면의 시공줄눈에서의 전단마찰 내력에 대한 모델은 실험결과와 잘 일치하였다. 반면 ACI 318-14의 전단마찰내력 식은 부드러운 면의



(a) Proposed model



(b) ACI 318-14 equation

Fig. 10 Comparisons of measured and predicted shear friction strengths

Table 5 Distribution of different parameters in the 51 test data sets

Parameters		Distribution				
f_{ck}	Range (MPa)	15~20	20~30	30~40	40~50	50~65
	Frequency	2	19	5	13	12
ρ_c	Range (kg/m^3)	1500~1800	1800~2000	2000~2500	2500~3000	3000~3500
	Frequency	12	13	20	0	6
ρ_{vf}	Range	0	0.001~0.01	0.01~0.025	0.025~0.04	0.04~
	Frequency	2	24	19	6	0

시공줄눈에서의 전단마찰내력을 상당히 안전측에서 평가하였다. 실험결과와 ACI 318-14의 식의 비교로부터 얻은 γ_m 과 γ_s 값은 각각 2.47과 0.74로서 그 편차도 큰 편이다.

5. 결 론

이 연구에서는 부드러운 면을 갖는 시공줄눈이 있는 콘크리트의 전단마찰내력을 평가하였다. 직접전단 실험 및 소성론의 상계치 이론에 기반하여 전단마찰내력 평가 모델을 제시한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 최대 전단마찰내력 시까지의 하중증가에 따른 상대 미끄러짐 양의 증가에 대한 횡보강근 배근형태 및 콘크리트 종류의 영향은 중요하지 않았다.
- 2) 콘크리트 압축강도 루트승으로 무차원한 상대 미끄러짐 발생 응력($\tau_{cr}/\sqrt{f_{ck}}$)은 횡보강근의 양 및 배근각도에 관계없이 약 0.21의 값을 보였다.
- 3) 콘크리트 압축강도 루트승으로 무차원한 전단마찰내력($\tau_n/\sqrt{f_{ck}}$)은 횡보강근 비의 증가와 함께 선형증가하는 경향을 보였다.
- 4) 시공줄눈에서 상대 미끄러짐 제어 및 전단마찰내력에 대해 30° 및 45° 경사의 X형 배근이 90°의 V형 배근방법에 비해 다소 유리하였다.
- 5) 부드러운 시공줄눈을 갖는 압축강도 60 MPa 수준인 콘크리트 부재의 전단마찰 내력(V_n)은 $1.56A_c + A_{vf}f_y \frac{\cos(36.2 - \theta_s)}{\cos(36.2)}$ 로 제시될 수 있었다.
- 6) 전단마찰 내력에 대한 본 실험 및 기존실험 결과와 제안모델에 의한 예측 값들의 비의 평균 및 표준편차는 각각 1.07 및 0.14로서 제안모델은 실험결과와 잘 일치하였다.

감사의 글

이 논문은 2014년도 정부(미래창조과학부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임(No. NRF-2014 R1A2A2A09054557).

References

1. ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-14) and Commentary*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 2014.
2. Mattock, A. H., "Shear Transfer under Monotonic Loading, Across an Interface Between Concretes Cast at Different Times", *Report No. SM76-3*, University of Washington Department of Civil Engineering, Seattle, Washington, 1976, pp.1-35.
3. 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.
4. Mattock, A. H., Li, W. K., and Wang, T. C., "Shear Transfer in Lightweight Reinforced Concrete", *PCI Journal*, Vol.32, No.1, 1976, pp.20-39.
5. Mattock, A. H., and Hawkins, N. M., "Shear Transfer in Reinforced Concrete - Recent Research", *PCI Journal*, Vol.17, No.2, 1972, pp. 76-93.
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., "Shear Friction and High-Strength Concrete", *ACI Structural Journal*, Vol.98, No.1, 2001, pp. 50-59.
8. Hwang, Y. H., and Yang, K. H., "Shear Friction Strength Concrete Considering Transverse Reinforcement and Axial Stresses", *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol.28, No.2, 2016, pp. 167-176.
9. Nielsen, M. P., and Hoang, L. C., *Limit Analysis and Concrete Plasticity*, CRC Press, USA, 2010, pp.629-644.
10. European Committee, *Eurocode 8 : Design of structures for Earthquake Resistance(BS EN-1998)*, European Commission, 2004.
11. 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.
12. CEB-FIP, *fib Bulletin 43 : Structural connections for precast concrete buildings*, Lausanne, Switzerland, 2008.
13. Choi, O. C., Hong, G. S., Shin, Y. S., Cho, S. S., and Chung, I. Y., "Interfacial Shear Transfer Characteristics of Concrete Joint", *Journal of the Architectural Institute of Korea*, Vol. 10, No.8, 1994, pp. 89-96.

요 약 이 연구의 목적은 부드러운 면의 시공줄눈을 가지는 콘크리트 경계면에서의 횡보강근의 전단전달력을 평가하는 것이다. 횡보강근의 배근은 전단마찰 면에 수직으로 배근한 그룹(V-type)과 45°의 X형으로 교차배근 한 그룹(X-type)으로 나누었다. 전단마찰면에서 횡보강근비는 V형 철근배근의 경우 0.0045~0.0135로, X형 철근의 경우 0.0064 및 0.0045이다. 소성론의 상계치 이론(upper-bound theorem)을 기반으로 한 일체화된 콘크리트의 전단마찰모델을 수정하여, 부드러운 면의 시공줄눈을 갖는 콘크리트의 전단마찰내력을 평가하였다. 실험결과, 시공줄눈이 있는 두 부재사이의 전단마찰 내력에 대한 콘크리트 단위용적중량의 영향은 미미하였다. 시공줄눈에서 상대 미끄러짐 제어 및 전단마찰내력에 대해서는 X형 배근이 V형 배근에 비해 다소 유리하였다. 부드러운 면을 갖는 시공줄눈의 전단마찰내력에 대한 실험결과와 제안모델에 의한 예측값의 비들의 평균과 표준편차는 각각 1.07과 0.14로 나타났다.

핵심용어 : 전단마찰내력, 콘크리트 경계면, 시공줄눈, 상대 미끄러짐, 횡보강근