



# 소성 이론에 의한 강섬유 보강 초고성능콘크리트의 전단 마찰 강도식 제안

이지형<sup>1)</sup> · 홍성걸<sup>1)\*</sup>

<sup>1)</sup>서울대학교 건축학과

## Shear Friction Strength based on Limit Analysis for Ultra-High Performance Fiber Reinforced Concrete

Ji-Hyung Lee<sup>1)</sup> and Sung-Gul Hong<sup>1)\*</sup>

<sup>1)</sup>Dept. of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul 151-744, Korea

**ABSTRACT** Ultra High Performance Fiber Reinforced Concrete (UHPFRC) is distinguished from the normal concrete by outstanding compressive and tensile strength. Cracked normal concrete resists shear by aggregate interlocking while clamped by transverse reinforcement, which is called as shear friction theory. Cracked UHPFRC is expected to have a different shear transfer mechanism due to rather smooth crack face and post-cracking behavior under tensile force. Twenty-four push-off specimens with transverse reinforcement are tested for four different fiber volume ratio and three different ratio of reinforcement along the shear plane. The shear friction strength for monolithic concrete are suggested by limit analysis of plasticity and verified by test results. Plastic analysis gives a conservative, but reasonable estimate. The suggested shear friction factor and effectiveness factor of UHPFRC can be applied for interface shear transfer design of high-strength concrete and fiber reinforced concrete with post-cracking tensile strength.

**Keywords** : UHPFRC, interface shear transfer, limit analysis, push-off test, shear friction strength

### 1. 서 론

브라켓, 코벨 등과 같이 직접 전단력에 의해 파괴될 수 있는 부재의 경우 항복선을 따라 발생하는 균열면으로 미끄러짐 파괴가 발생하게 되며, 이 때 콘크리트 균열면을 통해 전단력이 전달되는 현상을 Birkeland 등은 전단 마찰로 표현하였다.<sup>1)</sup> 균열면의 전단전달강도는 균열면의 거칠고 불규칙적인 정도를 마찰계수로 반영한 수직항력, 즉 균열면을 구속하는 수직응력에 비례하게 된다는 이론이다. 현행 콘크리트 구조설계기준에서는 직접전단력이 작용하는 부재 뿐 아니라 시간을 두고 타설된 시공줄눈에서의 전단강도를 전단마찰강도의 개념으로 정의하고 있다.

강섬유보강 초고성능 콘크리트(UHPFRC)는 매우 높은 압축강도를 가질 뿐 아니라, 높은 압축강도에 따른 취성적 파괴를 막기 위해 강섬유를 혼입하여 재료의 인장강도 및 부재의 연성도 발현을 기대할 수 있는 특징을 가지

고 있다. 고강도, 섬유보강이라는 재료적 특성으로 인하여 균열발생 및 균열 발생 후 역학적 기체가 기존 콘크리트와 달라지게 되며, 특히 강섬유의 부착응력은 높은 재료인장강도 뿐 아니라 균열 발생 후 부재의 연성거동을 가능케 하는 주요한 기체가 된다. UHPFRC의 균열면에 작용하는 수직 응력(인장력)에 대한 연구는 강섬유의 뿔 힘강도 실험 및 재료의 휨인장, 직접인장 실험 등을 통해 수행되어 왔으나 균열면에 작용하는 수평 응력(전단력)에 대한 연구는 많지 않다. 본 연구에서는 푸시 오프 실험을 통해 압축, 인장응력에 동시에 작용하는 양방향 응력상태에 의한 UHPFRC의 전단강도를 알아보고, 이를 소성이론으로 분석하여 재료의 전단 마찰 주요 변수 특성 값을 정의하여 강도식을 제안하고자 한다.

콘크리트 전단면에서의 전단응력전달 기체에 관한 연구는 Hofbeck et al.(1969)<sup>2)</sup>의 연구를 기점으로 실험연구 방법이 정립되었다. 전단면에 철근을 배근한 콘크리트의 푸시 아웃 실험을 통해 철근이 받는 인장력이 평형조건식에 의해 전단면에 압축력으로 작용하게 되고, 압축력에 대한 전단면의 마찰계수에 의해 전단마찰력의 크기가 결정된다. Fig. 1은 푸시 오프 실험 결과, 전단면에 작용하는 수직응력 $\sigma$ 를 철근에 작용하는 항복응력 $\rho f_y$ 으로 정의하여 전단면에 작용하는 평균전단강도 $\tau$ 와의 관계를 나

\*Corresponding author E-mail : sghong@snu.ac.kr

Received March 4, 2015, Revised April 12, 2015,

Accepted April 13, 2015

©2015 by Korea Concrete Institute



하나, 점착강도의 경우 별도의 재료강도 없이 점착 계수  $c$ 에 강도값을 포함시킨 점에 차이가 있다. 점착 계수와 마찰 계수는 계면의 거칠기와 철근보강형태로 분류하여 개별적으로 정의하고 있는데, 일반콘크리트로써 일체식 구조체의 경우  $c$ 는 2.756 MPa,  $\mu$ 는 1.4이다.

$$V_{ni} = cA_{cv} + \mu(A_{vf}f_y + P_c) \leq \min(K_1f'_cA_{cv}, K_2A_{cv}) \quad (2)$$

- $c$  : 재료 점착 계수
- $\mu$  : 재료 마찰 계수
- $A_{cv}$ : 콘크리트 계면 전단 면적
- $A_{vf}$ : 전단면에 수직인 보강재 단면적
- $K_1$ : 유효 계면 전단저항에 대한 콘크리트 강도 비율
- $K_2$ : 계면 전단저항의 한계값
- $P_c$ : 영구적으로 전단면에 수직으로 작용하는 압축력

### 2.3 AFGC

프랑스 토목학회(AFGC)에서 발간한 강섬유 보강 초고성능콘크리트 지침<sup>7)</sup>에서는 시간차를 두고 타설한 전단키가 있는 콘크리트 계면의 전단강도를 식(3)과 같이 제시하고 있다. 기본개념은 유로코드와 같으나 탄성구간 인장강도  $f_{dk,el}$ 와 최대 인장강도  $f_{dfk}$ 를 별도로 정의했다는 점에 주목할 필요가 있다.  $f_{dk,el}$ 는 기존콘크리트의 인장강도와 유사한 의미로써 균열이 발생하는 강도이며 재료 점착 계수  $c$ 로 대표되는 변수이고,  $f_{dfk}$ 는 균열발생 후 강섬유에 의해 발현되는 인장강도로서 균열구속효과를 가져온다는 점에서 재료 마찰 계수  $\mu$ 로 대표되는 기존의 철근을 대체할 수 있는 변수로 해석될 수 있다. 한편 전체식의 상한값은 압축강도  $f_{ck}$ 로 제한되는데 이는 일체식 구조체의 전단면에 발생한 콘크리트 스트럿의 압축강도를 의미하며 보의 전단강도 상한값과 동일하게 정의된다. 전단키가 있고 전단키의 형상이 일정조건을 만족할 경우  $c$ 는 0.5,  $\mu$ 는 1.4로써 일체식 구조체와 유사하게 간주하고 있다.

$$v_{Rdi} = cf_{dk,el}/\gamma_c + \mu\sigma_n + \rho f_{yd}(\mu\sin\alpha + \cos\alpha) + (0.35\mu + 0.3)f_{dfk}/(\gamma_c K) \leq 1.14\alpha_{cc}f_{ck}^{2/3}/\gamma_c \quad (3)$$

- $c$  : 재료 점착 계수
- $\mu$  : 재료 마찰 계수
- $f_{dk,el}$ : 설계 탄성 인장강도
- $f_{dfk}$ : 설계 최대 인장강도
- $\sigma_n$ : 계면에 수직으로 작용하는 외부 응력
- $K$ : 강섬유 방향성 계수
- $\alpha_{cc}$ : 강도저감계수

### 2.4 콘크리트구조기준

국토해양부에서 발간한 콘크리트구조기준<sup>8)</sup>에서는 전

단마찰강도를 식(4)와 같이 정의하고 있으며 이는 ACI<sup>9)</sup>와 유사하다. 이는 일반적으로 점착강도가 마찰강도에 비해 작고, 전단면에서의 보강설계가 전단보강철근에 의해 이루어진다는 점을 시사하고 있다.

$$V_n = A_{vf}f_y(\mu\sin\alpha_f + \cos\alpha_f) \leq \min(0.2f_{ck}A_c, (3.3 + 0.08f_{ck})A_c) \quad (4)$$

- $V_n$ : 공칭 전단마찰강도
- $A_{vf}$ : 전단마찰철근 단면적
- $\mu$ : 마찰계수 (일체로 친 콘크리트 1.4)
- $\alpha_f$ : 전단마찰철근과 전단면 사이의 각
- $A_c$ : 전단전달에 저항하는 콘크리트 단면적

그러나 이러한 접근은 다음과 같은 문제점이 있다. 점착력을 강도식에서 생략한 결과, 마찰계수가 상대적으로 과대 계상되는 경향이 있어 정의된 식이 물리적인 메커니즘을 반영하기보다는 경험값에 비추어 보수적으로 산정될 가능성이 크다. 또한 같은 이유로 본 연구에서와 같은 새로운 물리적 성질을 가진 재료에 대해 식의 확장성이 떨어진다. 따라서 본 연구에서는 유로코드의 직접전단강도식을 근거로 UHPFRC의 점착계수  $c$ 와 마찰계수  $\mu$ , 그리고 강도감소계수  $\nu$ 를 알아보고, 재료 물성치는 압축강도  $f_{cd}$ 와 인장강도  $f_{td}$ 를 모두 고려하도록 한다.

## 3. 실험체 설계 및 계획

### 3.1 재료 물성치

실험에 사용된 UHPFRC의 배합은 Table 1과 같다. 강섬유(SF)를 제외한 나머지는 중량비로 나타낸 것이다. 매트릭스는 미세 균열이나 공극을 최소화하기 위하여 미세 입자의 입도가 균질하고 조직이 매우 치밀한 특징이 있다. 배합에 적용한 시멘트는 보통 포틀랜드시멘트(C)이며, 반응성 분체로 지르코늄(Zr)을 사용하였다. 잔골재는 입도 0.5 mm 이하의 모래(S)를 사용하였으며 굵은 골재는 사용하지 않았다. 낮은 물-결합비(W/B)에 의한 작업성을 보완하기 위하여 폴리카르본산계의 고성능 감수제(SP)를 사용하였으며, 충전재(F)의 구성입자 평균입경은 10  $\mu$ m 정도이다. 강섬유(SF)는 부피비로 나타내어 실험변수에 따라 0.5, 1.0, 1.5%를 적용하였으며, 항복강도 2,500 MPa, 직경 0.2 mm의 직선형상 강섬유를 19 mm 길이와 16 mm 길이를 부피비에 따라 각각 2:1의 비율로 배합하였다.

재료강도 시험은 한국콘크리트학회에서 발간한 초고성능 콘크리트 구조설계지침<sup>10)</sup>에서 제시하는 시험방법에 의

Table 1 UHPFRC composition (all by weight but SF)

W/B	C	Zr	S	F	SP	SF
0.237	1	0.25	1.1	0.8	0.0085	0.0~1.5



Fig. 3 (Left) Compressive strength test and (Right) Direct Tensile strength test of UHPFRC

Table 2 Material properties of UHPFRC

Fiber volume ratio $V_f$ (%)	Compressive strength $f'_c$ [MPa]	Modulus of elasticity $E$ [GPa]	Tensile strength $f_t$ [MPa]
1.5	176.9	49.8	11.43
1.0	147.8	44.5	8.12
0.5	159.5	46.4	6.37
0.0	158.8	48.5	3.31

Table 3 Material properties of reinforcement bars

Reinforce ment size	Modulus of elasticity [GPa]	Yield strength [MPa]	Yield strain ( $\times 10^{-6}$ )	Ultimate strength [MPa]
D10	170	470	2470	580
D13	183	510	2200	580

거하여 수행되었다. 강섬유부피비 0.0%, 0.5%, 1.0%, 1.5% 별로 각 6개의 시편을 제작하여 시험하였으며, 해당 강도는 시편 6개 중 가장 큰 값과 작은 값을 제외한 4개 값의 평균값으로 보았다. 인장시험의 경우 중앙부의 균열을 유도하기 위하여 Fig. 3의 오른쪽 그림과 같이 중앙부 양쪽에 폭 2 mm, 길이 12.5 mm의 노치를 도입한 시편을 변위제어 방식으로 0.005 mm/sec의 속도로 가력하였으며 시험체가 신장량을 나타내기 위한 변위계 사이의 바깥쪽에서 파괴된 경우에는 그 결과를 무효로 하였다. 시험결과는 Table 2와 같으며 압축강도와 탄성계수는 강섬유부피비에 따라 소폭 증가, 인장강도는 크게 증가하는 경향을 보였다. 단, 압축강도 중 강섬유 부피비가 1.0%인 경우 0.5%와 0.0%인 경우보다 그 크기가 작았는데 이는 타설시 공기량이 크고 슬럼프가 작아 공시체 내에 기대하지 않은 공극이 발생하여 압축강도가 작아진 것으로 추정된다. 인장강도-균열폭의 관계에서 최대인장강도가 도달하는 시점은 시편에 따라 편차는 있으나 균열폭 0.3 mm 이내에서는 안정적으로 하중이 증가하였다. 전단면에

Table 4 Specimen Details

Specimen Number	Steel fiber ratio (%)	Transverse reinforcement ratio (%)
F15-S00-1,2	1.5	0.00
F15-S09-1,2	1.5	0.89
F15-S16-1,2	1.5	1.58
F10-S00-1,2	1.0	0.00
F10-S09-1,2	1.0	0.89
F10-S16-1,2	1.0	1.58
F05-S00-1,2	0.5	0.00
F05-S09-1,2	0.5	0.89
F05-S16-1,2	0.5	1.58
F00-S00-1,2	0.0	0.00
F00-S09-1,2	0.0	0.89
F00-S16-1,2	0.0	1.58

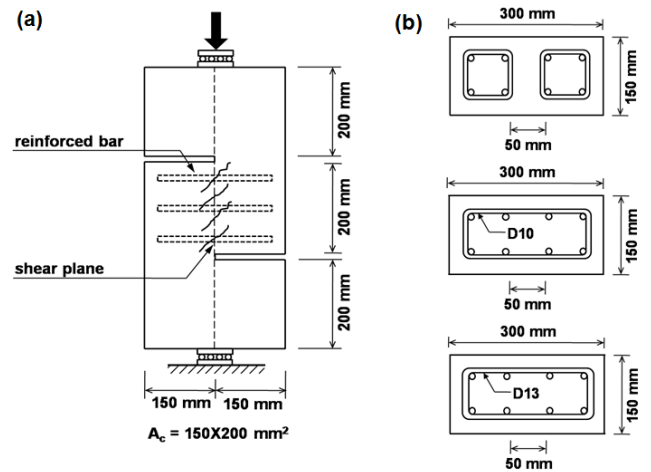


Fig. 4 Specimen geometries for tests; (a) test specimen with transverse reinforcements, (b) specimen dimension and arrangement of reinforcements at cross section

보강된 철근은 D10, D13의 두 가지 종류이며 해당철근의 인장시험에 의한 물리적 성질은 Table 3과 같다.

### 3.2 실험 계획

실험체 일람은 Table 4와 같다. 철근은 전단면에 수직으로 D10과 D13을 세가닥씩 배근하여 전단면에 대한 철근비를 0.00%, 0.89%, 1.58%로 변수로 두었으며, 강섬유부피비는 0.0%, 0.5%, 1.0%, 1.5%를 변수로 두어 12개 조합별로 실험체를 2개씩 만들어 총 24개 실험체에 대해 푸시 오프 실험을 수행하였다. 전단면에 해당되는 가운데를 제외한 상, 하부분은 강체거동을 하도록 철근을 충분히 보강하였으며 UHPFRC의 압축강도가 철근강도에 준할 정도로 큰 것을 감안하여 이 부분의 높이를 충분히 크게 설계하였다. 실험체 셋업은 Fig. 4(a)와 같다. 100 ton

액츄에이터를 사용하였으며, 변위제어를 통해 0.01 mm/sec의 속도로 가력하였다. 하중이 점선의 항복선을 따라 전달되도록 지점제하 하였으며, 별도의 경계조건 없이 전단면의 구속이 재료 인장력과 철근 인장력에 의해서만 이루어지도록 하였다. 주요 측정값은 전단면에서의 수직 응력, 수평응력, 수직변위, 수평변위이며 수직응력은 액츄에이터로부터 도입된 힘에 전단면의 크기를 나누어 평균전단응력으로 보고, 수평응력은 강섬유에 의한 내부 지지응력과 철근인장강도의 합으로 본다. 수직변위는 균열면의 상하에 각각 LVDT를 설치하여 상대변위로 측정하였으며, 수평변위는 전단면의 양쪽에 200 mm 범위 내로 철근 배근부분을 모두 포함하도록 단부에서 20 mm 안쪽지점에 2개, 총 4개 LVDT를 설치하여 두 부분 평균값의 상대변위, 즉 전단면 가운데 부분의 상대변위로 측정하였다.

#### 4. 실험 결과 및 분석

##### 4.1 실험체 파괴모드

전단면에서의 응력상태는 Fig. 5와 같이 나타낼 수 있다. 전단강도 $\tau$ 와 수직응력 $\sigma_y$ 은 외력에 의한 평균응력값으로 가정한다. 수평응력 $\sigma_x$ 은 전단마찰강도의 주요 변수로 전단면에 작용하는 철근의 인장력 뿐 아니라 강섬유에 의한 재료인장력을 구속효과로 정의하였으며, 이는 실험결과로 타당성을 입증할 수 있다. Fig. 6의 아래 그림은 강섬유 부피비가 1.5%로 일정할 때 전단면에 배근된 철근비가 증가함에 따라 볼 수 있는 파괴양상이다. 보통 콘크리트에서 알려진 바<sup>2),11),12)</sup>와 같이 철근비가 증가할수록

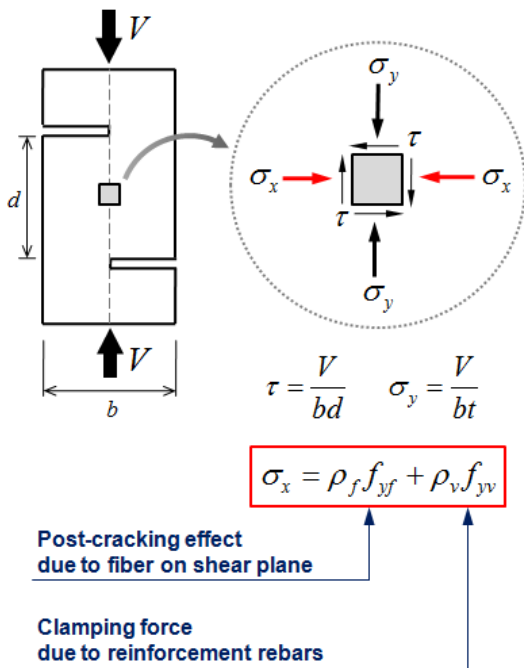


Fig. 5 Stress states on a shear plane

최종균열이 기울어지며, 균열 양단에 압괴 부위가 커졌다. Fig. 6의 위 그림은 전단면에 배근된 철근비가 0.89%로 일정하고 강섬유 부피비가 증가함에 따라 볼 수 있는 파괴양상으로 강섬유가 전단면에 배근된 철근의 역할을 대체할 수 있고, 강섬유에 의한 재료인장력이 구속효과로 작용함을 의미한다.

전단면에서 균열에 의한 미끄러짐 파괴가 기본 파괴모드이며 전단면에 수평으로 작용하는 구속력이 커질수록 균열이 기울어지기 때문에 양 단부에 콘크리트 압괴를 수반하게 된다. 이러한 현상은 기존 연구<sup>11),12)</sup>에서 알려진 바와 같이 전단면에 콘크리트 스트럿이 형성되었음을 의미하는데, Fig. 6에서 강섬유 부피비와 철근비가 증가함에 따라 전단면에 발생한 스트럿의 크기와 각도가 점점 커지는 것을 확인할 수 있다.

##### 4.2 실험변수에 따른 전단강도

Fig. 7(a)의 각 그래프는 동일 철근비에 따른 강섬유 부피비의 전단거동을 나타낸다. 철근비가 0.0%인 경우 수직변위와 평균전단응력의 관계는 강섬유 부피비 0.5%와 1.0%의 일부를 제외하고 강섬유 부피비의 증가에 따라 전단강도가 증가하였으며 강섬유 부피비 1.5%는 최대강도가 안정적으로 확보되었다. 철근이 보강된 경우는 강섬유 부피비의 증가에 따라 최대강도가 증가하는 경향을 뚜렷하게 보였으나, 강섬유 부피비 0.5%와 1.0%인 경우는 최대 강도값의 차이가 크지 않았다. 이는 강섬유 부피비 1.0%의 다른 배합에 비해 작은 압축강도가 반영된 결과로 생각해 볼 수 있다.

Fig. 7(a) 그래프 3개를 상호 비교하여 전단면에 수직으로 배근된 철근비에 따른 거동을 보면, 철근 보강비가 증가함에 따라 최대강도도 증가하며 연성파괴가 유도됨

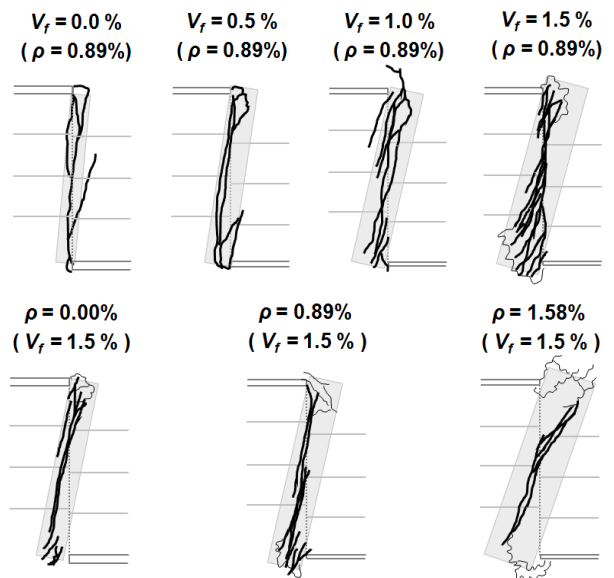


Fig. 6 Typical failure crack pattern of push-off tests

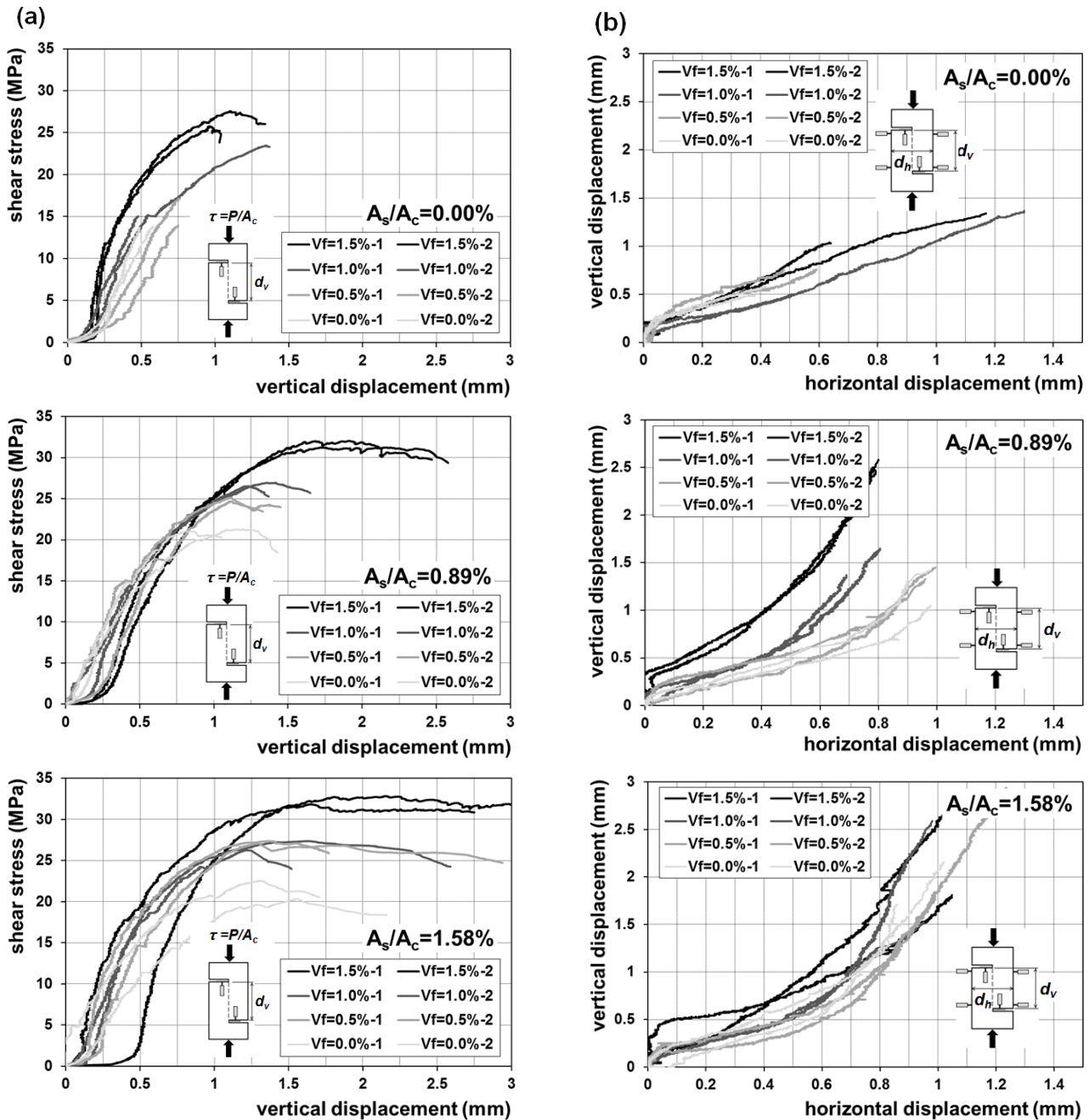


Fig. 7 Test results ; (a) nominal shear stress and vertical displacement relationship, (b) vertical displacement and horizontal displacement relationship

을 알 수 있다. 철근이 보강된 경우와 보강되지 않은 경우의 강도증가는 확연하게 나타나나, 철근비 0.89%와 1.58%의 경우를 비교하면 철근비 증가에 따른 최대전단강도는 거의 같고 연성도가 약 2배 이상 증가하는 결과를 보였다. 이는 Fig. 7(b)의 전단면 거동과 관계가 있는데 철근이 보강되지 않은 경우는 수직, 수평 변위비가 최대 강도에 이르기까지 일정한 반면, 철근이 보강된 경우는 전단강도가 증가함에 따라 수직, 수평변위비도 증가하였다. 이러한 거동은 철근이 보강된 경우 강도가 증가함에 따라 전단면이 회전함을 의미하는데, 강섬유 보강만으로는 나타나지 않는 거동임을 미루어 볼 때 철근의 장부효과

가 반영된 결과로도 해석할 수 있다. 또한 변위비가 일정한 경우 미끄럼과괴만 일어난 반면, 변위비가 변하는 경우는 콘크리트 스트럿 압괴를 수반하였다.

### 4.3 강섬유에 의한 균열 후 거동과 전단 마찰 강도

철근보강 없이도 강섬유 부피비 1.5%의 경우 전단강도가 안정적으로 확보되었으며, 철근이 보강된 경우는 강섬유 부피비가 증가함에 따라 강도 및 연성증대가 증가되는 경향이 뚜렷하게 보였다. 강섬유가 철근보강과 같은 역할을 하는 것은 실험결과로 검증하였고, Fig. 5에서

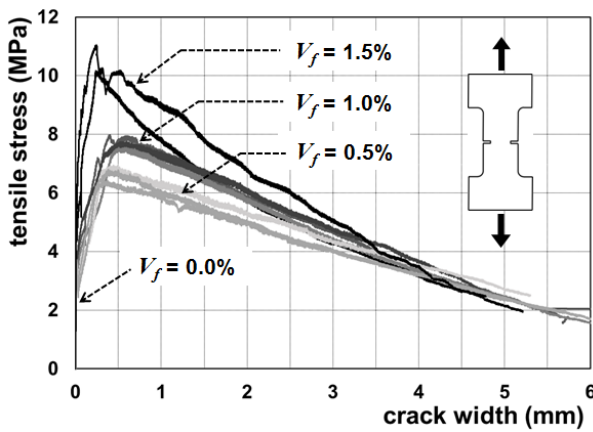


Fig. 8 Tensile stress and crack width relationship of UHPFRC

Table 5 Test results of UHPFRC specimens

Specimen Number	Post-cracking stress by direct tensile tests $f_t - f_{cr}$ [MPa]	Clamping stress by reinforcement $\rho f_y$ [MPa]	Nominal shear stress $v_u$ [MPa]
F15-S00-1	7.49	0.00	27.58
F15-S00-2	7.49	0.00	25.77
F15-S09-1	7.49	4.27	32.03
F15-S09-2	7.49	4.27	31.22
F15-S16-1	7.49	7.58	32.84
F15-S16-2	7.49	7.58	31.84
F10-S00-1	4.60	0.00	15.26
F10-S00-2	4.60	0.00	23.47
F10-S09-1	4.60	4.27	26.93
F10-S09-2	4.60	4.27	26.53
F10-S16-1	4.60	7.58	27.37
F10-S16-2	4.60	7.58	26.53
F05-S00-1	2.72	0.00	16.63
F05-S00-2	2.72	0.00	19.27
F05-S09-1	2.72	4.27	24.67
F05-S09-2	2.72	4.27	25.13
F05-S16-1	2.72	7.58	27.20
F05-S16-2	2.72	7.58	27.37
F00-S00-1	0.0	0.00	13.72
F00-S00-2	0.0	0.00	13.81
F00-S09-1	0.0	4.27	21.03
F00-S09-2	0.0	4.27	22.54
F00-S16-1	0.0	7.58	20.35
F00-S16-2	0.0	7.58	20.35

수평응력 중 UHPFRC의 균열 후 강도에 대한 정의가 필요하다. 기존연구 및 현행 전단마찰강도에서 전단파괴는 철근의 항복에 의한 것으로,  $\rho f_y$ 를 전단면의 구속응력으로 정의하고 있다.

균열 후 강도의 정의를 위해 강섬유 부피비에 따른 인장강도 거동을 분석할 필요가 있다. Fig. 8은 재료인장실험에 따른 인장강도-균열폭의 관계이다. 강섬유 부피비 0.0%인 경우 미세균열구간이 거의 없으며 취성적으로 파괴되는 반면, 강섬유 부피비가 0.0%가 아닌 경우는 미세균열구간에서 인장강도가 거의 선형적으로 증가하는 균열 후 거동을 보이며, 강섬유 부피비가 증가함에 따라 최대인장강도가 커진다. 여기서 미세균열 구간은 노치에서 측정된 균열폭이 발생한 시점부터 인장강도가 최대에 이르기까지의 구간을 의미한다. 대균열이 발생하면 하중이 감소하게 되며 이 때 발생하는 인장연화구간은 강도증대에는 기여하지 못하나 재료의 인성(toughness)와 관계되며 연성도 증대에 기여할 수 있다.

본 연구에서는 전단면에서 균열 발생 후 강섬유에 의해 발생하는 구속력에 의해 전단마찰강도가 증가한다고 가정하였으므로, UHPFRC의 균열 후 강도를  $f_t - f_{cr}$ 로 정의하였다. 여기서  $f_t$ 는 최대인장강도,  $f_{cr}$ 은 균열발생강도로서 강섬유 부피비 0.0%일 때의 인장강도와 같다. 상기 정의에 의하여 주요 실험변수에 따른 최대 전단강도값을 정리하면 Table 5와 같다.

## 5. 소성이론에 의한 전단강도 모델

직접 전단실험에 의한 실험결과는 소성이론에 의한 전단강도 모델로 정의할 수 있다. Jensen, B.C.의 접합부 전단강도의 소성이론 모델<sup>13,14</sup>과 Mattock, A.H. etc. al.,<sup>2)</sup>의 전단마찰 모델은 형태가 유사하다. 소성이론에 의한 직접 전단강도는 기존의 전단마찰이론의 개념을 포괄하여 적용할 수 있을 뿐만 아니라 전단강도 상한값으로써 콘크리트 압괴에 의한 강도 저감계수를 정의할 수 있는 장점이 있다.

### 5.1 소성이론에 의한 직접 전단 파괴 모델

소성모델은 재료모델의 파괴모드를 기반으로 구조체의 한계상태에서의 강도값을 정의한다. Fig. 9는 일반 콘크리트에 적용되는 수정 쿨롱 모델에 의한 파괴 기준이다. 취성재료는 미끄러짐 파괴(sliding failure)에 의한 쿨롱 모델로 정의되고, 여기에 재료의 인장강도를 고려하여 분리 파괴(separation failure)를 함께 고려한 것이 수정 쿨롱 모델이다. 이러한 두 가지 파괴모드는 UHPFRC 재료실험에서 압축과 인장파괴 시 일반 콘크리트와 마찬가지로 해당 파괴모드가 뚜렷하게 나타남을 확인할 수 있다(Fig. 3). 특히 미끄러짐 파괴 기준에서 균열면에 압축력이 작용하는 경우는 점착응력  $c$ 와 압축력과 전단응력간의 기울기  $\mu$ 에 의한 정의가 전단마찰이론과 동일하다고 가정할 수 있다.

폭  $l$ , 전단면 높이  $h$ 인 직접 전단을 받는 실험체는 Fig. 10와 같이 나타낼 수 있다. 일반 콘크리트의 경우 균열면

에 수직으로 철근이 배근되어 있어 균열면에 수직으로 구속력이 작용하며, 이는 균열면에 작용하는 압축력으로 나타낼 수 있다. 이는 Fig. 9의  $\sigma$ 에 해당하는 부분으로 균열발생 후에는 철근이 항복한다고 가정하고 그 크기를 콘크리트 전단면에 대한 철근보강재의 단면적 비를 고려하여  $\rho f_y$ 로 나타낼 수 있으며, 전단력  $\tau$ 는 전단면에 평균적으로 작용하는 직사각형 블록의 전단응력을 가정한 값이다.

Fig. 10(b)는 하중을 따라 형성되는 항복선에서 파괴가 일어날 경우의 파괴 메커니즘을 나타낸 것이다. 좌우부재의 상대 변위  $u$ 가 항복선 과 이루는 각도  $\alpha$ 는 재료마찰 계수  $\mu = \tan\varphi$ 에서  $\varphi$ 값과 비교하여 의미를 가지게 된다.

제시된 파괴 메커니즘에 대한 에너지 보존 법칙에서 전단면에 작용하는 압축응력에 대한 전단응력의 관계를 도출할 수 있다.<sup>14)</sup>  $\alpha$ 가  $\varphi$ 와 같을 경우 전단응력은 직선으로써 Fig. 9와 같은 형태가 되며,  $\alpha$ 가  $\varphi$ 보다 작을 경우 전단응력은  $\alpha$ 에 관한 식으로 나타나며 이러한 식의 하한값은 철근비에 관해 나타낼 수 있고, 철근의 영향을 고려하지 않고 콘크리트에 의해서만 에너지가 소산되는 경우 ( $\alpha=0$ ) 전단응력은 상수값이 된다. 압축강도가 인장강도에 비해 훨씬 크고, 평면응력상태를 가정한 소성 흐름법칙(flow rule)을 이용하면 식(5)로 나타낼 수 있다.

$$\alpha = \varphi; \frac{\tau}{f_c} = \frac{c}{f_c} + \psi \tan\varphi \quad (5)$$

$$0 < \alpha < \varphi; \frac{\tau}{f_c} = \frac{1 - \sin\alpha}{2\cos\alpha} + \psi \tan\alpha \geq \sqrt{\psi(1-\psi)}$$

$$\alpha = 0; \frac{\tau}{f_c} = \frac{1}{2}$$

- $\varphi$  : 재료 마찰 각도( $\mu = \tan\varphi$ )
- $c$  : 재료 점착 계수( $c = f_c(1 - \sin\varphi)/(2\cos\varphi)$ )
- $\alpha$  : 항복선에서의 불연속면의 상대 변위 벡터 각도
- $\psi$  : 항복선에 수직 배근된 강도환산 철근비( $\psi = \rho f_y/f_c$ )

제시된 식(5)는 순수재료 성질에서 직접 유도된 것으로 실제 구조체는 Fig. 10(b)와 같이 완전한 강체거동을 하지 않는다. 항복선에서 잔균열 발생에 의한 연화현상 등으로 인한 소산에너지가 발생하게 되므로 일체식 구조체의 전단응력은 식(5)보다 그 값이 작게 된다. 본 실험에 수행된 직접 전단에 의한 푸시 오프 실험은 일체식 구조체의 형태로서, Jensen은 전단 각도  $\varphi$ 는 변하지 않으며 전단응력이 유효계수(effectiveness factor)  $v$ 에 의해 줄어든다고 가정하였다.<sup>13)</sup> Hofbeck et al.<sup>2)</sup>의 실험결과를 근거로 소성이론으로 구한 주요 상수값은  $\varphi$ 는  $37^\circ$ ,  $v$ 는 0.67로써 일반 콘크리트에 대해 적용할 수 있다.

## 5.2 소성이론에 의한 UHPFRC의 전단 성능

UHPFRC의 직접 전단에 의한 푸시 오프 실험의 결과값은 Table 5와 같으며, 균열면에 수직으로 작용하는 구속력은 철근의 인장력( $=\rho f_y$ )외에도 직접인장력에 의한 발생하는 재료강도를 균열 후 강도( $=f_t - f_{cr}$ )가 함께 작용하는 것으로 정의하였다.

### 5.2.1 소성이론에 의한 해석 결과

상기 가정을 적용하였을 때, Table 5의 실험결과를 그래프로 나타내면 Fig. 11과 같다. 점선은 UHPFRC 순수

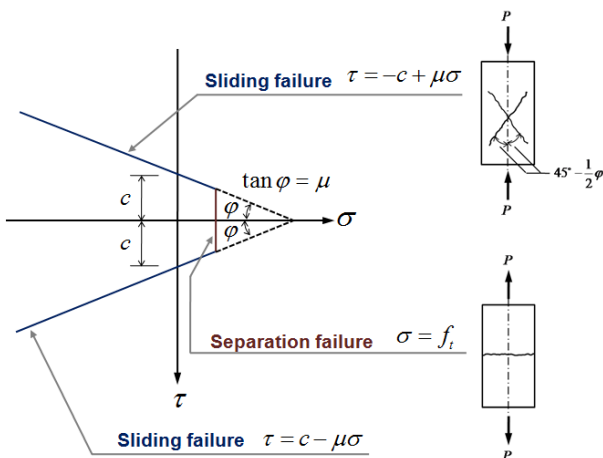


Fig. 9 Failure criteria of Modified Coulomb material

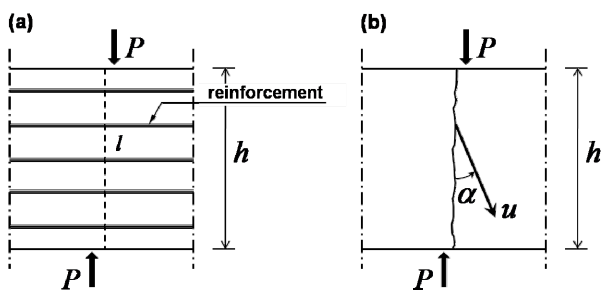


Fig. 10 Force set of initially cracked specimen; (a) Specimen subjected to shear, (b) Failure mechanism in specimen subjected to shear

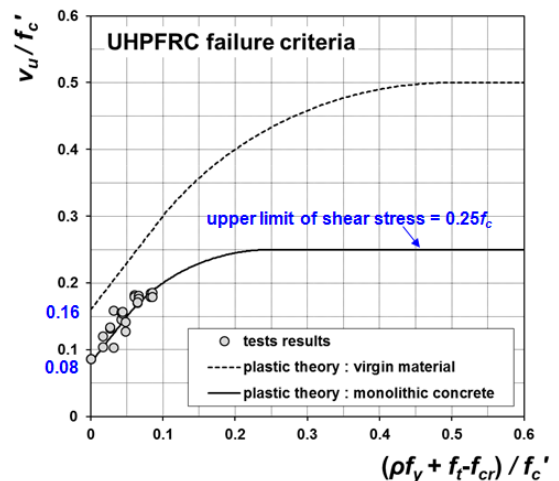


Fig. 11 Failure criteria of UHPFRC by plasticity theory



**Table 6** Effectiveness factors for monolithic RC and UHPFRC by limit analysis

	cohesion factor $c$	angle of frictions $\varphi$	effectiveness factor $\nu$	clamping stress on shear plane
RC	0.17	37°	0.67	$\rho f_y$
UHPFRC	0.08	54°	0.5	$\rho f_y + f_t - f_{cr}$

재료 전단 성능으로써 균열면에 수직으로 작용하는 구속력을 균열 후 재료 인장강도( $=(\rho f_y + f_t - f_{cr})/f'_c$ )와 철근 인장력의 합으로 보았을 때, 구속력에 대한 평균 전단강도의 비는 약 1.4로  $\varphi$ 는 약 54°가 된다. 이 값을 식(5)에 대입하면 전단 성능의 상한값이 구속력비가 0.5일 때 0.5가 되는 점선의 그래프로 나타낼 수 있다. 일체식 구조체인 실험체의 전단 성능은 순수재료 전단 성능에 압축강도 유효계수  $\nu$ 로 0.5를 적용하면 실험결과에 근사시킨 실선으로 나타낼 수 있으며, 실험결과와 비교했을 때 표준편차는 약 4%가 된다. 균열 후 재료인장강도를 고려한 소성이론에 의한 UHPFRC의 점착계수  $c$ 는 0.08, 마찰계수  $\mu$ 는 1.4이고 전단강도 상한값은  $0.25f'_c$ 이다. 결과값을 보통콘크리트와 비교하면 Table 6과 같다.

### 5.2.2 유효계수의 의미

Fig. 6의 실험 결과와 같이 일체식 구조체에서는 양단부 지지로 인해 전단면에 압축 스트럿이 발생하고 전단면에 작용하는 구속력이 클수록 완전한 미끄러짐 파괴가 아닌 스트럿의 압괴가 함께 나타나며 그 범위가 점차 커지는 것이 관찰된다. 구속력이 커지면 전단면에 발생하는 콘크리트 스트럿으로 인해 재료압축강도에 의해 전단강도 상한값으로 제한됨을 예상할 수 있다. 또한 최대강도에 도달하기 전 콘크리트의 미세균열이 전단면에 경사를 이루면서 발생하게 되고 이러한 미세균열로 인하여 최종 파괴 전 전단성능이 상당히 저하된다. Hsu<sup>11)</sup>와 김민중 등<sup>12)</sup>은 푸시 오프 실험결과에서 철근에 의한 구속력이 커질수록 전단면에 발생한 콘크리트 스트럿의 압축강도가 저하됨을 전단면에서의 응력분포 상수를 도입하여 설명하였다.

유효계수  $\nu$ 는 콘크리트 스트럿에 발생한 균열 및 균열면에 작용하는 철근과 강섬유 인장력에 의한 압축연화현상(cracking and softening effect)을 의미한다. 소성이론에서 유효계수는 점착응력과 압축강도의 감소계수가 되는데, 일반콘크리트의 유효계수는 0.67인 반면, UHPFRC의 유효계수는 0.5로 그 값이 훨씬 작은 것으로 나타났다. 이 값은 소성이론에 기반을 두었으며, 적용에 압축강도 상한이 없는 유로코드<sup>5)</sup>의 압축강도 저감계수  $\nu$ 와 비교해볼 수 있다.  $\nu$ 는 압축강도에 반비례( $\nu = 0.6(1 - f'_c/250)$ )하며 직접전단에 의한 저감계수 식에 UHPFRC의 압축강도를 대입하면 약 0.17이 되며 본 연구에 의한 유효계수 0.5보다 훨씬 작다. 기존연구에서 UHPFRC의 인장-압축의 양

방향 패널 실험 결과에 의한 강도저감계수는 강섬유 혼입 전 하한값 0.5, 강섬유 혼입 후 하한값 0.7로 강섬유에 의해 압축강도저감 완화효과가 큰 것으로 나타났다<sup>15)</sup>. 마찬가지로 UHPFRC의 강도저감계수는 큰 압축강도에도 불구하고 강섬유에 의해 저감효과가 완화된 결과로 예상할 수 있다.

이와 같이 에너지 소산이 콘크리트에 의해서만 이루어진다고 가정되는 전단 상한값(upper limit of shear stress)은 콘크리트 압괴에 의한 파괴를 의미하며, 푸시 오프 실험에서 얻은 전단 상한값은 일반 구조체의 경우에도 콘크리트 압괴에 의해 파괴가 일어나는 경우  $0.25f'_c$ 로 동일하게 적용할 수 있다.

### 5.2.3 가정에 대한 유효성 검증

소성이론에 의한 UHPFRC 전단 성능을 유도하면서 일반 콘크리트와 달리 균열면에서 균열 후 재료인장강도가 수직으로 배근된 철근과 마찬가지로 구속력으로 작용한다는 가정을 하였다. 이에 상기 가정의 유효성을 고강도 콘크리트의 직접 전단 실험결과와 비교하여 검증하고자 한다. 강섬유 보강 콘크리트의 전단 마찰 강도에 대한 기존 연구는 대부분 일반 콘크리트에 강섬유 보강 콘크리트를 새로 타설하면서 생긴 이음부에서의 전단 마찰 강도에 대한 것으로 일체식 구조체에 대한 연구가 거의 없고, UHPC가 아닌 골재가 있는 보통강도 콘크리트에 강섬유가 혼입된 실험체가 대부분이다. 또한 소성이론으로 분석하는 과정에서 전단강도 및 전단면에 작용하는 구속력을 압축강도로 정규화시켰는데, 이 때 적용된 가정이 Fig. 9의 수정 쿨롱 모델에 의한 파괴기준으로써 미끄러짐 파괴기준의 주요 변수인  $\mu$ 값이 UHPFRC와 유사한 대조군이 필요하다. 고강도 콘크리트는 계면에서 골재효과가 거의 없어 미끄러짐 파괴 양상이 유사하므로 유효성 검증에 필요한 대조군으로 적합하다.

Kahn과 Mitchell<sup>16)</sup>은 30~100 MPa에 이르는 콘크리트에 대하여 본 실험과 유사한 직접 전단 실험을 수행하였으며 이 실험의 결과는 ACI-318의 80 MPa 이하 콘크리트를 적용한 일체식 구조체의 전단 마찰 강도 계수에 반영되었다.<sup>9)</sup> Fig. 12는 Kahn과 Mitchell의 직접 전단 실험결과 및 전단 마찰 강도 제안식(6)을 UHPFRC의 실험결과 및 소성이론에 의한 파괴 기준과 비교한 그림이다.

$$v_u = 0.05f'_c + 1.4\rho f_y \leq 0.2f'_c \quad (6)$$

식(6)은 본 연구와 유사하게 계획된 고강도 콘크리트의 직접 전단 실험 결과에 대해 보수적으로 제안된 선형 근사이다. 기존 실험값은 균열면에서의 구속력을 철근인장력으로만 보았지만, UHPFRC는 균열 후 재료인장강도가 동시에 균열면에 수직인 구속력으로 작용한다고 가정하였다. 그 결과 Fig. 12와 같이 콘크리트 기준에서 제안하고 있는 일반적인 마찰 강도 계수 1.4와 콘크리트 압괴

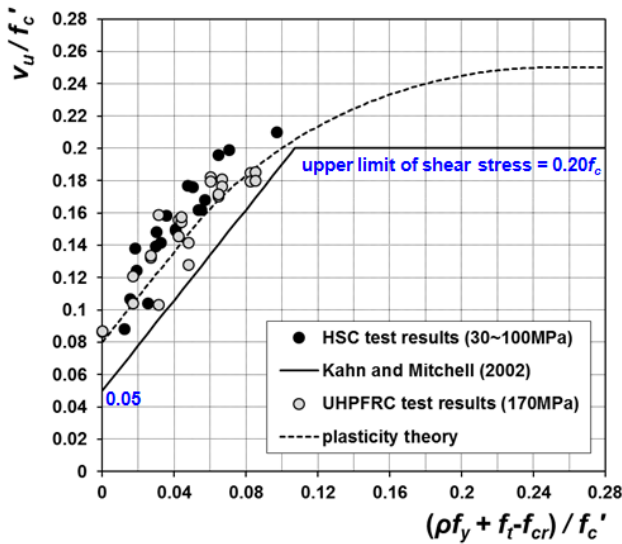


Fig. 12 Comparison of HSC test results

에 의한 전단 상한값  $0.2f'_c$ 을 모두 준용할 수 있는 것으로 나타났다. 따라서 상기 가정은 유효하며 전단 상한값을 기존 연구결과에 의거 보수적으로 고려하여 UHPFRC의 전단 마찰 강도는 식 (6)의  $\rho f_y$  대신  $\rho f_y + f_t - f_{cr}$ 로 대체하는 것이 가능하다.

## 6. UHPFRC의 전단 마찰 강도식 제안

본 연구에서는 소성이론에 의한 실험분석 결과를 근거로 일체식 구조체인 UHPFRC의 전단마찰강도를 식(7)과 같이 제안하였다. 기본개념은 일반콘크리트의 전단마찰강도와 동일하나 강섬유에 의한 균열 후 인장강도가 균열면에 평균 수직 구속력으로 작용하는 것으로 가정하여  $\mu f_{dd}A_{cc}/K$  항을 추가하였으며, 전단마찰강도의 상한값은 UHPFRC의 스트럿 압괴에 의한 강도로 보고, 한국콘크리트학회에서 발간한 K-UHPC 구조설계지침<sup>10)</sup>의 전단강도 상한값으로 정의하였다. 이는 80 MPa 이상의 고강도 콘크리트에서는 실험결과 소성이론에 의해 제안된  $0.2f_{cd}$ 보다 설계지침의 전단강도 상한값  $0.84f_{cd}^{2/3}$ 이 항상 작기 때문에 이를 보수적으로 고려한 결과이다. 점착강도는  $f_{dk,el}$ 을 별도로 정의하지 않고 균열발생강도  $f_{crk}$ 로 해석하여, AASHTO-LRFD와 마찬가지로 마찰계수  $c$ 에 포함시켰다. 그 결과 일체식 구조체에서 UHPFRC의  $c$ 는 2.0 MPa,  $\mu$ 는 1.4로 정의된다.

$$V_{cud} = cA_{cc} + \mu(f_{nd} + f_{dd}/K)A_{cc} + f_{yd}(\mu \sin \alpha + \cos \alpha)A_w \leq 0.84f_{cd}^{2/3}A_{cc} \quad (7)$$

- $c$  : 재료 점착 계수
- $\mu$  : 재료 마찰 계수
- $f_{cd}$  : 설계 압축강도
- $f_{dd}$  : 설계 인장강도

- $A_{cc}$  : 전단면의 압축부 면적
- $A_w$  : 전단보강재의 단면적
- $f_{nd}$  : 전단면에 수직으로 작용하는 평균 압축응력
- $f_{yd}$  : 전단보강재의 설계항복강도.
- $\alpha$  : 전단보강재가 전단면과 이루는 각도

## 7. 결 론

본 연구에서는 강섬유 부피비와 철근 배근비를 변수로 24개의 UHPFRC 직접전단 실험체에 대해 푸시 오프 실험을 수행하였으며, 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) UHPFRC의 푸시 오프 실험을 통해 강섬유가 철근과 마찬가지로 전단강도 및 연성도 증대에 기여함을 확인하였다. 일정 철근비에서 강섬유 부피비가 증가함에 따라 직접전단강도가 증가하였으며, 특히 전단면에 철근이 배근되어 있는 경우 그 경향이 뚜렷하고 최대강도 도달 후 인장거동역시 증가하는 결과를 보였다. 또한 강섬유 부피비 및 철근비가 증가함에 따라 균열면의 각도가 기울어졌다. 강섬유 부피비와 철근비가 작은 경우는 완전 미끄럼 파괴가 일어난 반면, 균열 각도가 기울어질 수록 균열면의 단부에서 압괴가 동시에 발생하였는데 이는 전단면의 콘크리트 스트럿이 발생했음을 의미한다.
- 2) 소성이론은 재료 파괴모델과 구조체의 파괴모드를 정의하여 유도할 수 있어 UHPFRC와 같은 신재료의 강도 예측식으로써 유용하다. 본 연구에서는 전단면에 구속력으로 작용하는 힘을 철근 인장력과 강섬유에 의한 균열 후 인장강도의 합으로 정의하였으며, 소성이론을 통해 점착계수  $c$ 와 마찰계수  $\mu$ , 그리고 스트럿 압괴에 의한 강도저감계수  $\nu$ 값을 제안하였다. 제안된 값은 100 MPa 급 고강도 콘크리트의 푸시 오프 실험결과와 비교하여 검증하였으며, 현행 기준과 비교해도 타당성을 갖는다.
- 3) 기존 기준에서 고려하고 있는 변수들을 포함하면서 소성이론에 의해 제시된 전단강도식을 고려하여 보수적으로 UHPFRC의 전단 마찰식을 제시하였다. 제시된 식은 브라켓, 코벨 등 직접 전단에 의해 파괴될 수 있는 구조물 뿐 아니라 I형 거더에서 웨브와 플랜지 연결부 및 습식접합부에서 전단키의 형상 및 크기가 충분히 설계된 경우에도 적용가능하다.

## 감사의 글

이 연구는 국토교통과학기술진흥원 도시건축연구사업(SUPER Structure 2020)의 연구비 지원에 의해 수행되었습니다. 이에 감사드립니다.

## References

1. Birkeland, P. W. and Birkeland, H. W., "Connections in Precast Concrete Construction", *ACI Journal*, Vol. 63, No. 3, 1966, pp. 345-368.
2. Hofbeck, J. A., Ibrahim, I. O. and Mattock, A. H., "Shear Transfer in Reinforced Concrete", *ACI Journal Proceedings*, Vol. 66, No. 2, 1969, pp. 119-128.
3. Walraven, J. C., "AGGREGATE INTERLOCK: A theoretical and experimental analysis", Delft University Press, 1980, pp. 197.
4. Mohamed, A. A. and Richard, N. W., "Enhanced Concrete Model for Shear Friction of Normal and High-Strength Concrete", *ACI structural Journal*, Vol. 96, No. 3, 1999, pp. 348-361.
5. CEN, "EN 1992-1-1 Eurocode 2: Design of Concrete Structures - Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings", European Committee for Standardization, Brussels, 2004, pp. 92-94.
6. AASHTO, "AASHTO LRFD Bridge Design Specifications", American Association of State Highway and Transportation Officials, 2012, pp. 5-78~5-80.
7. Association Française de Génie Civil (AFGC), "Ultra High Performance Fiber-Reinforced Concretes Recommendations", revised edition. French Civil Engineering Association, Paris, 2013, pp. 110-111.
8. Korea Concrete Institute, Concrete Design Code and Commentary, Kimoondang Publishing Company, Seoul, Korea, 2012, pp. 128-130.
9. ACI Committee 318, "Building Code Requirements for Reinforced Concrete (ACI 318M-11)", American Concrete Institute, 2011, pp. 186-189.
10. Korea Concrete Institute, Design Recommendations for Ultra-High Performance Concrete K-UHPC, KCI-M-12-003, Korea, 2012 (in Korean).
11. Hsu, T. T. C., Mau, S. T., and Chen, B., "Theory of Shear Transfer Strength of Reinforced Concrete", *ACI Structural Journal*, Vol. 84, No. 2, 1987, pp. 149-160.
12. Kim, M. J., Lee, G. Y., Lee, J. S. and Kim, W., "Bi-Axial Stress Field Analysis on Shear-Friction in RC Members", *KCI Journal*, Vol. 24, No. 1, pp. 25-35.
13. Jensen, B. C., "Ultimate strength of joints", RILEM/CEB/CIB Symp. Mech. & Insulation Properties of Joints of Precast Reinforced Concrete Elements, Athens, Sept., 1978, Vol. I, pp.223-240, Vol. III, pp. 279-290.
14. Nielsen, M. P., "Limit Analysis and Concrete Plasticity", 2nd edition. CRC press, 1999, pp. 711-723.
15. Leutbecher, T. and Fehling, E., "Structural Behaviour of UHPC under Tensile Stress and Biaxial Loading", Proceedings of International Symposium on Ultra High Performance Concrete, Kassel, Germany, 2004, pp. 435-446.
16. Kahn, L. F. and Mitchell, A. D., "Shear Friction Tests with High-Strength Concrete", *ACI Structural Journal*, Vol. 99, No.1, 2002, pp. 98-103.

**요약** 강섬유 보강 초고성능 콘크리트(UHPFRC)는 뛰어난 압축 및 인장강도를 가지고 있는 재료이다. 일반 콘크리트는 균열 발생 후 균열에 수직으로 보강된 철근의 구속력을 수직항력으로, 구속력에 의해 발생하는 골재 맞물림 등에 의한 균열면의 거칠기를 마찰 계수로 표현하여 전단 마찰 강도를 정의하고 있다. UHPFRC는 골재 맞물림 현상은 없으나 강섬유의 부착응력에 의한 균열 후 인장력이 상당히 큰 특징이 있으며, 이러한 특징은 전단 마찰 강도에 반영되어야 함이 타당하다. 본 연구에서는 전단면에 횡철근이 보강된 24개의 직접 전단실험체를 제작하여 푸시 오프 실험을 수행하였다. 실험결과는 소성 이론에 의해 분석되었으며 이로부터 전단 마찰 계수와 유효 계수를 도출하였다. 소성 이론에 의한 전단 마찰 강도식은 기존 실험결과 및 기존 전단 마찰 강도식과 비교하여 타당성을 검증하였으며, 최종적으로 UHPFRC의 균열 후 인장강도를 고려한 일체식 구조체의 전단 마찰 강도식을 제안하였다.

**핵심용어** : 강섬유 보강 초고성능 콘크리트, 계면전단전달, 소성이론, 푸시 오프 실험, 전단 마찰 강도