KSCE Journal of Civil and Environmental Engineering Research
Vol. 41, No. 2: 101-111/ April, 2021
DOI: https://doi.org/10.12652/Ksce.2021.41.2.0101

ISSN 1015-6348 (Print)
ISSN 2287-934X (Online)
www.kscejournal.or.kr

Concrete Engineering **콘크리트공학**

비균열 인장재하 시험체의 압축장 이론에 기반한 전단전달강도 산정모델

김민중* · 이기열**
Kim, Min-Joong*, Lee, Gi-Yeol**

Estimation Model of Shear Transfer Strength for Uncracked Pull-Off Test Specimens based on Compression Field Theory

ABSTRACT

Two different types of shear-friction tests were classified by external loadings and referred to as a push-off and a pull-off test. In a pull-off test, a tension force is applied in the transverse direction of the test specimen to produce a shear stress at the shear plane. This paper presents a method to evaluate shear transfer strengths of uncracked pull-off specimens. The method is based on the compression field theory and different constitutive laws are applied in some ways to gain accurate shear strengths considering softening effects of concrete struts based on Modified Compression Field Theory (MCFT) and Softened Truss Model (STM). The validity of the proposed method is examined by applying to some selected test specimens in literatures and results are compared with the predicted values. A general agreement is observed between predicted and measured values at ultimate loading stages in initially uncracked pull-off test specimens. A shear strength evaluation formula considering the effective compressive strength of a concrete strut was proposed, and the applicability of the proposed formula was verified by comparing with the experimental results in the literature.

Key words : Shear-friction, Shear-transfer, Uncracked pull-off test, Compression field theory

초 록

전단마찰 시험체는 재하형태에 따라 압축재하와 인장재하 시험으로 구분된다. 인장재하 시험의 경우에는 외력으로 작용하는 수직방향 인장력에 의하여 전단응력 및 수직방향 인장응력이 유발된다. 이 연구에서는 압축장 이론을 이용하여 인장재하 시험체의 전단전달강도를 평가하였으며, 2축-응력 상태의 콘크리트 최대 압축강도의 변화를 고려하기 위하여 수정압축장이론, 연화트러스모델의 구성방정식을 사용하였다. 타당성 검증을 위하여 과거 연구자들에 의해 수행된 직접전단강도 실험값들과 압축장 이론을 이용하여 구한 값들을 비교한 결과, 비균열 인장재하 시험체의 경우 예측값과 실측치가 대체적으로 잘 일치함을 확인하였다. 또한 콘크리트 스트럿의 유효압축강도를 고려한 전단강도 평가식을 제안하고, 기존 문헌에 수록된 실험결과와 비교함으로써 제안식의 적용 가능성을 검증하였다.

검색어 : 전단마찰, 전단전달, 비균열 인장재하시험, 압축장 이론

1. 서 론

철근콘크리트 부재에 직접 전단력이 작용하는 경우에는 전단응력이 큰 면을 따라 전단 파괴면이 형성될 수 있으며, 콘크리트 경계면을 통하여 전단력이 전달되는 전단전달(shear transfer) 현상을 수반한다. 전단전달 거동을 표현할 수 있는 대표적인 이론이 전단마찰 유사론이다(Birkeland and Birkeland, 1966). 전단마찰 유사론은 미리 정한 취약 면에서 균열 또는 미끄럼이 발생한다는 가정을 바탕으로,

* 종신회원 · 순천제일대학교 스마트건설환경과 조교수 (Suncheon Jeil College · mjkim@suncheon.ac.kr)
** 종신회원 · 교신저자 · 전남대학교 조경학과 조교수 (**Corresponding Author** · Chonnam National University · gylee@jnu.ac.kr)

Received September 1, 2020/ **revised** November 9, 2020/ **accepted** November 24, 2020

Copyright ⓒ 2021 by the Korean Society of Civil Engineers
This is an Open Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License (http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

이 면을 가로지르는 철근을 배치하여 균열면의 마찰력에 의해 직접 전단에 저항하는 개념이다. 콘크리트구조기준(MOLIT, 2012)에서도 전단마찰 유사론에 근거하여 선행 연구자들(Birkeland and Birkeland, 1966; Mattock and Hawkins, 1972)의 실험결과를 바탕으로 철근의 수직력에 마찰계수를 곱하여 콘크리트의 저항력을 계산하도록 규정한다.

전단마찰 유사론은 전단전달의 복잡한 거동을 마찰이론을 적용하여 단순화시킴으로써 간단한 식만으로도 전단강도를 간편하게 예측할 수 있는 장점이 있다. 이와 함께, 전단마찰 유사론에 근거한 전단전달 계면의 강도한계상태는 전단력의 증가에 따라 계면 콘크리트의 미끄럼을 수반하면서 진행되는 계면에 배치된 철근의 응력이 항복강도에 도달하는 상태로 정의할 수 있다. 그러나 Hofbeck et al.(1969)이 수행한 직접전단 시험결과에 의하면 경사균열 발생 전까지 미끄럼이 거의 관측되지 않았으며, 추가적인 경사균열의 발생과 함께 계면에 인접한 콘크리트 경사스트럿이 압축파쇄됨으로써 강도한계상태에 도달한 것으로 나타났다. 이러한 연구결과를 바탕으로 비균열 압축재하(uncracked push-off test) 시험체의 경우 콘크리트 경사스트럿의 압축파쇄를 강도한계상태로 규정할 수 있으며, 이를 확장하여 비균열 인장재하 시험체(uncracked pull-off test)의 경우에도 수직방향 변형특성에 따른 콘크리트 경사스트럿의 압축파쇄를 이론적인 강도한계상태로 규정할 수 있는지에 대한 연구가 필요하다.

이 연구에서는 직접전단을 받는 비균열 인장재하 시험체의 수직방향 변형률 특성에 기인한 전단전달 거동의 차이를 압축장 이론(Compression Field Theory, 이하 CFT)을 기반으로 재해석하였다. Vecchio and Collins(1986)의 수정압축장이론(modified compression field theory, 이하 MCFT)과 Hsu(1993)의 연화트러스모델(Softening truss model, 이하 STM)에서 제시한 구성방정식을 사용하여, 2축 응력 상태의 콘크리트 최대 압축강도의 변화를 고려하였다. 이를 바탕으로 비균열 인장재하 직접전단 부재에 대한 전단강도 산정방법을 제안하였으며, Mattock and Hawkins(1972)가 수행한 비균열 인장재하 시험체에 대한 직접전단강도 시험결과와 비교하여 강도 산출 방법의 유효성을 검증하였다. 또한 콘크리트 스트럿의 유효압축강도를 고려한 단순화된 전단강도 산정식을 제안하고, Mattock and Hawkins(1972)의 직접전단강도 시험결과와 비교함으로써 제안식의 적용 가능성을 검증하였다.

2. 압축장 이론의 적용

2.1 전단전달 계면의 트러스 작용 및 강도한계상태 가정

비균열 직접전단 시험체는 재하형태에 따라 Fig. 1(a)와 같은 형태의 압축재하 시험체와 Fig. 1(b)의 인장재하 시험체로 구분할 수 있다. 압축재하 시험체의 경우에는 전단전달 계면에 작용하는 전단력과 함께 경계면에 수직인 상·하부 콘크리트 단면을 통하여 압축력이 전달되며, 인장재하 시험체의 경우에는 인장하중이 수직철근을 통하여 전달되므로 전단력과 함께 인장력이 작용한다. 직접전단 시험체의 전단전달 경계면은 Fig. 1(c)와 같은 2축-응력 요소로 간주할 수 있으며, 두 시험체의 직접적인 거동 차이는 요소에 작용하는 수직방향 직각응력의 방향과 크기 및 수직방향 변형률의 차이에 기인한다.

전단전달 전단면(shear plane)에서의 거동은 Fig. 2와 같이 2축 응력을 받는 이산트러스(discrete truss)로 이상화시킬 수 있으며, 트러스 모델을 이용하여 다음과 같은 파괴거동을 예측할 수 있다. 압축재하 시험체의 경우에는 계면을 가로질러 배치된 수평철근의 응력이 항복점에 도달한 이후 외력에 의한 전단응력의 증가량이 크지 않더라도 철근의 변형률이 큰 폭으로 증가하게 되고, 경사각이 더 낮게 되어 스트럿의 압축응력이 증가한다. 이와 동시에 콘크리트 주인장 변형률 또한 증가하게 되어 경사스트럿 콘크리트의 최대

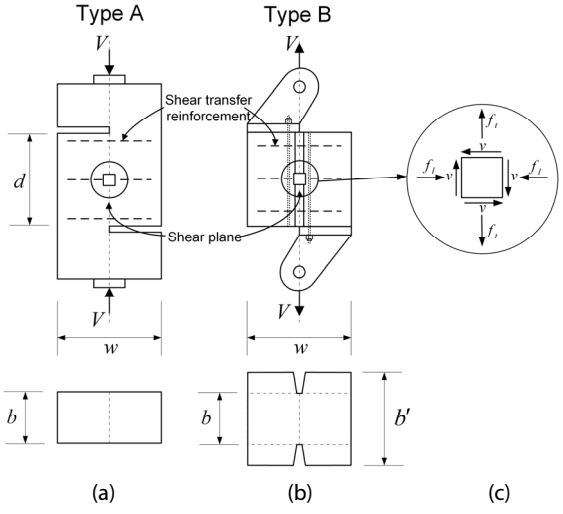


Fig. 1. Typical Shear Transfer Test Specimen: (a) Push-Off Test Specimen, (b) Pull-Off Test Specimen, (c) Bi-Axial Stress

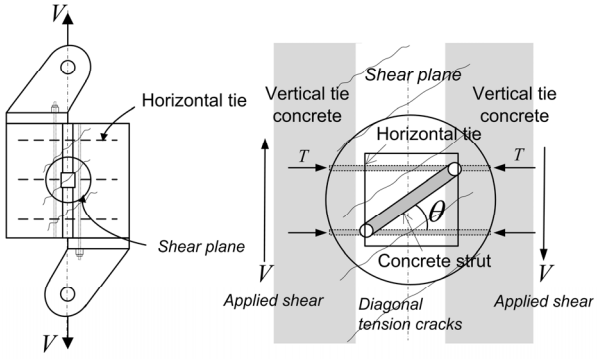


Fig. 2. Bi-Axial Stresses and Truss Action in Shear Plane

유효압축강도가 감소함에 따라 스트럿 콘크리트의 압축파쇄가 유발된다. 또한 콘크리트에 작용하는 수직방향 압축응력의 영향으로 전단응력에 의해 유발된 수직방향 변형률이 상쇄되므로, 수직방향 변형률의 크기가 작게 된다.

그러나 인장재하 시험체의 경우에는 수직철근이 전단강도를 결정하는 중요한 변수로 작용할 것으로 추정된다. 수직철근비가 작을 경우에는 외력으로 작용하는 인장력 및 전단력에 의해 유발된 수직방향 인장응력으로 인하여 수직철근이 항복하게 되며, 수평철근량과 수직철근량의 상대적인 크기에 따라 경사각 θ의 크기가 결정된다. 철근의 항복 이후에는 압축재하 시험체과 마찬가지로 변형률 증가에 따라 스트럿 콘크리트가 압축파쇄될 것이다. 따라서 전단마찰의 강도한계상태는 작용 하중 및 전단응력에 의한 수직 및 수평철근의 변형 증가와 이에 기인한 콘크리트 경사스트럿의 압축파쇄로 간주할 수 있으며, 이러한 압축파쇄가 일어남에 따라 2차적으로 계면의 미끄러짐이 발생하는 것으로 가정할 수 있다.

전단전달 경계면은 Fig. 2와 같은 2축 응력 요소로 간주할 수 있으며, 외력에 의해 콘크리트에 작용하는 주인장응력의 증가에 따라 경사균열이 발생하면 균열 사이의 콘크리트에는 압축스트럿이 형성되고, 경계면에 인접한 콘크리트와 경계면을 가로지르는 철근은 각각 횡방향 타이 및 종방향 타이를 구성하여 작용외력에 저항하는 트러스작용이 일어난다고 가정할 수 있다.

2.2 계면의 평형조건 및 강도한계상태

균열이 발생한 전단전달 계면의 거동은 트러스 모델을 이용하여 Fig. 3(a)와 같이 평균 응력항으로 나타낸 철근콘크리트 면요소의 거동으로 표현할 수 있다. 인장재하 시험체의 경우 수직방향 인장하중 및 그에 따른 전단응력에 의해 콘크리트에 유발되는 각 방향 평균 응력들은 Fig. 3(b)의 응력 모어원을 이용하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$f_{c2} = v(\tan\theta + \cot\theta) - f_{c1} \tag{1}$$

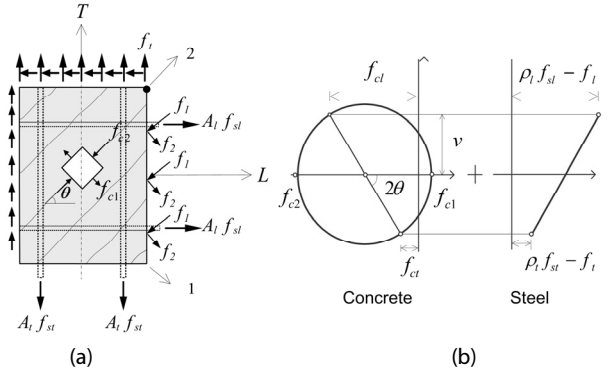


Fig. 3. Equilibrium in a Shear Transfer Element: (a) Cracked Interface, (b) Stress Mohr's Circle and Equilibrium Condition

$$f_{ct} = v\tan\theta - f_{c1} + f_t \tag{2}$$

$$f_d = v\cot\theta - f_{c1} + f_l \tag{3}$$

여기서, f_{c2}는 콘크리트 스트럿의 압축 주응력, f_{c1}은 인장 주응력, θ는 스트럿 경사각, f_{ct}와 f_d은 수직 및 수평방향 콘크리트 성분 응력이며 f_t와 f_l은 외력에 의해 시험체에 작용하는 수직 및 수평방향 응력이다.

Fig. 3(b)에 나타낸 것처럼 콘크리트 수직 및 수평방향 성분 응력은 균열면에서 철근의 분산응력(smeared stress) 및 외력에 의한 응력과 평형을 이뤄야 한다. 그런데 인장재하 직접전단 시험체의 경우 작용 하중에 의한 수직방향 응력은 발생할 수 있지만, 수평방향 응력은 0으로 간주할 수 있으므로 수직방향 및 수평철근의 분산응력 $\rho_t f_{st}$와 $\rho_l f_{sl}$을 다음과 같이 나타낼 수 있으며, 수평철근 응력 f_{sl}는 평균 응력이다.

$$\rho_t f_{st} = v\tan\theta - f_{c1} + f_t \tag{4}$$

$$\rho_l f_{sl} = v\cot\theta - f_{c1} \tag{5}$$

균열면에서는 콘크리트의 인장응력 f_{c1}이 0이 되고, 철근의 인장력은 증가하게 된다. 그러나 실제 균열면에서는 콘크리트 표면의 맞물림(interlocking)에 의해 전단력의 일부가 전달될 수 있으므로, Kim et al.(2006)은 이 전단저항성분을 균열면의 평형 해석에 고려하기 위해 f_{c1}항 대신 $0.5f_{c1}$을 사용하여 균열면에서의 콘크리트 기여분을 고려하였다.

이러한 논리를 직접전단 부재의 균열면 거동에 대한 평형 해석에 적용할 수 있도록 Kim et al.(2012)은 수직방향 및 수평철근의 분산응력을 다음과 같이 정의하였다.

$$\rho_t f_{st} = v\tan\theta - 0.5f_{c1} + f_t \tag{6}$$

$$\rho_l f_{sl} = v\cot\theta - 0.5f_{c1} \tag{7}$$

콘크리트 스트럿의 연화효과(softening effect) 및 인장증강효과(tension stiffening effect)를 설명하는 대표적인 이론으로 MCFT와 STM이 있다. 이들 이론은 주인장 변형률 ε_{c1} 함수로 콘크리트 유효압축강도 $f_{c2,\max}$를 정의하며, 경사균열 발생 후 주인장방향 콘크리트의 평균응력 f_{c1}은 ε_{c1}및 인장강도 f_{cr}의 함수로 정의하고 있다. Table 1에 이들 이론에 대한 구성식을 정리하였다.

Eq. (1)의 평형조건과 앞 절에서 설명한 균열면 맞물림 효과를 이용하면 극한한계 상태에서의 전단강도 v_u를 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$v_u = \frac{f_{c2,\max} + 0.5 f_{c1,u}}{\tan\theta + \cot\theta} \tag{8}$$

여기서, $f_{c1,u}$는 극한한계 상태에서 콘크리트 경사스트럿에 작용하는 주인장방향 평균응력이다.

압축장 이론을 이용하여 전단강도를 계산하기 위해서는 시행착오를 통한 복잡한 시산과정이 필요하다. 이 연구에서는 콘크리트 주인장 변형률 ε_{c1} 및 스트럿 경사각 $\tan\theta$를 우선 가정하여 전단강도를 산정하였다. 가정한 $\tan\theta$값은 계면에서의 평형조건을 만족하여야 하므로, 수평철근의 응력이 항복강도에 도달할 경우, Eq. (7)로부터 유도한 다음 식의 값과 일치하여야 한다.

$$\tan\theta = \frac{v_u}{\rho_l f_{sly} + 0.5 f_{c1,u}} \tag{9}$$

그러나 수평철근량이 많을 경우, 경사스트럿 콘크리트의 압축응력이 강도한계상태에 도달했을 때에도 철근이 항복하지 않을 수 있으므로 Eq. (9)에서 항복강도 대신 실제로 수평철근에 발생하는 응력 f_{sl}을 사용해야 하며, 수평철근의 항복 유무는 Eq. (7)로 계산한 철근의 분산응력 및 Fig. 3(b)의 모어원으로부터 다음과 같이 유도되는 평균변형률 ε_l을 통하여 판단할 수 있다.

$$\varepsilon_l = \frac{f_{sl}}{E_s \rho_l} = \frac{1}{E_s \rho_l}\left(v\cot\theta - 0.5 f_{c1}\right) \tag{10}$$

$$\varepsilon_l = \varepsilon_{c1}\sin^2\theta - \varepsilon_{c2}\cos^2\theta \tag{11}$$

Hsu et al.(1987)는 Fig. 1의 직접전단 시험체 전단면에서 수평방향 응력 f_l의 영향을 무시할 수 있는 전단응력 및 수직방향 압축응력을 평균전단응력에 계수를 곱한 다음과 같은 식으로 정의하였다.

Table 1. Constitutive Laws for Stress-Strain Relations

	MCFT	STM
ε_{c0}	0.002	$\frac{0.9}{\sqrt{1+600\varepsilon_{c1}}}0.002$
$f_{c2,\max}$	$\frac{f_{ck}}{0.8+170\varepsilon_{c1}}$	$\frac{0.9 f_{ck}}{\sqrt{1+600\varepsilon_{c1}}}$
f_{c2}	$f_{c2,\max}\left[2\left(\frac{\varepsilon_{c2}}{\varepsilon_{c0}}\right)-\left(\frac{\varepsilon_{c2}}{\varepsilon_{c0}}\right)^2\right]$	$\zeta_{\sigma 0} f_{ck}\left[2\left(\frac{\varepsilon_{c2}}{\zeta_{\varepsilon 0}\varepsilon_{c0}}\right)-\left(\frac{\varepsilon_{c2}}{\zeta_{\varepsilon 0}\varepsilon_{c0}}\right)^2\right]$
f_{cr}	$0.33\sqrt{f_{ck}}$	$0.3\sqrt{f_{ck}}$
f_{c1}	$\frac{f_{cr}}{1+\sqrt{500\varepsilon_{c1}}}$	$f_{cr}\left(\frac{0.00008}{\varepsilon_{c1}}\right)^{0.4}$

$$v = K_v \frac{V}{bd} \tag{12}$$

$$f_t = K_f \frac{V}{bw} \tag{13}$$

여기서, K_v는 평균전단응력에 대한 실제 전단응력의 크기를 나타내는 계수, K_f는 평균수직방향 응력에 대한 실제 수직방향 응력의 크기를 나타내는 계수이며, b, w, d 및 V는 Fig. 1에 나타낸 인장재하 시험체의 폭, 너비, 높이 및 전단력(외력)의 크기이다.

Eqs. (12) and (13)을 결합하면 다음과 같은 식을 유도할 수 있다.

$$f_t = \left(\frac{K_f}{K_v}\frac{d}{w}\right) v = K v \tag{14}$$

Eq. (12)에서 외력 V에 의해 계면 전체에 작용하는 평균전단응력을 적용할 경우 K_v값은 1이다. 마찬가지로 Eq. (13)에서 외력 V가 작용하는 시험체 상부 단면적에 발생하는 평균 인장응력을 사용할 경우 일반적인 K_f값은 1이다. 그러나 그림 Fig. 1(b)와 같은 인장재하 시험체의 경우 외부로 노출되어 고정된 수직철근을 통해서 인장력의 대부분이 전달되므로, 계면의 경사균열 주변에 작용하는 인장응력의 크기는 평균 인장응력과 다를 것이다. 이 현상은 Fig. 4와 같이 외력의 작용에 따라 전단전달 계면 주변 콘크리트에 인장응력의 대부분이 집중될 것으로 예측하고 있는 Hsu et al.(1987)의 연구결과를 통해 확인할 수 있다.

직접전단력이 작용하는 전단마찰 시험체의 전단강도를 평가할 때, 수직방향 강성 및 계면 상하에 유발되는 응력 f_t의 크기에

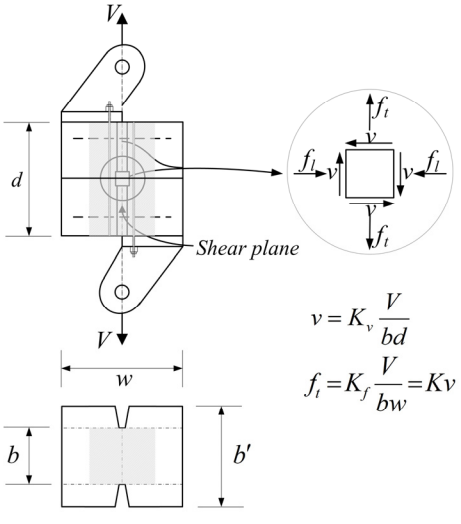


Fig. 4. Tensile Stress Distribution in a Bi-Axial Stress Field

따라 수직방향 변형률 및 전단강도 예측값이 달라지게 되므로, 정확한 강도 예측을 위해서는 인장응력의 평가가 중요하다고 할 수 있다.

인장재하 시험체의 경우에는 압축재하 시험체와 달리 Fig. 4와 같이 전단면의 폭이 시험체 상부 콘크리트 단면의 전체 폭보다 작은 형상을 갖는다. Mattock and Hawkins(1972)는 이를 고려하여 작용 인장응력의 크기를 전단응력의 50 % ($K=0.5$)로 가정하였다. Hsu et al.(1987)은 전단전달 거동에 영향을 미치는 유효단면적을 Fig. 4와 같이 음영으로 나타낸 임계면(critical zone)으로 정의하고, Eq. (14)에 $K_f=1$, $K_v=1$을 대입하여 $K=0.92$로 가정하여 해석을 수행하였으며, 실제로는 더 큰 응력이 발생할 것으로 예측하였다.

수직방향 타이의 인장변형률을 구하기 위해서는 계면 상하에 작용하는 인장응력의 크기 및 배치된 수직철근량을 고려하여야 한다. 콘크리트 수직방향 성분 응력 f_{ct}는 수직철근의 분산응력 $\rho_t f_{st}$ 및 직각응력 f_t와 평형을 이뤄야 하므로, 수직철근의 분산응력은 Eq. (6) 및 Eq. (14)를 이용하여 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$\rho_t f_{st} = v\tan\theta - 0.5f_{c1} + f_t = f_{ct} + Kv \tag{15}$$

수직방향 평균 변형률 ε_t는 항복 이전에는 수직철근의 분산응력을 철근비 ρ_t와 철근 탄성계수 E_s의 곱으로 나누어 구할 수 있다.

$$\varepsilon_t = \frac{1}{\rho_t E_s}\left[v\tan\theta - 0.5f_{c1} + f_t\right] \tag{16}$$

위 식의 ε_t는 모어원으로부터 유도한 ε_{c1}과 ε_{c2}로 계산한 다음 값과 일치해야 한다.

$$\varepsilon_t = \varepsilon_{c1}\cos^2\theta - \varepsilon_{c2}\sin^2\theta \tag{17}$$

Eq. (15)를 변형하면 스트럿의 경사각은 다음과 같다.

$$\tan\theta = \frac{\rho_t f_{st} + 0.5f_{c1} - f_t}{v} \tag{18}$$

2.3 전단강도 산정방법

2.2절에서 언급한 MCFT와 STM의 구성방정식을 기반으로 문헌(Mattock and Hawkins, 1972)에 수록된 비균열 인장재하 시험체의 전단강도를 산정 과정을 Fig. 5에 나타내었다.

각 경우에 적용된 한계상태에서의 응력 및 변형률 계산을 위한 구성식은 Table 1의 값을 이용하였다. 이 연구에서 제시한 전단강도 산정과정은 Kim et al.(2012)이 수행한 비균열 압축재하 시험체의 강도 계산과정과 유사하지만, 인장재하 조건에서 수직방향 인장응력을 평가하기 위해 인장하중에 의해 계면에 발생하는 평균전단응력에 대한 수직방향 인장응력의 상대적인 크기를 먼저 가정해야 하는 차이가 있다. 이와 함께 콘크리트의 인장변형률과 스트럿 경사각을 가정하여 콘크리트의 유효압축강도, 주압축 응력 및 주인장 응력을 계산한 후 시행착오를 거치면서 수평 및 수직방향 응력, 변형률을 만족하는 값을 유도하여야 하며, 각각의 경우 모두 Eq. (9)를 이용하여 계산한 경사각과 Eq. (18)의 평형조건으로 계산된 경사각의 크기가 일치하여야 한다.

3. 전단강도 산정 및 검증

3.1 비균열 인장재하 시험체의 실험결과

1960년대 말부터 전단전달강도 평가를 위한 다양한 종류의 직접전단 실험이 수행되었는데, 전단전달 계면의 초기균열 유무에 따라 초기비균열(initially uncracked) 시험체와 초기균열(initially cracked) 시험체로 구분되며, 재하방법에 따라 압축재하 시험체와 인장재하 시험체로 구분된다(Mattock and Hawkins, 1972). 이 연구에서는 이 실험 자료 중 보통강도 콘크리트로 제작된 초기비균열

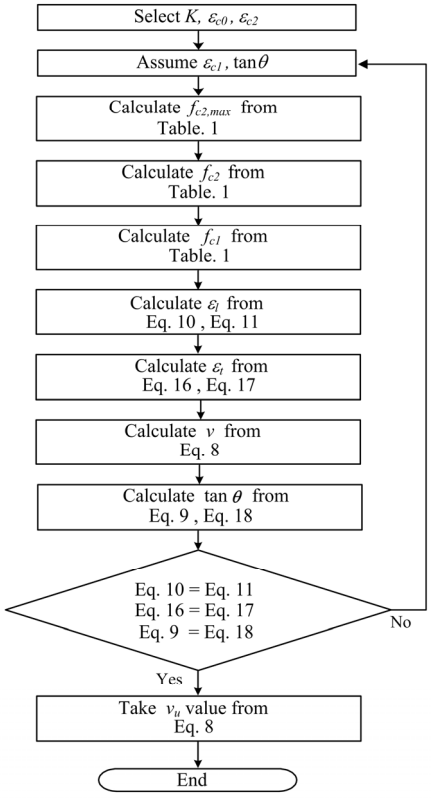


Fig. 5. Flow Chart for Shear-Frictional Strength Prediction

Table 2. Specimen Properties and Test Results (Mattock and Hawkins, 1972)

Specimen NO.	Reinforcement bar size # (mm)	Number of stirrups (2legs each)	Reinforcement yield point ksi (MPa)	Compressive stregnth psi (MPa)	$\rho_l f_{ly}$ psi (MPa)	ρ_l (%)	ρ_t (%)	v_u psi (MPa)	Description
7.1	#3 (9.5)	2	49.5 (341)	4850 (33.4)	384 (2.6)	0.776	-	851 (5.9)	Pull-off tests of initially uncracked specimens
7.2	#3 (9.5)	3	49.5 (341)	5120 (35.3)	576 (4.0)	1.164	-	908 (6.3)	
7.3	#3 (9.5)	4	49.5 (341)	5050 (34.8)	768 (5.3)	1.551	-	974 (6.7)	
7.4	#2 (6.4)	2	56.0 (386)	5410 (37.3)	193 (1.3)	0.345	-	567 (3.9)	
7.5	#2 (6.4)	3	56.0 (386)	5070 (35.0)	289 (2.0)	0.516	-	609 (4.2)	
7.6	#2 (6.4)	5	56.0 (386)	5100 (35.2)	481 (3.3)	0.859	-	846 (5.8)	

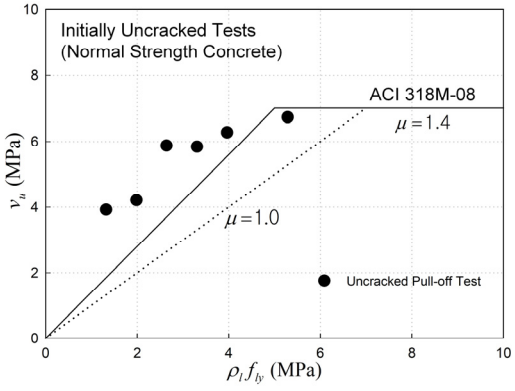


Fig. 6. Comparison of Initially Uncracked Test Results

인장재하 시험체에 대한 직접전단 시험결과(Mattock and Hawkins, 1972)를 검증에 사용하였다. 이들 시험체의 제원 및 실험 결과를 Table 2에 정리하였다.

Table 2의 7계열 시험체는 Fig. 1(b)와 같은 형상을 갖는 비균열 인장재하 시험체로서 전단마찰철근 지름 및 철근비에 따라 순번을 부여하였으며, 실험을 통해 파괴시 극한전단응력 및 시험체의 초기 균열 여부에 따른 미끄럼량 등을 관측하였다. 이 연구에서는 초기 비균열 인장재하 부재의 전단전달면에서 트러스 작용에 의한 콘크리트 스트럿의 압축파쇄를 부재의 강도한계상태로 가정하고, 이에 기반한 파괴강도 예측을 통해 Table 2의 실험결과와 비교하였다.

이들 시험체의 철근비에 따른 전단강도를 Fig. 6에 나타내었다.

압축재하 시험체의 수직철근비는 문헌에 나타난 철근의 개수 및 지름을 통하여 계산할 수 있으나, Table 2의 인장재하 시험체는 단면의 기하적 특성 및 금속 브래킷과 볼트로 체결되어 콘크리트 시험체에 매입된 전단면에 인접한 일부 수직철근을 통하여 인장력의 대부분이 전달되므로, 계면에 전달되는 인장응력의 크기 및 수직철근비의 평가가 어렵다. 따라서 이 연구에서는 2.2절에 기술한 Mattock and Hawkins(1972)과 Hsu et al.(1987)의 연구결과를 토대로 Eq. (14)로 평가되는 인장응력의 크기를 K=0.5, 1.0, 2.0으로 변화시켜 해석을 수행하였다. 또한 수직철근비는 압축재하 시험체와 동일한 5.604 %를 기준으로 철근비의 60 %, 80 %, 100 % 및 120 %로 변화시켜 각각의 경우에 대하여 전단강도를 평가하였다.

3.2 인장응력 및 수직철근비 변화에 따른 예측강도 비교

Fig. 5의 절차에 따라 Table 1에 정리한 6개의 비균열 인장재하 시험체에 대하여 수직철근비 및 인장응력의 크기 변화에 따른 전단강도 예측값과 실측값을 비교하여 Figs. 7~10에 나타내었다. 수직철근비가 작은 3.362 %에서는 작용 인장응력의 크기가 클 경우(K=1.0, 2.0)에 Fig. 5의 절차를 만족하는 해를 구하지 못하였으며, 경사 스트럿이 압축파쇄되기 전에 수직철근이 항복하는 것으로 나타났다. 수직철근비가 4.483 %인 경우에도 K=2일 때 수평철근비가 작은 두 종류의 시험체를 제외하고는 Fig. 5의 절차를 만족하는 해를 구하지 못하였으나, 수직철근비가 상대적으로 큰 5.604 %와 6.725 %인 경우에는 인장응력의 크기 변화(K=0.5, K=1, K=2)에 따라 각각 Fig. 5의 절차를 만족하는 해를 구하였다.

이 그림들을 살펴보면, 수평철근비가 작은 7.1, 7.4, 7.5, 7.6 시험체는 수직철근비 및 인장응력의 크기 변화에 따른 영향이 작았으며, 7.1 시험체를 제외하고 실측값과 유사한 값을 나타내었다. 그러나 수평철근비가 큰 7.2, 7.3 시험체에서는 수직철근비가 커지고, 수직방향 인장응력이 작아질수록 실측값보다 큰 예측값을 나타내었다.

MCFT의 재료 구성식을 사용한 경우, STM의 경우보다 큰 예측값을 나타냈으며, STM의 경우에는 수평철근비 및 인장응력의 크기 변화에 따른 예측값의 변동폭이 작았으며, 두 경우 모두 작용하는 인장응력의 증가에 따라 예측값의 차이가 작아지는 경향을 나타내었다. 이와는 다르게 주압축 방향 변형률에 연화효과를 고려한 STM의 재료 구성식을 사용한 경우에는 MCFT에 비하여 강도한계상태에서 철근 및 콘크리트의 변형률이 더 작은것으로 나타났다. 이는 콘크리트 주인장 변형률의 증가에 따라 ε_{c0}가 감소하게 되므로, 동일한 시험체의 경우 MCFT보다 작은 주인장 변형률에서 강도한계상태에 도달하게 되며, 또한 콘크리트 주인장 변형률의 증가에

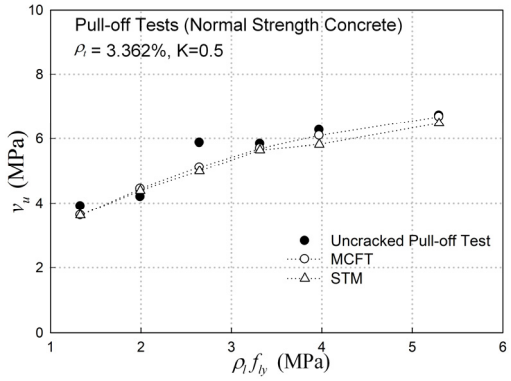
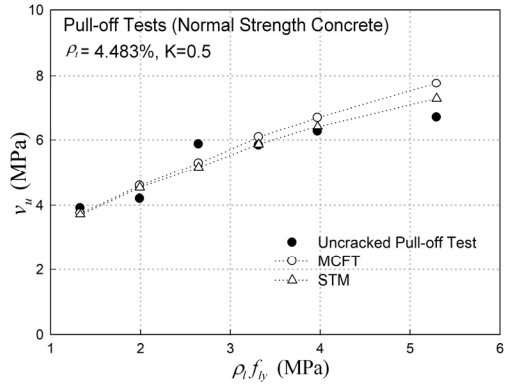
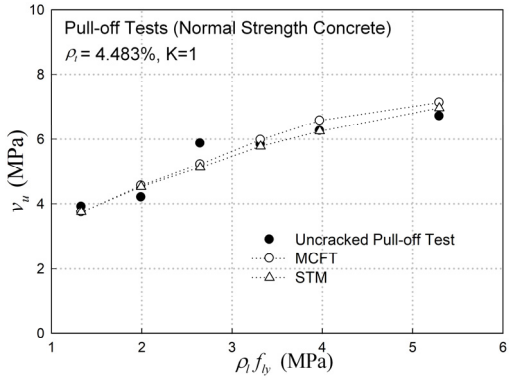


Fig. 7. Comparison of the Predicted Values with Test Results (ρ_t=3.362 %, K=0.5)

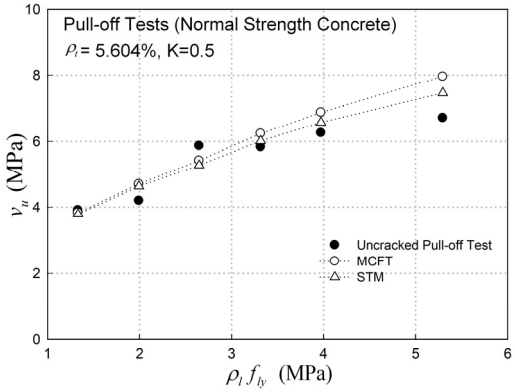


(a) K=0.5

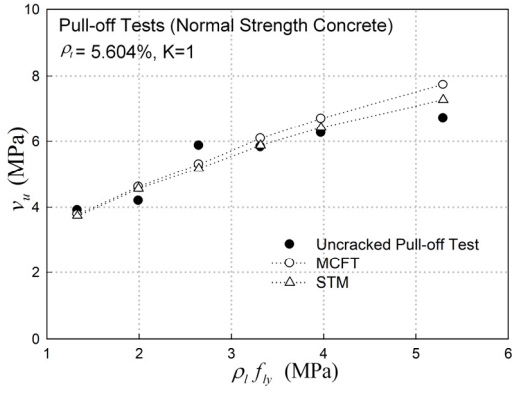


(b) K=1.0

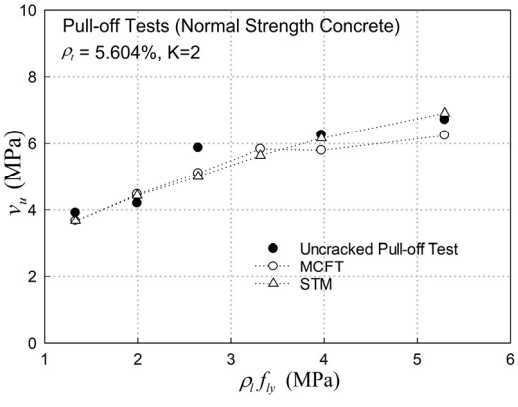
Fig. 8. Comparison of the Predicted Values with Test Results (ρ_t=4.483 %)



(a) K=0.5



(b) K=1.0



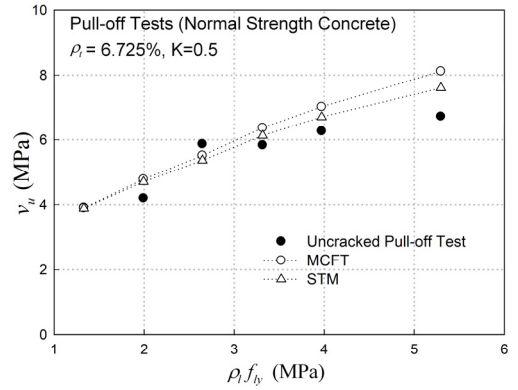
(c) K=2.0

Fig. 9. Comparison of the Predicted Values with Test Results (ρ_t=5.604 %)

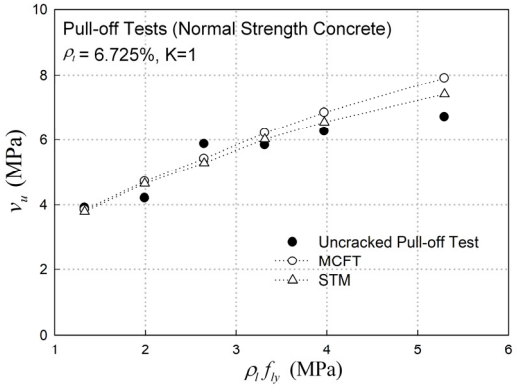
따라 압축강도의 감소폭이 크고, 인장증강효과를 적게 반영하기 때문인 것으로 판단된다.

동일한 시험체임에도 전단강도 예측값의 차이가 발생하는 중요한 요인은 콘크리트 유효압축강도 크기라고 할 수 있다. 수평철근비가 작은 시험체의 경우에는 철근의 항복에 따라 주인장 변형률 또한 큰 폭으로 증가하기 때문에 두 모델의 유효압축강도 차이가 크지 않다. 그러나 수평철근비가 큰 시험체는 주인장 변형률이 상대적으로 작기 때문에 유효압축강도의 차이가 발생하므로 전단강도 예측값이 달라지게 된다.

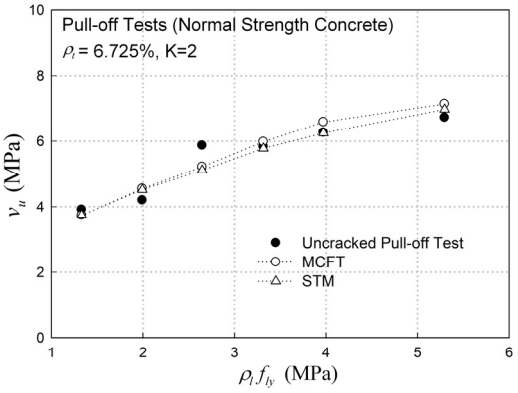
수평철근비가 큰 시험체의 경우에는 수직철근이 부담하는 인장응력의 크기가 전단강도를 결정하는 주요한 변수로 작용한다. 외력으로 작용하는 전단력의 증가에 따라 수평철근이 항복하게 되면,



(a) K=0.5



(b) K=1.0



(c) K=2.0

Fig. 10. Comparison of the Predicted Values with Test Results (ρ_t=6.725 %)

증가하는 외력에 저항하기 위해 경사각이 커지면서, 수직철근이 외력에 의해 유발된 인장응력과 함께 추가적인 인장응력을 부담해야 한다. 만약 수직철근이 항복하게 되면 외력의 증가량이 크지 않더라도 콘크리트 및 철근의 변형률이 급속히 증가하게 되고 콘크리트의 유효강도가 감소하게 되어 경사 스트럿의 압축파쇄를 유발하게 된다. 수평철근비가 작고 수직철근비가 큰 시험체의 경우에는 수평철근의 항복 이후 주인장 변형률의 증가에 따라 수직철근이 항복하기 전에 경사 스트럿의 압축파쇄가 예상된다.

이와 같은 해석 결과 및 실측값과의 비교를 통해 수직철근량이 증가하면 외력으로 작용하는 인장력에 대한 저항력이 커지게 되므로 수평철근의 항복 및 변형 증가에 따라 압축 스트럿 콘크리트가 파쇄될 때까지 수직철근이 부담하는 인장응력의 크기가 상대적으로 커져야 된다는 것을 추론할 수 있다.

3.3 인장재하 시험체의 수직철근량 평가

철근의 분산응력을 나타낸 Eqs. (4) and (5)에서 f_{c1}에 대하여 두 식을 정리하면 다음과 같은 식이 유도된다.

$$v(\tan\theta-\cot\theta)=\rho_t f_{st}-\rho_l f_{sl}-f_t \tag{19}$$

또한 Eq. (1)에서 f_{c1}을 0으로 가정하고 정리하면, 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$v(\tan\theta+\cot\theta)=f_{c2} \tag{20}$$

Eq. (19)의 수직응력 f_t를 전단응력에 대한 함수인 Kv로 치환하고, Eqs. (19) and (20)의 양변을 제곱한 후 Eq. (19)에서 Eq. (20)을 빼고 정리하면, v에 대한 2차 방정식으로 나타낼 수 있다.

$$(K^2+4)v^2-2(\rho_t f_{st}-\rho_l f_{sl})v-f_{c2}^2+(\rho_t f_{st}-\rho_l f_{sl})^2=0 \tag{21}$$

Eq. (21)에서 $\rho_t f_{st}-\rho_l f_{sl}=R$로 치환하고, v에 대한 해를 구하면 다음과 같다.

$$v=\frac{1}{K^2+4}\times\left\{KR\pm\sqrt{(K^2+4)f_{c2}^2-4R^2}\right\} \tag{22}$$

Eq. (22)는 수직응력 및 수직철근비의 평가량에 따라 값이 차이가 커서 전단강도 추정식으로서의 정확성은 부족하지만, 양방향 철근이 항복한 후 콘크리트 스트럿이 압축파쇄한다는 가정하에서 실수해를 구하기 위해 다음과 같이 근호안의 값을 0이상이 되도록 하는 수직철근량의 한계값을 추정하는데는 유효하다고 할 수 있다.

$$\rho_t f_{ty}\leq\rho_l f_{ly}+0.5f_{c2}\sqrt{(K^2+4)} \tag{23}$$

예를 들어, Eq. (23)을 이용하면, Table 2의 7계열 인장재하 시험체의 경우 $K=1$일 때, 수직철근비 ρ_t의 한계값은 1계열 압축재하 시험체의 수직철근비인 5.604 %의 1.025~1.327배인 5.746~7.439 %로 평가된다.

3.4 인장재하 시험체의 전단전달강도 평가식 제안

전단전달 계면에서의 응력 평형조건 및 변형률 적합조건을 만족하는 전단강도 산정방법은 콘크리트 주인장변형률 및 경사각의 가정을 통한 시행착오를 거쳐야 한다. 이와 같은 번거로움 없이 간편한 강도 계산을 위하여 이 연구에서는 압축장 이론을 바탕으로 강도 평가식을 단순화하였다.

앞 절에서 밝힌 바와 같이 극한한계상태에서 전단강도 산정에 영향을 미치는 주인장방향 콘크리트의 기여분 f_{c1}은 매우 작은 값을 나타내므로, 실용적인 관점에서 Eqs. (5) and (6)의 콘크리트 주인장응력 f_{c1}을 0으로 가정하면 다음과 같은 식이 된다.

$$\rho_t f_{st} = v\tan\theta + f_t \tag{24}$$

$$\rho_l f_{sl} = v\cot\theta \tag{25}$$

Eq. (24)에서 $f_t = Kv$로 치환하고, 두 식을 전단응력 v에 대하여 정리하면 다음과 같은 식을 유도할 수 있다.

$$\frac{\rho_t f_{st}}{\tan\theta + K} = \frac{\rho_l f_{sl}}{\cot\theta} \tag{26}$$

여기서, K는 인장재하 직접전단 부재에서 외력으로 인해 계면에 작용하는 평균전단응력에 대한 인장응력의 크기의 비를 나타내는 계수이다.

Eq. (26)을 $\tan\theta$에 대하여 2차 방정식 형태로 정리하고 실수해를 구하면 다음과 같다.

$$\tan\theta = 0.5\left\{\sqrt{K^2 + 4\frac{\rho_t f_{st}}{\rho_l f_{sl}}} - K\right\} \tag{27}$$

MCFT와 STM에서는 연화효과와 인장증강효과를 반영한 콘크리트 스트럿의 유효압축강도를 Table 1과 같이 주인장변형률에 관한 함수로 설명하고 있으나, 이는 변형률 가정을 동반하게 되어 전단강도 산정을 복잡하게 하는 주요한 원인이 된다. Eurocode 2(1992)에서는 보 부재의 실험에 의해 얻은 전단강도를 역으로 해석한 결과를 회귀분석하여 구한 콘크리트 유효강도를 다음과 같은 압축강도 유효계수 ν로 표현하고 있다.

$$f_{c2,\max} = \nu f_{ck} = 0.6\left[1 - \frac{f_{ck}}{250}\right] f_{ck} \tag{28}$$

3.1절에서 기술한 바와 같이 인장재하 시험체의 전단강도 추정값은 수직철근비와 수직응력의 크기에 따라 달라지며, 두 변수의 연관관계를 고려하기 위해 Eq. (23)에 Eq. (28)을 대입하면 수직철근비 ρ_t의 최대값을 구할 수 있다.

$$\rho_t f_{ty} = \rho_l f_{ly} + 0.3\left[1 - \frac{f_{ck}}{250}\right]\sqrt{(K^2+4)} \tag{29}$$

Eq. (29)를 Eq. (27)에 대입하면 다음과 같은 스트럿의 경사각에 관한 식이 구해진다.

$$\tan\theta = 0.5\left\{\sqrt{K^2 + \frac{\rho_t f_{ly} + 0.3\left[1 - f_{ck}/250\right]\sqrt{(K^2+4)}}{0.25\rho_l f_{sl}}} - K\right\} \tag{30}$$

최종적으로 Eq. (28)의 콘크리트 유효강도 νf_{ck}를 Eq. (20)에 대입하고 Eq. (30)으로 구한 $\tan\theta$ 값을 적용하면 주인장 방향의 콘크리트 기여분이 배제된 다음과 같은 단순한 형태의 전단강도 계산식을 구할 수 있다.

$$v_u = \frac{0.6\left[1 - \frac{f_{ck}}{250}\right] f_{ck}}{(\tan\theta + \cot\theta)} \tag{31}$$

Eq. (31)은 전단응력 v에 대한 수직응력 f_t의 상대적인 크기비인 K 와 수평철근비 $\rho_l f_{ly}$로 이루어진 함수로서, 비균열 인장재하 직접전단 부재의 강도한계상태를 양방향 철근이 모두 항복한 이후 주인장방향 콘크리트의 변형 증가에 따른 경사스트럿의 압축파쇄로 가정하고, 압축장 이론의 응력 평형식으로 유도한 전단강도 계산식이다.

Table 2에 나타낸 6개의 비균열 인장재하 시험체에 대하여 K 값을 -1, 0, 1, 2의 네 종류로 변화시켜 Eq. (31)을 적용하여 구한 전단강도 예측값을 Fig. 11에 나타내었다. 여기서 $K=-1$은 작용 인장하중에 의해 계면에 압축력이 작용하는 경우에 해당하며, $K=0$은 압축력이 작용하지 않는 경우, 그리고 $K=1, 2$는 작용 인장하중에 의해 계면에 전단응력의 크기에 비례하는 인장력이 작용하는 경우이다.

이 그림을 살펴보면 인장응력의 영향을 반영한 K 값의 증가에 따라 Eq. (30)의 스트럿 경사각이 변화하고, Eq. (31)의 분모값이 감소함에 따라 인장재하 시험체의 전단강도 추정값이 증가하는 것을 알 수 있다. 수평철근비가 작은 7.4, 7.5 시험체는 $K=-1$로 가정할 때 실측값과 유사한 값을 도출하는 것으로 나타났으며, $K=0, 1, 2$로 가정할 경우에는 실측값보다 큰 값을 나타내었다. 수평철근비가 상대적으로 큰 나머지 4개 시험체는 $K=-1$인 경우에는 실측값보다 작은 값이 산출되었고, $K=0$으로 가정하였을 경우에 실측값과 유사한 경향을 나타내었으며, $K=1, 2$인 경우에는

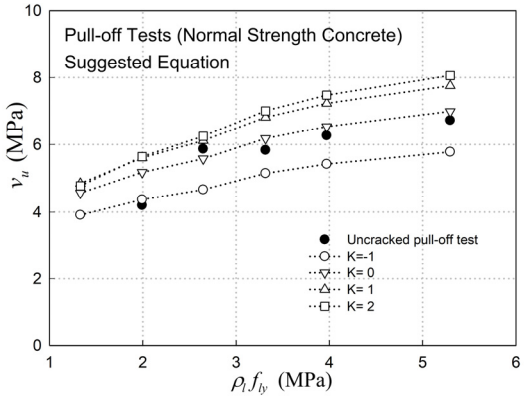


Fig. 11. Comparison of the Predicted Values with Test Results

실측값보다 큰 값으로 계산되었다.

이와 같은 결과가 나타나는 이유는 수평철근비가 작은 7.4, 7.5 시험체의 경우 Eq. (29)를 이용하여 산정한 수직철근량의 최대값도 수평철근량과 비례하므로, 다른 시험체와 비교하여 철근량이 적기 때문에 수평방향 철근의 항복 이후 급속한 변형의 증가에 따라 균열면에 작용하는 인장응력의 영향이 매우 적기 때문인 것으로 판단된다.

수평철근비가 상대적으로 큰 나머지 4개 시험체는 Eq. (31)로 산출한 전단강도가 Eq. (29)를 이용하여 양방향 철근이 모두 항복할 경우에 대한 수직철근비의 한계값을 사용하여 도출된 값이기 때문에 $K=1,2$인 경우 시험체에 작용하는 인장력에 저항하기 위해 실제 수직철근량보다 큰 값이 반영되며, 수직방향 변형의 상대적인 감소에 따라 Eq. (30)으로 계산되는 스트럿 경사각이 감소하게 되므로, 부재의 강도가 더 크게 산출되었을 것으로 추정된다.

또한 수평철근의 항복 이후 주인장변형률의 증가에 따라 경사균열의 발생과 더불어 콘크리트 스트럿의 유효강도가 급속히 감소하여 압축파쇄를 유발하는 과정에서 주인장변형률의 증가에 따른 스트럿의 유효강도 감소량이 Eq. (28)로 평가한 양보다 더 크기 때문에, $K=1, 2$인 경우 전단강도 예측값이 실측값보다 큰 값으로 계산된 것으로 판단되며, 이는 동일한 시험체의 경우 Eq. (28)을 사용한 경우보다 Table 1에 정리한 주인장변형률을 이용하여 계산한 콘크리트 유효강도가 더 작게 산출된 3.1절의 해석결과와도 부합된다.

양방향 철근의 항복을 전제로 Eq. (29) 및 Eq. (30)을 이용한 전단강도 산출식 Eq. (31)은 수직철근량의 평가가 어려운 인장재하 직접전단 시험체의 전단강도를 예측할 수 있는 장점을 갖고 있으며, 수평방향 철근 및 수직방향 철근이 항복한 이후에는 작용 전단응력에 의해 수직방향 변형이 증가하여 균열면에 작용하는 인장력의 크기가 작을 것으로 추측할 수 있으므로, 수평철근이 부담하는 국부응력인 $\rho_l f_{ly}$가 3 MPa 이상인 비균열 인장재하 직접전단 부재에서는 $K=0$을 사용할 경우 실측값과 유사한 전단강도를 예측할 수 있을 것으로 판단된다.

4. 결 론

이 연구에서는 압축장 이론을 기반으로 비균열 인장재하 시험체에 대한 전단전달 계면에서의 강도한계상태를 규정하고 전단강도를 산정하여, 기존 문헌에 수록된 실측값과의 비교를 통해 해석방법의 타당성을 검증하고, 인장하중을 받는 직접전단 부재에 대한 새로운 전단강도 평가식을 제안하였다.

비균열 인장재하 시험체의 강도한계상태를 경사균열 발생 후 콘크리트 경사 스트럿의 압축파쇄로 규정하고, 수직방향 인장응력을 반영하기 위하여 네 종류의 철근비에 대해 계면에 작용하는 인장응력의 크기를 세 가지로 변화시켜 해석을 수행하였으며, 기존 문헌에 수록된 활용 가능한 실험 자료와 비교한 결과, 수직철근비 및 인장응력의 변화에 따라 실험결과와 유사한 경향을 나타내는 것을 확인할 수 있었다.

압축장 이론을 바탕으로 인장재하 직접전단 부재에 대한 콘크리트의 유효강도를 고려한 단순화된 강도 평가식을 제안하였으며, 정확한 강도 예측을 위해서는 수직방향 강성, 외력에 의해 전달되는 인장응력의 크기 및 콘크리트 유효강도의 적절한 평가가 수반되어야 함을 확인하였다.

보-기둥 접합부와 같은 실제 구조물에서는 압축하중에 의해 전단응력을 받는 경우가 대부분이나, 인장하중을 받는 직접전단 부재에 대한 거동 해석 및 강도 추정방법을 제안함으로써, 다양한 하중조건에 대한 적용 가능성을 확인하였다.

References

Birkeland, P. W. and Birkeland, H. W. (1966). “Connections in precast concrete construction.” *ACI Journal*, Vol. 63, No. 3, pp. 345-368.

Eurocode 2 (1992). *Design of concrete structures-part I, general rules and rules for buildings*, British Standard Institution, London.

Hofbeck, J. A., Ibrahim, I. O. and Mattock, A. H. (1969). “Shear transfer in reinforced concrete.” *ACI Journal*, Vol. 66, No. 2, pp. 119-128.

Hsu, T. T. C. (1993). *Unified theory of reinforced concrete*, CRC Press, Boca Raton, Fla.

Hsu, T. T. C., Mau, S. T. and Chen, B. (1987). “Theory of shear transfer strength of reinforced concrete.” *ACI Structural Journal*, Vol. 84, No. 2, pp. 149-160.

Kim, M. J., Lee, G. Y., Lee, J. S. and Kim, W. (2012). “Bi-axial stress field analysis on shear-friction in RC members.” *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 24, No. 1, pp. 25-35 (in Korean).

Kim, W., Rhee. C. S. and Jeong, J. P. (2006). “Shear behavioral model based on shear deformation compatibility.” *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 18, No. 3, pp. 379-388 (in Korean).

Mattock, A. H. and Hawkins, N. M. (1972). “Shear transfer in reinforced concrete-recent research.” *PCI Journal*, Vol. 17, No. 2, pp. 55-75.

Ministry of Land, Infrastructure and Transport (MOLIT) (2012). *Concrete structural design code*, pp. 128-130 (in Korean).

Vecchio, F. J. and Collins, M. P. (1986). “The modified compression field theory for reinforced concrete elements subjected to shear.” *ACI Journal*, Vol. 83, No. 2. pp. 219-231.