

## 직접전단 시험결과를 이용한 전단강도 산정식의 적용성 검증

김민중<sup>1</sup>, 이기열<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup>동강대학교 건설환경과, <sup>2</sup>전남대학교 조경학과

### Applicability Verification of Shear Strength Calculation Formula using Direct Shear Test Results

Min-Joong Kim<sup>1</sup>, Gi-Yeol Lee<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup>Department of Civil & Environment Engineering, Donggang University

<sup>2</sup>Department of Landscape Architecture, Chonnam National University

**요약** 전단마찰 유사론은 거칠고 불규칙적인 균열면을 가진 콘크리트 계면을 통하여 전단력이 전달된다는 논리를 바탕으로 전단전달의 복잡한 거동을 마찰이론에 의해 단순화시킴으로써 간단한 식으로 전단강도를 계산할 수 있는 장점을 갖고 있다. 그러나, 선행 연구자들의 초기 비균열 전단마찰 시험결과에 의하면 전단력의 증가에 따라 콘크리트 계면에 짧은 길이의 경사균열이 발생한 후, 콘크리트 스트럿의 회전에 따른 추가적인 경사균열의 발생과 함께 계면에 인접한 콘크리트 경사스트럿이 압축파쇄됨으로써 강도한계상태에 도달한 것으로 관찰되었다. 이 논문에서는 이러한 시험결과에 근거하여, 철근의 항복에 연이은 콘크리트 스트럿의 압축파쇄를 강도한계 상태로 가정하고, 단순화된 전단강도 산정식을 이용하여 보통강도 및 고강도 콘크리트로 일체 타설된 초기비균열 직접전단 부재의 전단강도를 평가하였다. 산정식의 타당성 검증을 위하여 선행 연구자들에 의해 수행된 보통강도 및 고강도 콘크리트로 제작된 비균열 압축재하 시험체에 대한 실측값 및 설계기준의 전단마찰 관련식들과 함께 비교함으로써 산정식의 유효성을 확인하였다.

**Abstract** The shear friction analogy is based on the logic that shear force is transmitted through a concrete interface with rough and irregular cracks. It has the advantage of easy calculation of the shear strength using a simple formula by simplifying the complex behavior of shear transmission using friction theory. However, according to the results of an initial non-crack shear friction test from previous researchers, short-length inclined cracks occur at the concrete interface due to the increase of shear force. After additional inclined cracks occur due to the rotation of a concrete strut, the strength limit state is reached by compression failure of the concrete strut adjacent to the interface. In this paper, the strength limit state was assumed to be compression failure of the concrete strut after the yield of vertical reinforcement based on test results. A simplified strength prediction formula is proposed for the shear strength evaluation of initial non-cracked direct shear members made of normal-strength and high-strength concrete. The validity of the proposed formula was verified by comparing it with observed values of non-cracked push-off test specimens made of normal and high-strength concrete by past researchers and shear friction formulas from design criteria.

**Keywords** : Biaxial Stress Field, Direct-Shear, High-Strength Concrete, Shear-Friction, Shear Strength, Shear-Transfer

\*Corresponding Author : Gi-Yeol Lee(Chonnam National Univ.)

email: gylee@jnu.ac.kr

Received November 16, 2022

Accepted January 6, 2023

Revised December 23, 2022

Published January 31, 2023

## 1. 서론

1960년대 이후 전단전달(shear transfer) 거동을 규명하기 위한 많은 실험적인 연구가 진행되었다. 최초의 시험은 Anderson[1], Hanson[2] 등에 의해 압축재하 형태로 수행되었으며, 대부분 기존 프리캐스트 부재에 현장 타설한 콘크리트 계면에 대한 수평전단 시험이었다. 이러한 실험결과를 바탕으로 Birkeland와 Birkeland[3], Mast[4]는 전단전달 계면의 극한전단응력을 평가할 수 있는 전단마찰(shear friction) 모델을 제안하였으며, Mattock 등[5-7]에 의하여 진행된 추가적인 전단마찰 시험결과 및 이론적인 연구를 통해 설계기준에 반영되었다.

Loov와 Patnaik[8]는 수평전단파괴를 유발하도록 제작된 거친 접합면을 갖는 프리캐스트 거더 위에 새로 친 콘크리트로 이루어진 합성보 실험을 통하여 전단마찰 유사론에 의한 전단전달 거동을 수평전단 영역으로 확장하였으며, Kahn과 Mitchell[9]은 네 종류의 고강도 콘크리트에 대한 초기 균열 및 비균열, 현장타설 시공이음 계면을 갖는 압축재하 시험체를 제작하여 직접전단 시험을 수행하였다. 국내에서도 Yang 등[10]에 의해 고강도 콘크리트 합성보의 수평접합면 구조거동에 관한 실험적 연구가 진행되는 등 국내 · 외 많은 연구자들에 의해 전단 전달 거동의 이론적 정립을 위한 다양한 연구가 진행되고 있다.

전단마찰 유사론은 Fig. 1 (a)에 도해한 것과 같이 미리 정한 취약 면에서 균열 또는 미끄럼(slip)이 발생한다는 가정을 바탕으로, 이 면에 직각 방향으로 철근을 배치하여 균열면의 마찰력에 의해 직접 전단을 저항하는 개념이다. 균열면에서의 거동을 도해한 Fig. 1(b)와 같이 거칠고 불규칙적인 균열면으로 형성된 콘크리트 계면을 통하여 전단력이 전달된다는 논리를 바탕으로 시험결과 및 분석을 통해 물리학의 마찰계수를 도입한 이론으로 발전하였다.

이와 같은 전단마찰 유사론에 근거하여 콘크리트구조 기준[11] 및 ACI 318M-08[12]에서도 다음과 같이 철근의 수직응력에 마찰계수를 곱하여 콘크리트의 전단강도를 계산하도록 규정하고 있다.

$$v_n = \mu \rho_v f_y \quad (1)$$

Where,  $v_n$  is nominal shear stress(MPa),  $\rho_v$  denotes ratio of vertical steel area,  $f_y$  denotes yield strength of steel(MPa), and  $\mu$  denotes friction coefficient

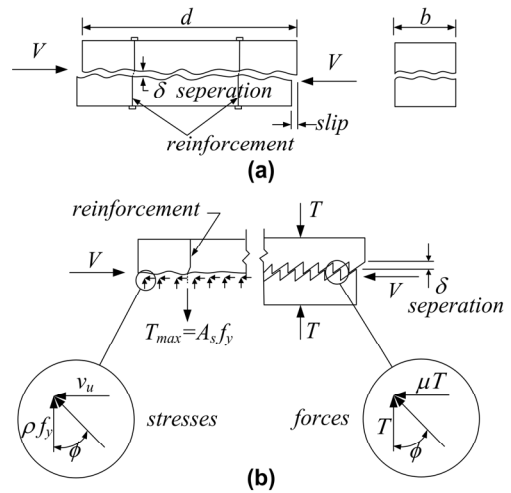


Fig. 1. Shear friction analogy

(a) Shear-transfer between two interfaces clamped with reinforcement, (b) Saw-tooth shear-friction model

그러나, 전단력의 작용점 위치가 조금이라도 변화하게 되면 직접전단 거동은 전단과 휨이 동시에 작용하는 보 전단 거동으로 바뀌게 되는데, 이러한 보 전단 거동을 논리적으로 설명할 수 있는 이론은 트러스이론(truss theory)과 압축장이론(compression field theory)이 대표적이다. 따라서 직접 전단과 보 전단 거동은 상황에 따라 각각 서로 다른 이론을 적용하게 됨으로써 해석상의 일관성이 결여되거나 논리적인 비약을 수반하게 되는 경우가 있다.

Mattock 등의 시험결과에 의하면 비균열 전단마찰 시험체의 직접전단 실험에서 경사균열 발생 전까지는 미끄럼이 거의 관측되지 않았고, 경사균열 발생 후에 측정된 미끄럼도 경사균열의 확장에 의한 콘크리트 스트럿(strut)의 회전이 주요한 원인으로 평가되었다. 그리고, 추가적인 경사균열의 발생과 함께 계면에 인접한 콘크리트 경사-스트럿이 압축파쇄되어 강도한계상태(strength limit state)에 도달한 것으로 관찰되었다. 이와 같은 시험결과로부터 직접전단 거동에 의한 강도한계상태는 계면의 마찰 증가에 따른 미끄럼 발생으로 인해 계면을 통과하도록 배치된 철근의 항복 및 파단이라기 보다는 계면에 인접한 콘크리트 스트럿의 압축파쇄로 규정할 수 있다.

이러한 논리를 바탕으로 Kim과 Lee[13]는 트러스모델을 기반으로 균열면에서의 콘크리트 인장응력을 배제하고, 콘크리트 주압축응력에 관한 평형조건을 이용하여 강도한계상태에서의 전단응력  $v_u$ 를 다음과 같이 평가하였다.

$$v_u = \sqrt{(f_{c2,max} - \rho_v f_{vy})(\rho_v f_{vy})} \quad (2)$$

Where,  $v_u$  is ultimate shear strength(MPa),  $f_{c2,max}$  denotes maximum effective compressive strength of concrete(MPa),  $\rho_v$  denotes ratio of vertical steel area,  $f_y$  denotes yield strength of steel(MPa)

2축-응력장에서 콘크리트 스트럿의 압축강도는 스트럿에 직각방향으로 작용하는 인장력에 의해 압축강도가 현저하게 감소하는 연화효과(softening effect)가 나타나며, 이를 설명하기 위한 몇 가지 이론들이 제안되어 있는데, 그 중 대표적인 것이 Collins [14]의 수정압축장 이론(Modified Compression Field Theory, 이하 MCFT)과 Hsu[15]의 연화트러스모델(Softening Truss Model, 이하 STM)이 있다. 그러나 이들 모델의 구성방정식을 이용할 경우, 응력 평형조건과 변형 적합조건을 모두 만족시킬 수 있는 장점을 갖고 있으나, 강도 산출을 위해서는 시행착오(try-and-error)를 거쳐야 하는 번거로움을 수반한다.

Eurocode 2[16]에서는 실제 보 부재의 실험을 통해 얻은 전단강도를 역으로 해석한 결과를 바탕으로 다음과 같이 콘크리트 유효강도  $f_{c2,max}$  를 압축강도 유효계수  $\nu$  로 표현하고 있다.

$$f_{c2,max} = \nu f_{ck} = 0.6 \left[ 1 - \frac{f_{ck}}{250} \right] f_{ck} \quad (3)$$

Where,  $f_{c2,max}$  denotes maximum effective compressive strength of concrete(MPa),  $f_{ck}$  denotes compressive strength of concrete(MPa),  $\nu$  denotes a strength reduction factor

Kim과 Lee는 Loov와 Patnaik에 의해 수행된 수평 전단 시험결과를 이용하여, Eq. (2)와 Eq. (3)을 결합하여, 콘크리트 압축강도, 전단철근비 및 전단철근의 항복강도를 변수로 하는 수평전단강도 산정식을 다음과 같이 제안하였다.

$$v_u = \sqrt{\left[ 0.6 \left( 1 - \frac{f_{ck}}{250} \right) f_{ck} - \rho_v f_{vy} \right] (\rho_v f_{vy})} \quad (4)$$

Where,  $v_u$  is ultimate shear strength(MPa),  $\rho_v$  denotes vertical steel ratio,  $f_{vy}$  denotes yield strength of vertical steel(MPa)

Eq. (4)는 분산트러스모델(smeared truss model)을 기반으로 철근콘크리트 면요소의 응력 모어원(mohr's circle)을 통해 유도한 전단면 직각방향 평균응력에 전단면을 따라 형성된 경사균열 확장 및 균열폭의 증가로 인해 콘크리트 계면에서의 맞물림 작용이 사라진 것으로 가정하여 주인장 방향에 대한 콘크리트의 기여분을 배제함으로써, 복잡한 과정 없이 전단강도를 간단하게 계산할 수 있는 장점을 갖고 있다.

이 논문은 마찰계수 적용을 배제한 Eq. (4)를 직접전단 영역으로 확장하여 적용하기 위한 가능성 검토를 목적으로 한다. 이를 위하여 선행 연구자들[5,7,9]이 수행한 보통강도 및 고강도 콘크리트 초기 비균열 직접전단 시험체들의 전단강도 실험값과 Eq. (4)를 이용한 계산값 및 ACI 318M-08, AASHTO LRFD[17], CEB-FIP Model Code 1990[18](이하 CEB-FIP MC 90)에서 규정하고 있는 전단마찰 관련식과 함께 비교함으로써, 직접전단력을 받는 일체 타설된 콘크리트 구조물의 직접전단강도 해석 및 설계 실무에 적용 가능성을 검증하였다.

## 2. 설계기준의 전단전달 규정

설계기준의 전단전달 규정은 철근이 전단면에 직각으로 배치되었을 경우에 대하여 설계기준마다 각기 다른 접근방법을 적용하고 있다.

### 2.1 ACI 318M-08

ACI 318M-08에 규정된 전단마찰에 대한 공칭전단강도 식은 다음과 같다.

$$V_n = A_{vf} f_y \mu \quad (5)$$

Where,  $V_n$  is shear strength(N),  $A_{vf}$  is the area of reinforcement crossing the assumed shear plane(mm<sup>2</sup>),  $f_y$  denotes yield strength of steel(MPa),  $\mu$  denotes friction coefficient

그리고, Eq. (5)로 계산된 공칭전단강도  $V_n$ 는  $0.2 f_{ck} A_c$ ,  $(3.3+0.08 f_{ck}) A_c$  그리고  $11 A_c$ 를 초과할 수 없다. 마찰계수  $\mu$ 는 일체로 친 콘크리트의 경우 1.4, 접촉면의 요철의 크기가 약 6mm 정도 되도록 표면을 거칠게 만든 굳은 콘크리트에 새로 친 콘크리트의 경우 1.0, 일부러 거칠게 하지 않은 굳은 콘크리트에 새로 친 콘크리

트의 경우 0.6을 사용하도록 하고 있으며, 모래 경량콘크리트의 경우 0.85, 전경량콘크리트에 대해서는 0.75를 추가로 곱하여 공칭전단강도를 계산한다.

Eq. (5)는 전단마찰 유사론에 기초를 둔 것이며, ACI 318M-08에서는 Mattock과 Hawkins에 의해 수정된 전단마찰 이론에 기초하여 별도의 관계식을 규정하고 있다. 이 방법에 따르면 전단철근이 전단면에 수직일 경우에 대하여 공칭전단강도  $v_n$ 을 다음 식으로 계산한다.

$$v_n = 0.8\rho_v f_y + k_1 \quad (6)$$

Where,  $v_n$  denotes nominal shear strength(MPa),  $\rho_v$  denotes vertical steel ratio,  $k_1$  is constant

여기서,  $k_1$ 은 보통콘크리트에 대해 2.85 MPa, 전경량콘크리트에 대해서는 1.4 MPa, 모래 경량콘크리트에 대해서 1.7 MPa이다. 이 값은 일체로 친 콘크리트나 거친 표면을 갖는 굳은 콘크리트에 대해 모두 적용된다. Eq. (6)에서 첫째 항은 마찰이 기여하는 몫을 마찰계수 0.8로 적용한 것이고, 둘째 항은 전단 저항에 추가적으로 기여하는 균열면에서의 돌출부 전단에 대한 저항과 철근의 다월작용(dowel action)의 합을 나타낸다.

## 2.2 AASHTO LRFD

AASHTO LRFD는 콘크리트의 점착력을 포함하여 전단마찰을 고려한 공칭전단강도 및 최소전단철근량  $A_{v,min}$ 을 제시하고 있으며, 계산된 공칭전단강도는  $0.25f_{ck}$ 와 10.3 MPa를 초과할 수 없다.

$$v_n = c + \mu (\rho_v f_y) \quad (7)$$

$$A_{v,min} \geq 0.35 \frac{b_v s}{f_y} \quad (8)$$

Where,  $c$  denotes cohesion coefficient,  $\mu$  denotes friction coefficient,  $b_v$  denotes width of shear transmission surface( $\leq 900$ mm)(mm),  $s$  denotes spacing of friction vertical steel(mm)

Eq. (7)에서 점착계수  $c$ 는 일체로 타설된 콘크리트의 경우 2.8 MPa, 거친 표면을 갖는 굳은 콘크리트에 새로 친 콘크리트의 경우 1.7 MPa, 매끄러운 표면을 갖는 콘크리트의 경우 0.52 MPa, 콘크리트와 정착된 강재 접합면인 경우 0.17 MPa를 사용하며, 마찰계수  $\mu$ 는 일체로

타설된 콘크리트의 경우 1.4, 거친 표면을 갖는 굳은 콘크리트에 새로 친 콘크리트의 경우 1.0, 매끄러운 표면을 갖는 콘크리트의 경우 0.6, 콘크리트와 정착된 강재 접합면인 경우 0.7을 사용하도록 규정하고 있다.

## 2.3 CEB-FIP MC 90

CEB-FIP MC 90에서는 거친 표면을 갖는 굳은 콘크리트에 새로 친 콘크리트의 경우, Eq. (9) 또는 Eq. (10)을 사용하도록 규정하고 있다.

$$v_u = 0.40 f_{ck}^{\frac{2}{3}} (\sigma_{cd} + \rho_v f_y)^{\frac{1}{3}} \quad (9)$$

Where,  $\sigma_{cd}$  denotes the magnitude of the vertical stress acting on the concrete interface(MPa)

$$\tau = 5 s_a v_u (s_a < 0.10\text{mm}) \quad (10-a)$$

$$\left(\frac{\tau}{v_u}\right)^4 - \frac{1}{2}\left(\frac{\tau}{v_u}\right)^3 = 0.3 s_a - 0.03 \quad (10-b)$$

$$(s_a \geq 0.10\text{mm})$$

Where,  $s_a$  denotes actual amount of slip(mm),  $\tau$  denotes actual shear stress(MPa)

## 2.4 Eurocode 2

Eurocode 2에서는 서로 다른 시기에 타설한 콘크리트 계면의 전단마찰 강도를 다음 식으로 산정하도록 하고 있다.

$$v_u = cf_{cd} + \mu\sigma_n + \rho f_y (\mu \sin\alpha + \cos\alpha) \leq 0.5\nu f_{cd} \quad (11)$$

Where,  $c$  denotes cohesion coefficient,  $f_{cd}$  denotes tensile strength of the weakest concrete(MPa),  $\mu$  denotes friction coefficient,  $\sigma_n$  denotes the normal stress acting on the interface due to external loading(MPa),  $\rho$  denotes the reinforcement ratio;  $f_y$  denotes the yield strength of the reinforcement(MPa), and  $f_{cd}$  denotes the design value of the concrete compressive strength(MPa),  $\alpha$  is the angle between the shear reinforcement and the shear plane,  $\nu$  denotes a strength reduction factor

Eq. (11)에서 점착계수  $c$ 와 마찰계수  $\mu$ 는 요철표면인 경우 0.5 MPa와 0.9, 표면을 긁어 거칠게 하거나 골재를 노출시키거나 또는 기타 방법을 통해 약 40mm 간격에 적어도 3mm 거칠이 있는 표면인 경우 0.45 MPa와 0.7, 매끄러운 표면을 갖는 콘크리트의 경우 0.35 MPa와 0.6, 강재, 플라스틱 또는 특별히 제작된 목재 거푸집에 타설한 매끄러운 표면인 경우 0.25 MPa와 0.6을 각각 사용하도록 하고 있다.

Eq. (11)에서 외부하중에 의한 수직응력의 영향을 배제하고, 전단철근이 콘크리트 계면에 수직으로 배치된 경우, 연화효과를 고려한 콘크리트의 유효압축강도를 적용하면, 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$v_u = cf_{ct} + \rho f_y \mu \leq 0.3 \left( 1 - \frac{f_{ck}}{250} \right) f_{ck} \quad (12)$$

Eq. (12)에서 콘크리트 인장강도  $f_{ct}$ 는 콘크리트의 직접인장시험 결과가 없는 경우, 기준압축강도로부터 다음 관계식을 이용하여 평가할 수 있다.

$$f_{ct} = 0.3 \times f_{ck}^{\frac{2}{3}} \quad (f_{ck} \leq 50 \text{ MPa}) \quad (13-a)$$

$$f_{ct} = 2.12 \times \ln[1 + (f_{ck}/10)] \quad (f_{ck} > 50 \text{ MPa}) \quad (13-b)$$

### 3. 전단강도 평가식 검증

#### 3.1 검증 시험체의 제원 및 시험결과

직접전단 시험체는 재하형태에 따라 압축재하, 인장재하 및 변형 압축재하 시험체 등으로 구분할 수 있다. 대표적인 직접전단 시험체는 Fig. 2와 같은 압축재하 시험체로서, 전단전달 계면에 작용하는 전단력과 함께 전단면에 인접한 콘크리트 단면을 통하여 압축력이 작용한다.

앞 절에서 설명한 바와 같이 이 논문에서는 선행 연구자들에 의해 수행된 Fig. 2와 같은 형태의 보통강도 콘크리트 및 고강도 콘크리트를 사용한 초기 비균열 압축재하 직접전단 시험체에 대한 시험값을 활용하여 전단강도 산정식의 유효성을 검증하였다.

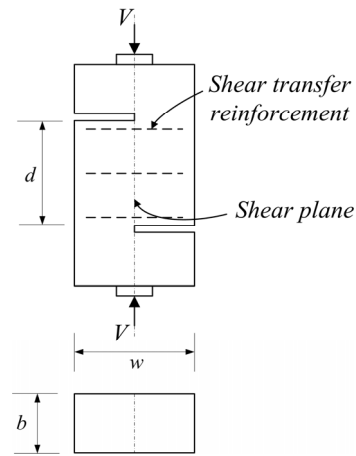


Fig. 2. Push-off Test Specimen

Mattock과 Hofbeck 등은 전단마찰 계면에서의 전단강도 평가를 위해 압축강도가 40 MPa 이하인 보통강도 콘크리트를 사용한 다양한 종류의 직접 전단 시험을 수행하였다. 이들 시험체는 전단마찰 계면의 초기균열 도입 유·무에 따라 초기비균열 시험체와 초기균열 시험체로 구분된다. 이 논문에서는 전단전달의 기초적인 거동을 평가할 수 있는 초기비균열 압축재하 시험체에 대한 직접 전단 시험결과를 이용하여 검증을 위한 기본 자료로 사용하였으며, 검증에 사용된 시험체의 제원 및 시험결과를 Table 1에 정리하였다.

Table 1. Specification of normal strength concrete direct shear specimens[5,7]

Specimen	Concrete Strength (MPa)	$\rho_v$ (%)	$\rho_v f_{vy}$ (MPa)	$\rho_l$ (%)	$v_u$ (MPa)
1.0	27.9	0	0.000	5.604	3.3
1.1A	27.0	0.440	1.538	5.604	5.2
1.1B	29.9	0.440	1.455	5.604	5.8
1.2A	26.5	0.880	3.075	5.604	6.9
1.2B	28.8	0.879	2.910	5.604	6.8
1.3A	26.5	1.321	4.619	5.604	7.6
1.3B	27.0	1.319	4.364	5.604	7.4
1.4A	31.1	1.761	6.157	5.604	9.4
1.4B	26.6	1.758	5.819	5.604	8.8
1.5A	31.1	2.209	7.722	5.604	9.7
1.5B	28.0	2.198	7.274	5.604	9.5
1.6A	29.7	2.643	9.239	5.604	9.9
1.6B	27.9	2.638	8.729	5.604	9.8
M1	28.8	0.440	1.544	5.890	5.2
M2	26.9	0.880	3.199	5.890	6.8
M3	27.5	1.319	4.757	5.890	7.7
M4	28.6	1.760	6.178	5.890	7.9
M5	27.1	2.201	7.998	5.890	8.8
M6	28.4	2.641	9.598	5.890	9.1

Kahn과 Mitchell은 전단철근비, 초기균열 발생여부 및 콜드조인트 유·무에 따른 네 종류의 고강도 콘크리트를 사용한 50개의 전단마찰 시험체에 대하여 압축재하 실험을 수행하였다. 이들 시험체 중 검증에 사용된 초기 비균열 압축재하 시험체의 제원 및 시험결과를 Table 2에 정리하였다.

Table 2. Specification of high strength concrete direct shear specimens[9]

Specimen NO.	Concrete Strength (28-day) (MPa)	Concrete Strength (test day) (MPa)	$\rho_v f_{vy}$ (MPa)	$v_u$ (MPa)
SF-4-1-U	37.0	46.9	1.758	6.7
SF-4-2-U	37.0	46.9	3.516	9.2
SF-4-3-U	37.0	46.9	5.274	9.9
SF-7-1-U	64.4	80.9	2.096	10.1
SF-7-2-U	68.7	85.6	4.199	10.1
SF-7-3-U	73.7	90.3	6.295	15.9
SF-7-4-U	70.7	86.0	8.391	17.1
SF-10-1-U-a	65.6	83.1	2.096	11.5
SF-10-1-U-b	76.6	98.8	2.096	10.6
SF-10-2-U-a	83.8	101.2	4.199	15.0
SF-10-2-U-b	81.2	102.1	4.199	14.3
SF-10-3-U-a	87.6	111.5	6.295	16.6
SF-10-3-U-b	78.1	96.1	6.295	17.0
SF-10-4-U-a	85.7	106.6	8.391	17.9
SF-10-4-U-b	84.5	113.6	8.391	18.4
SF-14-1-U	103.1	123.8	2.096	10.9
SF-14-2-U	94.7	119.7	4.199	12.5
SF-14-3-U	90.9	112.1	6.295	16.8
SF-14-4-U	94.9	110.7	8.391	17.9

### 3.2 보통강도 콘크리트 시험체의 비교 결과

Table 1에 정리한 비균열 압축재하 시험체의 실측값을 콘크리트 압축강도 30 MPa를 기준으로 하여 설계기준에서 규정하고 있는 전단마찰 관련식인 Eq. (5), Eq. (6), Eq. (7), Eq. (9), Eq.(12) 및 이 논문에서 검증하는 Eq. (4)와 비교하여 Fig. 3에 정리하였다. 단, 적용의 편의성과 보수적인 강도 산출을 위해 CEB-FIP MC 90 및 Eurocode 2에서 규정한 수직응력  $\sigma_{cd}$ 의 영향은 고려하지 않았으며, 일체 타설된 콘크리트에 대한 규정이 별도로 없으므로, 각각 거친 표면 및 사전제작된 요철을 갖는 경우에 준하여 계산하였다.

이 그림을 살펴보면, Eq. (4)를 사용하여 계산한 보통강도 콘크리트 시험체의 전단강도는 철근비에 관계없이 실측값과 유사한 경향을 나타내며, 실제 파괴강도를 초과하지 않는 안전측의 강도를 예측하는 것으로 나타났다.

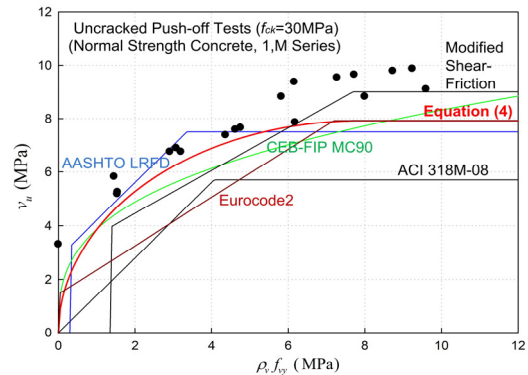


Fig. 3. Comparison of ultimate shear stress of normal strength concrete direct shear specimens(1,M series)

설계기준에 규정하는 식들 및 Eq. (4)를 이용하여 계산한 역학적 철근비의 크기에 따른 극한 전단응력 예측값( $v_{u,cal}$ )과 실측값( $v_{u,test}$ )의 비를 Fig. 4와 Table 3에 나타내었다. 예측값과 실측값의 비에 대해서 평균값만으로 비교할 경우에는 AASHTO LRFD에서 규정하는 Eq. (5)를 이용하여 계산한 강도 예측값이 실측값에 가장 근접한 것으로 나타났다. 그러나, 역학적 철근비의 크기에 따른 변동폭이 크고, 일부 시험체의 경우 예측값이 실측값을 초과하였다. 이와는 다르게 Eq. (4)로 계산한 극한전단응력은 수정된 전단마찰 이론에 기초한 Eq. (6)과 비슷한 수준의 정확도를 갖고 있으며, 역학적 철근비의 증가에 따른 변동폭이 크지 않으므로 보통강도 콘크리트로 제작된 직접전단 부재의 해석 및 설계에 적용 가능성이 높다고 할 수 있다.

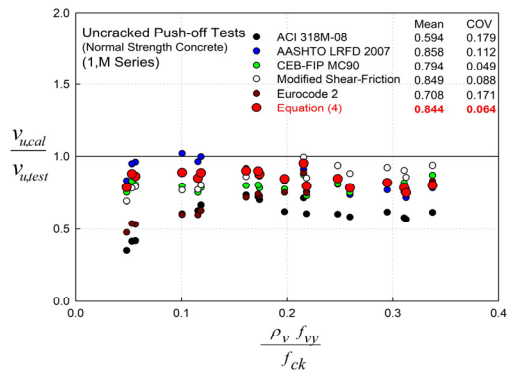


Fig. 4. Comparison of ultimate shear strength ratio according to mechanical shear reinforcement ratio(1,M series)

Table 3. Comparison of ultimate shear strength(Normal strength concrete-1,M series)

Specimen 1,M -series	$V_{u, test}$ (MPa)	ACI318M-08		AASHTO LRFD 2007		CEB-FIP MC 90		Mod. shear-friction		Eurocode 2		Eq. (4)	
		$V_{u, calc}$ (MPa)	$V_{u, calc} / V_{u, test}$	$V_{u, calc}$ (MPa)	$V_{u, calc} / V_{u, test}$	$V_{u, calc}$ (MPa)	$V_{u, calc} / V_{u, test}$	$V_{u, calc}$ (MPa)	$V_{u, calc} / V_{u, test}$	$V_{u, calc}$ (MPa)	$V_{u, calc} / V_{u, test}$	$V_{u, calc}$ (MPa)	$V_{u, calc} / V_{u, test}$
1.1A	5.2	2.2	0.42	5.0	0.96	4.2	0.80	4.1	0.79	2.7	0.53	4.5	0.86
1.1B	5.8	2.0	0.35	4.8	0.83	4.4	0.75	4.0	0.69	2.8	0.47	4.6	0.78
1.2A	6.9	4.3	0.62	6.6	0.96	5.2	0.75	5.3	0.77	4.1	0.59	5.9	0.85
1.2B	6.8	4.1	0.60	6.9	1.02	5.4	0.79	5.2	0.77	4.0	0.60	6.0	0.89
1.3A	7.6	5.3	0.70	6.6	0.87	5.9	0.78	6.5	0.86	5.5	0.72	6.7	0.88
1.3B	7.4	5.4	0.73	6.8	0.92	5.9	0.80	6.3	0.86	5.3	0.72	6.6	0.90
1.4A	9.4	5.8	0.62	7.8	0.83	7.3	0.77	7.8	0.83	7.0	0.75	7.9	0.84
1.4B	8.8	5.3	0.60	6.6	0.75	6.4	0.73	7.5	0.85	6.6	0.74	7.0	0.79
1.5A	9.7	5.8	0.60	7.8	0.81	7.8	0.81	9.0	0.94	8.2	0.85	8.2	0.85
1.5B	9.5	5.5	0.58	7.0	0.73	7.1	0.75	8.4	0.88	7.5	0.78	7.5	0.78
1.6A	9.9	5.7	0.57	7.4	0.75	8.0	0.82	8.9	0.90	7.9	0.80	7.7	0.78
1.6B	9.8	5.5	0.57	7.0	0.71	7.6	0.77	8.4	0.85	7.4	0.76	7.3	0.75
M1	5.2	2.2	0.41	5.0	0.95	4.3	0.83	4.1	0.78	2.8	0.53	4.6	0.88
M2	6.8	4.5	0.66	6.7	1.00	5.3	0.78	5.4	0.80	4.2	0.63	6.0	0.89
M3	7.7	5.5	0.72	6.9	0.90	6.1	0.80	6.7	0.87	5.6	0.74	6.9	0.90
M4	7.9	5.6	0.71	7.2	0.91	6.9	0.87	7.8	0.99	7.0	0.89	7.5	0.95
M5	8.8	5.4	0.61	6.8	0.77	7.2	0.82	8.1	0.92	7.2	0.82	7.2	0.82
M6	9.1	5.6	0.61	7.1	0.78	7.9	0.87	8.5	0.94	7.6	0.83	7.3	0.80
Mean	7.895	4.757	0.594	6.658	0.858	6.271	0.794	6.780	0.849	5.741	0.708	6.621	0.844
VAR	2.440	1.719	0.011	0.762	0.009	1.650	0.002	3.012	0.006	3.552	0.015	1.323	0.003
STD	1.562	1.311	0.106	0.873	0.096	1.284	0.039	1.735	0.075	1.885	0.121	1.150	0.054
COV	0.198	0.276	0.179	0.131	0.112	0.205	0.049	0.256	0.088	0.328	0.171	0.174	0.064

### 3.3 고강도 콘크리트 시험체의 비교 결과

Table 2에 정리한 고강도 콘크리트 비균열 압축재하 시험체의 실험값을 콘크리트 압축강도의 크기에 따라 85 MPa, 100 MPa 및 115 MPa 세 종류로 구분하여 보통 강도 콘크리트 시험체와 동일한 조건으로 Fig. 5, Fig. 6 및 Fig 7에 각각 정리하였다.

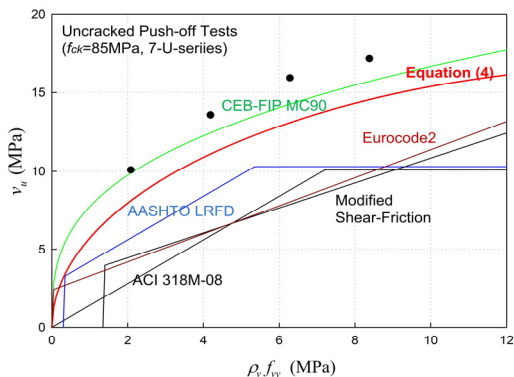


Fig. 5. Comparison of ultimate shear stress of high strength concrete direct shear specimens(7-U series)

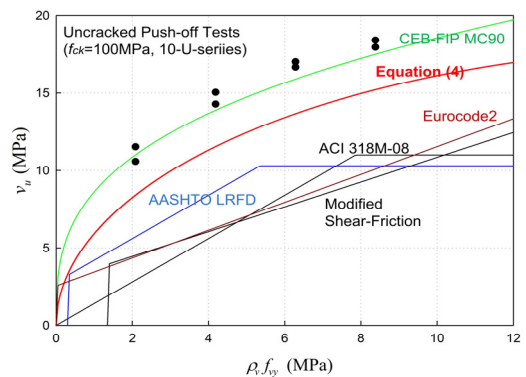


Fig. 6. Comparison of ultimate shear stress of high strength concrete direct shear specimens (10-U series)

Eq. (4)를 이용하여 계산된 전단강도 예측값은 CEB-FIP MC 90의 Eq. (9)와 유사하게 철근비의 증가에 따라 점진적으로 증가율이 감소되는 곡선 모양의 형태를 나타낸다. 보통강도 콘크리트 시험체의 경우 역학적 철근비  $\rho$   $v_{fy}$ 가 8 MPa 이하인 구간에서는 Eq. (4)로 계산된 극한 전단응력이 Eq. (9)를 이용하여 계산된 값보다 컸다. 그러나 고강도 콘크리트의 경우에는 Eq. (4)의 값은 식 Eq.

(9)로 계산된 값보다 하단에 위치하며, 콘크리트 강도 및 철근량의 증가에 따라 차이가 커지는 경향을 나타내었다.

콘크리트 압축강도가 85 MPa, 100 MPa인 경우에는 CEB-FIP MC 90이 실측값과 가장 유사한 경향을 나타내었으나, 115 MPa의 경우에는 Eq. (9)로 계산한 강도가 실측값을 초과하는 것으로 나타났다.

이와는 다르게 Eq. (4)로 계산한 극한응력은 콘크리트 압축강도의 크기에 상관없이 철근비의 증가에 따라 실제 파괴강도를 초과하지 않는 안전측의 강도를 예측하는 것으로 나타났다.

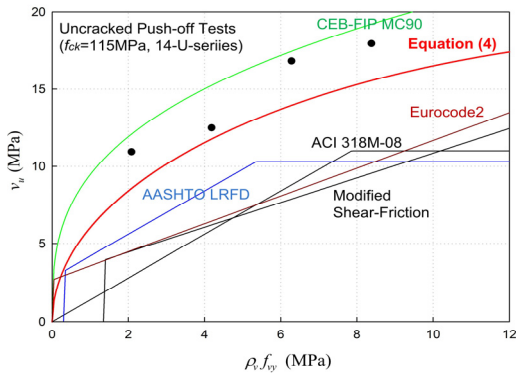


Fig. 7. Comparison of ultimate shear stress of high strength concrete direct shear specimens (14-U series)

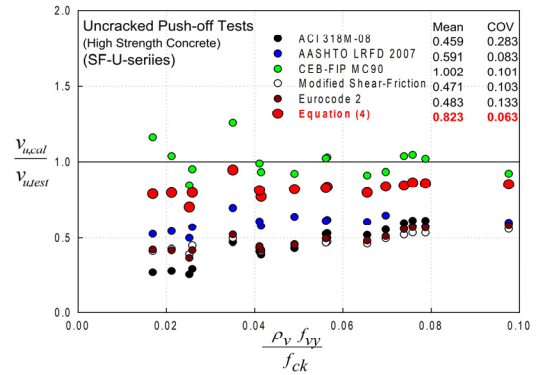


Fig. 8. Comparison of ultimate shear strength ratio according to mechanical shear reinforcement ratio(SF-U series)

고강도 콘크리트 시험결과를 대상으로 설계기준에서 규정하는 식들 및 Eq. (4)를 이용하여 계산한 역학적 철근비의 크기에 따른 극한 전단응력 예측값과 실측값의 비를 Fig. 8과 Table 4에 나타내었다. 예측값과 실측값의 비를 평균값으로만 비교할 경우에는 CEB-FIP MC 90에서 규정하는 Eq. (9)를 이용하여 계산한 강도 예측값이 실측값에 가장 근접하는 것으로 나타났다. 그러나, 이 결과는 역학적 철근비가 작을 경우, 예측값이 실측값을 초과함으로써 전체 평균값에 영향을 주기 때문이다.

Table 4. Comparison of ultimate shear strength(High strength concrete SF series)

Specimen 1,M-series	$V_{u,test}$ (MPa)	ACI318M-08		AASHTOLRFD 2007		CEB-FIP MC 90		Mod. shear-friction		Eurocode 2		Eq. (4)	
		$V_{u,calc}$ (MPa)	$V_{u,calc} / V_{u,test}$	$V_{u,calc}$ (MPa)	$V_{u,calc} / V_{u,test}$	$V_{u,calc}$ (MPa)	$V_{u,calc} / V_{u,test}$	$V_{u,calc}$ (MPa)	$V_{u,calc} / V_{u,test}$	$V_{u,calc}$ (MPa)	$V_{u,calc} / V_{u,test}$	$V_{u,calc}$ (MPa)	$V_{u,calc} / V_{u,test}$
7-1-U	10.1	2.9	0.29	5.7	0.57	9.6	0.95	4.5	0.45	4.2	0.42	8.0	0.80
7-2-U	13.6	5.9	0.43	8.7	0.64	12.5	0.92	6.2	0.46	6.2	0.45	11.1	0.82
7-3-U	15.9	8.8	0.55	10.3	0.65	14.9	0.93	7.9	0.50	8.1	0.51	13.4	0.84
7-4-U	17.1	10.2	0.59	10.3	0.60	15.8	0.92	9.6	0.56	9.9	0.58	14.6	0.85
10-1-U-a	11.5	2.9	0.26	5.7	0.50	9.7	0.85	4.5	0.39	4.3	0.37	8.1	0.70
10-1-U-b	10.6	2.9	0.28	5.7	0.54	10.9	1.04	4.5	0.43	4.4	0.42	8.4	0.80
10-2-U-a	15.0	5.9	0.39	8.7	0.58	14.0	0.93	6.2	0.41	6.3	0.42	11.6	0.77
10-2-U-b	14.3	5.9	0.41	8.7	0.61	14.1	0.99	6.2	0.44	6.3	0.44	11.6	0.81
10-3-U-a	16.6	8.8	0.53	10.3	0.62	17.1	1.03	7.9	0.47	8.3	0.50	13.9	0.84
10-3-U-b	17.0	8.8	0.52	10.3	0.61	15.5	0.91	7.9	0.46	8.2	0.48	13.6	0.80
10-4-U-a	17.9	11.0	0.61	10.3	0.57	18.3	1.02	9.6	0.53	10.2	0.57	15.4	0.86
10-4-U-b	18.4	11.0	0.60	10.3	0.56	19.1	1.04	9.6	0.52	10.2	0.56	15.5	0.85
14-1-U	10.9	2.9	0.27	5.7	0.53	12.7	1.17	4.5	0.41	4.6	0.42	8.6	0.79
14-2-U	12.5	5.9	0.47	8.7	0.70	15.7	1.26	6.2	0.50	6.5	0.52	11.8	0.95
14-3-U	16.8	8.8	0.52	10.3	0.61	17.2	1.02	7.9	0.47	8.3	0.50	13.9	0.83
14-4-U	17.9	11.0	0.61	10.3	0.57	18.7	1.05	9.6	0.53	10.2	0.57	15.5	0.86
Mean	14.755	7.105	0.459	8.753	0.591	14.741	1.002	7.046	0.471	7.268	0.483	12.193	0.823
VAR	8.339	9.481	0.017	3.708	0.002	9.154	0.010	3.755	0.002	4.896	0.004	7.389	0.003
STD	2.888	3.079	0.130	1.926	0.049	3.026	0.101	1.938	0.048	2.213	0.064	2.718	0.052
COV	0.196	0.433	0.283	0.220	0.083	0.205	0.101	0.275	0.103	0.304	0.133	0.223	0.063

또한 ACI 318M-08, AASHTO LRFD 및 Eurocode 2의 전단마찰 관련식은 보통강도 콘크리트로 제작된 직접전단 시험체의 실험결과를 바탕으로 유도된 것이므로, 고강도 콘크리트 부재에서는 실측값과 차이가 크게 발생하였다. 이와는 다르게 Eq. (4)로 계산한 극한 전단응력의 크기는 평균적으로 실측값의 82% 정도이며, 역학적 철근비의 증가에 따른 변동폭이 크지 않으므로 고강도 콘크리트 직접전단 부재의 해석 및 설계에도 적용이 가능할 것으로 판단된다.

강도비에 따른 평균치를 비교하였을 경우에는 CEB-FIP MC 90이 실측값과 가장 잘 일치하지만, 일부 고강도 콘크리트 시험체의 경우 예측값이 실측값을 초과하는 경우가 발생하였으며, 타 설계기준의 경우 고강도 콘크리트 시험체의 강도 예측치가 대체적으로 낮은 값을 나타내었다. Eurocode 2의 유효강도와 수정압축장이론(MCFT)의 재료구성식을 사용한 Eq. (4)의 경우 강도비의 변동폭이 가장 작았으며, 철근비의 변화에 따라 일정한 범위 내의 예측값을 나타내었다.

#### 4. 결론

이 연구에서는 보통강도 및 고강도 콘크리트를 사용하여 일체 타설된 초기비균열 직접전단 부재의 전단강도 평가를 위하여 마찰계수를 사용하지 않은 직접전단강도 산정식의 적용성 검증을 위해, 선행 연구자들에 의해 수행된 비균열 압축재하 시험체에 대한 실측값들을 설계기준에서 규정하는 전단마찰 관련 식들과 함께 비교를 통하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) 전단전달 계면에서의 강도한계상태는 경사균열 발생 후 콘크리트 스트럿의 압축파쇄에 기인한다는 가정을 바탕으로, 2축-응력장이론 및 콘크리트 스트럿의 연화효과를 고려한 유효압축강도를 적용한 직접전단강도 산정식은 수평전단 뿐만 아니라 직접전단 부재의 강도 평가에도 적용할 수 있음을 확인하였다.
- (2) 기존 문헌에 수록된 활용 가능한 일체 타설된 직접전단 시험체의 실험 자료와 비교한 결과, 전단철근의 항복을 수반하는 일반적인 철근비를 갖는 콘크리트 시험체의 경우에는 대체적으로 실험결과와 유사한 경향을 나타내며, 콘크리트 강도 및 철근비의 증가에 따른 변동폭이 크지 않은 안전측의 예측

값을 도출하였다.

- (3) 전단마찰 유사론에 근거한 ACI 318M-08, AASHTO LRFD 및 Eurocode 2의 설계기준 관련식은 고강도 콘크리트를 사용한 직접전단 시험체의 강도 평가시 실측값에 비해 작은 값을 도출하였으며, CEB-FIP MC 90의 설계식은 고강도 콘크리트 부재에 적용시 콘크리트 계면에 작용하는 수직응력의 영향을 배제할 경우에도 실측값을 초과하는 경우가 발생하였으나, 직접전단강도 산정식은 콘크리트 강도 및 철근비의 크기와 상관없이 일체타설된 직접전단 부재의 강도 평가 및 설계에 적용이 가능함을 확인하였다.

#### References

- [1] A. R. Anderson, "Composite Designs in Precast and Cast-in-Place Concrete", *Progressive Architecture*, Vol.41, No.91, pp.172-179, 1960.
- [2] N. W. Hanson, "Precast-Prestressed Concrete Bridges 2: Horizontal Shear Connections.", *Journal of the PCA Research and Development Laboratories*, Vol.2, No.2, pp.38-58, 1960.
- [3] P. W. Birkeland, H. W. Birkeland, "Connections in Precast Concrete Construction", *ACI Journal*, Vol.63, No.3, pp.345-368, 1966.  
DOI: <https://doi.org/10.14359/7627>
- [4] R. F. Mast, "Auxiliary Reinforcement in Concrete Connections", *Journal of the Structural Division (ASCE)*, Vol.94, No.6., pp.1485-1504, 1968.  
DOI: <http://dx.doi.org/10.1061/JSDEAG.0001977>
- [5] J. A. Hofbeck, I. O. Ibrahim, A. H. Mattock, "Shear Transfer in Reinforced Concrete", *ACI Journal*, Vol. 66, No.2, pp.119-128, 1969.  
DOI: <https://doi.org/10.14359/7349>
- [6] A. H. Mattock, N. M. Hawkins, "Shear Transfer in Reinforced Concrete-Recent Research", *PCI Journal*, Vol.17, No.2, pp.55-75, 1972.
- [7] A. H. Mattock, W. K. Li, T. C. Want, "Shear Transfer in Light-weight Reinforced Concrete", *PCI Journal*, Vol.21, No.1, pp.20-39, 1976.
- [8] R. E. Loov, A. K. Patnaik, "Horizontal Shear Strength of Composite Concrete Beams with a Rough Interface", *PCI Journal*, Vol.39, No.1, pp.48-66, 1994.  
DOI: <http://dx.doi.org/10.15554/pci.01011994.48.69>
- [9] L. F. Kahn, A. D. Mitchell, "Shear Friction Tests with High-Strength Concrete," *ACI Structural Journal*, Vol.99, No.1, pp.98-103, 2002.  
DOI: <http://dx.doi.org/10.14359/11040>

- [10] I. W. Yang, E. Lim, T. Y. Ha, "Experimental Study on Structural Behavior of Interfaces of Double Composite Girder Using the 80MPa Concrete", *Journal of the Korea Academia-Industrial Cooperation Society*, Vol.17, No.4, pp.400-413, 2016.  
DOI: <http://dx.doi.org/10.5762/KAIS.2016.17.4.400>
- [11] Ministry of Land, Transport and Maritime, Concrete Structural Design Code, MLTM, 2012, pp.128-130.
- [12] ACI Committee 318, Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary(ACI 318M- 08), ACI, 2008, pp.180-183.
- [13] M. J. Kim, G. Y. Lee, "Calculation of Horizontal Shear Strength in Reinforced Concrete Composite Beams", *Journal of the Korea Academia-Industrial cooperation Society*, Vol.21, No.12, pp.772-781, 2020.  
DOI: <https://doi.org/10.5762/KAIS.2020.21.12.772>
- [14] F. J. Vecchio, M. P. Collins, "The Modified Compression Field Theory for Reinforced Concrete Elements subjected to Shear", *ACI Journal*, Vol.83, No.2, pp.219-231, 1986.  
DOI: <https://doi.org/10.14359/1041>
- [15] T. T. C. Hsu, "Softened Truss Model Theory for Shear and Torsion", *ACI Structural Journal*, Vol.85, No.6, pp.624-635, 1988.  
DOI: <https://doi.org/10.14359/2740>
- [16] Committee in European Norm, Eurocode 2-Design of Concrete Structures; Part 1 - General Rules and Rules for Building, CEN, 2004, pp.92-94.
- [17] American Association of State Highway and Transportation Officials, AASHTO LRFD Bridge Design Specifications(SI Units), AASHTO, 2007, pp.5-855-91.
- [18] Comité Euro-International Du Béton, CEB-FIP Model Code 1990, CEB/FIP, 1993, pp.113-115.

이 기 열(Gi-Yeol Lee)

[종신회원]



- 2001년 2월 : 전남대학교 토목공학과 (공학석사)
- 2005년 2월 : 전남대학교 토목공학과 (공학박사)
- 2019년 9월 ~ 현재 : 전남대학교 조경학과 부교수

<관심분야>

콘크리트구조, 건설재료, 조경공학

김 민 중(Min-Joong Kim)

[종신회원]



- 2000년 2월 : 전남대학교 토목공학과 (공학석사)
- 2012년 8월 : 전남대학교 토목공학과 (공학박사)
- 2021년 3월 ~ 현재 : 동강대학교 건설환경과 조교수

<관심분야>

구조공학, 콘크리트구조