



유효 스티럽 개념을 이용한 전단보강근의 강도 예측

권기연¹⁾ · 양준모¹⁾ · 이주하¹⁾ · 윤영수^{1)*}

¹⁾고려대학교 건축·사회환경공학과

Predicting Actual Strength of Shear Reinforcement Using Effective Stirrup Concept

Ki-Yeon Kwon¹⁾, Jun-Mo Yang¹⁾, Joo-Ha Lee¹⁾, and Young-Soo Yoon^{1)*}

¹⁾Dept. of Civil, Environmental and Architectural Engineering, Korea University, Seoul 136-701, Korea

ABSTRACT This paper presents the prediction of the actual strength of shear reinforcement on the basis of the concept of effective stirrups. The prediction method incorporating the shear cracking angle was proposed with the estimation by the Modified Compression Field Theory (MCFT). To check the validity of the method, discussion of the current ACI 318-05 and comparison of 39 test results from the literature including author's retrospective test data were made. The influencing factors of compressive concrete strength and type of shear-reinforcement were also investigated. Furthermore, two full-scale beam specimens shear-reinforced with headed bars were tested to demonstrate the applicability of the proposed method.

Keywords : shear strength, effective stirrup, development length, discrete positioning of stirrup, crack angle

1. 서 론

구조물의 전단파괴는 매우 급작스럽게 발생되어 구조물의 강도와 연성을 현저히 떨어뜨리므로 반드시 방지되어야 한다. 이를 위해서는 설계 단계에서부터 구조물의 전단거동을 정확히 예측하는 것이 중요하며 이는 전단저항 메커니즘을 명확히 구명하는 것에서부터 출발한다. 하지만 전단저항 메커니즘은 영향 인자들이 매우 다양하고 이론적으로 구명하기 곤란한 경우가 많아 아직까지도 명확히 구명되지 못하고 있다^{1,2)}. 이로 인해 현재 실무에서 통상적으로 사용하고 있는 전단 설계식조차도 구조물의 전단 거동을 정확히 설명하지 못하며 대단면 혹은 휨철근비가 작은 구조물의 경우에는 비보수적인 설계를 유도하여 전체 구조물의 안정성을 저하시키는 것으로 확인되었다.

위와 같은 문제를 해결하기 위해 선행 연구자들은 현 전단설계식의 취약점을 파악하고 이를 수정, 보완하려는 노력을 계속 해왔다. 이러한 노력의 일환으로 Frosch, R. J.와 Tompos, E. J.^{3,4)}는 유효 스티럽 개념을 이용하여 스티럽의 전단강도를 산정하는 새로운 방법을 제안하였다. 이 방법은 ACI 318-99⁵⁾, 318-05⁶⁾에서는 불가능했던 스티럽의 실제 배근상태를 반영하는 합리적인 방법으로 평가

되었으나, 식의 검증을 위해 사용된 시험체의 수가 충분하지 못하였으며 전단거동에 영향을 주는 인자에 대한 별도의 평가와 다양한 전단 균열각에 대한 고려가 수반되지 않은 점 등의 한계점을 가지고 있었다.

이에 본 연구에서는 선행 연구 자료 수집을 통해 39개의 시험체를 추가로 분석하여 Frosch, R. J.와 Tompos, E. J.^{3,4)}가 제안한 예측 방법에 대한 재평가를 실시하였다. 또한 유효 스티럽 개념에 MCFT^{2,7,8)} (modified compression field theory, 수정압축장이론)를 이용하여 균열각을 예측하는 부분을 추가한 새로운 예측 방법을 제안, 평가하였으며 별도의 추가 실험을 통해 새로운 방법의 확대 적용 가능성도 평가하였다.

2. 기존 연구 내용

2.1 ACI code 의 문제점

ACI 318-05⁶⁾에서 스티럽 전단강도 (V_s)는 45° 트러스 모델을 기초로 예측되며 식 (1)의 형태로 표현 된다 (이하 Method 1).

$$V_s = A_v f_y \frac{d}{s} \quad (1)$$

여기서 V_s : 스티럽에 의한 공칭전단강도 (N)

A_v : 스티럽 단면적 (mm^2)

*Corresponding author E-mail: ysyoon@korea.ac.kr
Received June 18, 2007, Accepted November 6, 2007
©2008 by Korea Concrete Institute

f_y : 철근 항복강도 (MPa)

d : 종방향 인장철근의 중심에서 콘크리트 압축 연단까지의 거리 (mm)

s : 전단철근 간격 (mm)

위의 제안식은 식 자체가 간단하여 실제 설계 시 주로 사용되나 몇 가지 불합리한 점을 가지고 있다⁴⁾.

첫째, 현 ACI code에서 전단력에 저항하는 스테럽 수를 의미하는 d/s 는 실수 값으로 스테럽의 간격과 유효깊이 비가 정수가 아닐 경우에는 소수점 아래 부분이 계산되어 스테럽의 일부분도 균열에 저항한다고 모사하게 된다. 그러나 실제 스테럽은 일정한 간격을 가지고 불연속적으로 배치되어 있기 때문에 스테럽의 일부분만 전단력에 저항할 수 없다. 또한 d/s 가 정수일 지라도 스테럽이 배근된 부분부터 발생하기 쉬운 전단균열의 특성상 균열을 지나는 스테럽의 개수를 효과적으로 모사하지 못한다. Fig. 1 (b)의 1번 스테럽과 같이 전단균열이 시작되는 부분의 스테럽은 계산에는 포함되나 실제로는 외력에 저항하지 못한다. 여기서, Fig. 1은 현 설계기준이 실제 배근상태를 충분히 감안하지 못함을 나타내는 것으로 그림 상의 경사 파선은 45° 전단 균열각을 의미한다.

둘째, 식 (1)에서는 d/s 만큼의 모든 스테럽은 철근의 항복응력까지 저항할 수 있다고 가정한다. 하지만 실제 철근은 소정의 정착길이가 확보되었을 때만 항복응력까지 저항할 수 있다. 전단균열은 부재의 아래 부분에서 하중이 가해지는 쪽으로 대각선으로 발생하게 되므로 균열은 통과하나 정착길이가 충분히 확보되지 못한 스테럽 (Fig. 1 (c) 4번 스테럽)이 존재하게 되며 이러한 스테럽은 항복응력까지 충분히 저항하지 못한다.

셋째, 실제 부재의 전단 균열각이 콘크리트 강도 (f_{ck}), 전단지간-유효깊이 비 (a/d), 스테럽의 종류 등에 따라 달라진다는 것은 이미 확인된 사실이므로 이를 감안하지 않고 45° 균열각을 일괄 적용하는 것은 불합리하다. Fig. 2는 본 연구에서 분석한 자료 중 일부 시험체의 실제 전단 균열 양상을 도시한 것으로 실제 전단 균열각이 45° 차이가 있음을 확인할 수 있다.

2.2 유효 스테럽 개념을 이용한 V_s 예측 방법

유효 스테럽 개념을 이용한 스테럽의 전단강도 예측 방법은 식 (2)와 같이 표현할 수 있다 (이하 Method 2). 참고로 유효 스테럽이란 전단균열이 통과하고 정착길이가 확보되어 철근의 항복응력까지 충분히 저항할 수 있는 스테럽을 말하며 Fig. 1 (c)의 2, 3번 스테럽이 해당된다⁴⁾.

스테럽 정착길이 (l_d)는 아래 식 (3)을 이용하여 구하며 정착길이 산정 시 $\sqrt{f_{ck}}$ 의 값은 8.37 MPa로 제한한다. 이는 콘크리트 압축강도가 약 70 MPa 보다 큰 경우라도 콘크리트 강도 증가에 따라 정착길이가 감소되지 않기 때문이다⁶⁾. 폐쇄 스테럽을 사용한 경우에는 식 (3)을 통

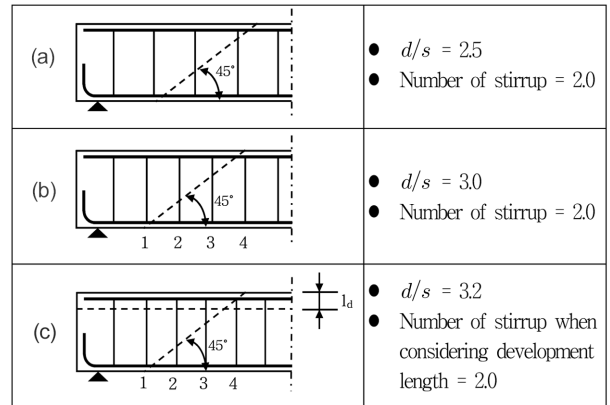


Fig. 1 Discrepancy between theoretical number on ACI code (d/s) and actual number of stirrups

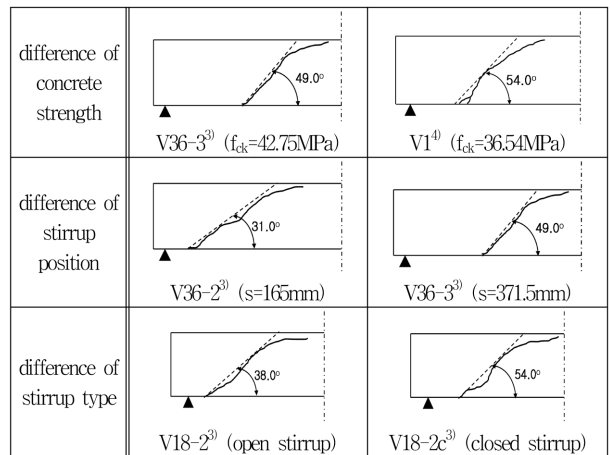


Fig. 2 Actual crack angle

해 얻은 길이에 75%만 확보되어도 충분한 정착이 가능하다⁶⁾.

$$V_s = A_v f_y N_v \quad (2)$$

여기서 N_v : 유효 스테럽 개수 (Method 2),

$$N_v = INT\left(\frac{d - l_d}{s}\right)$$

l_d : 스테럽 정착길이 (mm)

$$l_d = \frac{0.24 \psi_e \lambda f_y d_b}{\sqrt{f_{ck}}} \quad (3)$$

여기서 d_b : 철근의 공칭 지름 (mm)

3. 새로운 예측 방법 제안

3.1 기존 연구의 한계

3.1.1 d/s 와 실제 유효 스테럽 개수의 차이

Shin, S. W., et al.⁹⁾은 전단지간-유효깊이 비가 1.5~2.5 범위의 콘크리트 보에 대한 연구를 통해 전단철근에 의

해 저항되는 전단력을 평가 한 바 있다. Fig. 3은 Shin, S. W., et al.의 연구의 결과 중 일부인 HB2.5-50 시험체의 하중별 스티럽의 변형률을 나타낸 것이다. 전단 지간 내의 총 2개의 스티럽이 배근되며, 지점에서 가까운 순서로 S1, S2로 명명한다. 그림을 통해 S1은 항복되었고, S2는 항복되지 않고 슬립이 발생하였음을 확인할 수 있다. 즉 HB2.5-50 시험체의 유효 스티럽은 1개이다.

HB2.5-50 시험체의 d/s 값은 약 2.0이므로 Method 1을 이용할 경우 전단에 저항하는 스티럽의 개수는 약 2.0개 정도로 평가된다. 이에 반해 Method 2와 3.2절에서 제안할 Method 3을 적용한 경우에는 유효 스티럽의 개수를 1.0개로 평가하여 실제 부재의 거동을 효과적으로 모사하고 있는 것으로 확인되었다. 하지만 Method 2는 이론 정립 시 다음과 같은 한계점을 다수 내포하고 있었던 것으로 확인되었다.

3.1.2 기존 유효 스티럽 이론 (Method 2)의 한계

Method 2는 Method 1의 취약점을 개선하고 좀 더 보수적인 설계를 유도하기 위해 Frosch, R. J.⁴⁾와 Tompos E. J.³⁾의 연구를 통해 제안, 검증되었다. 하지만 당시 검증에 사용된 시험체의 수가 적어 영향 인자에 대한 평가를 충분히 할 수 없었다. 또한 균열각을 45° 정의하는 것은 실제 전단거동을 제대로 모사하지 못함을 언급하여 놓고 이를 반영하지 못하였다.

3.2 새로운 예측 방법

이 방법은 Method 2의 기본 형태는 그대로 유지하면서 Method 1과 2의 취약점을 감안하여 수정한 것으로 스티럽의 정착길이, 불연속적인 배근 상태뿐만 아니라 부재 조건에 따른 다양한 전단 균열각도 MCFT를 이용하여 반영할 수 있도록 하였다 (이하 Method 3). 이러한 Method 3은 식 (4)로 표현된다.

$$V_s = A_v f_y N_v \quad (4)$$

여기서 N_v : 유효 스티럽 개수 (Method 3),

$$= INT \left[\frac{(d - l_d) \cot \theta}{s} \right]$$

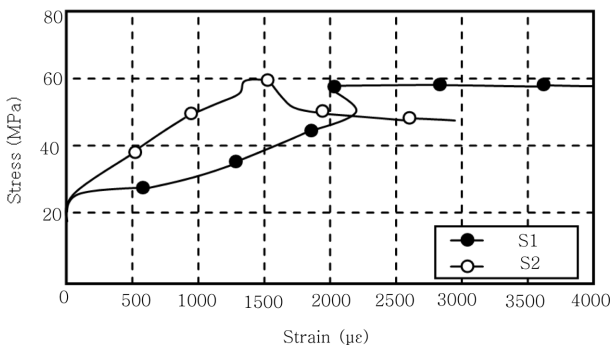


Fig. 3 Strain of stirrup vs stress

θ : 전단 균열각 (deg.)

식 (4)를 통해 확인할 수 있듯이, 기존의 유효 스티럽 이론과 차별화 되는 부분은 전단 균열각을 식에 도입한 것이며, 전단 균열각 예측에는 MCFT이론을 사용한다.

3.3 MCFT를 이용한 전단 균열각 (θ) 예측

3.3.1 MCFT 이론 및 타당성 검토

MCFT는 기존의 45° 트러스 모델의 취약점을 개선하고 경사방향 균열이 발생한 콘크리트의 인장응력을 고려하는 이론으로 1986년 Vecchio와 Collins에 의해 기존의 압축장이론 (CFT)을 발전시킨 형태로 제안되었다. MCFT는 트러스 모델의 전단균열경사와 콘크리트의 인장경화 현상들을 고려하여 합리적 예측이 가능하며 스티럽이 배치되지 않거나 그 양이 적은 보의 거동을 결정하는 중요한 방법으로 알려져 있다^{2,7,8)}.

본 연구에서 분석한 대부분의 시험체들은 전단파괴를 유도하기 위해 소량의 스티럽만을 배근하였으므로 MCFT를 적용하는 것은 타당하다 판단된다.

3.3.2 MCFT 적용의 예

MCFT를 이용한 균열각 예측 과정은 다음과 같다. 우선, 부재의 공칭전단응력을 계산하고 이를 콘크리트 강도로 나누어 전단응력비 (v/f_{ck})를 얻는다. 그리고 θ 값을 가정하여 주인장 철근의 종방향 변형률 (ϵ_x)을 계산한다. 계산된 값들을 이용하여 Fig. 4로부터 θ 를 구하여 종방향 변형률 산정 시 가정하였던 θ 값과 비교하고 두 값이 일치할 때까지 반복한다^{7,8)}.

시험체 V36-2를 예로 설명하면 다음과 같다. V36-2의 계수 전단력과 계수 휨 모멘트는 각각 728.896kN, 1,616.25kNm 이고 일반적인 철근콘크리트 부재의 전단 균열각이 45° 임을 감안하여, 전단 균열각을 45° 라고 가정하면 v/f_{ck} 와 ϵ_x 값은 아래와 같이 계산된다.

$$\frac{v}{f_{ck}} = \frac{V_u - \phi V_p}{\phi b d} \times \frac{1}{f_{ck}} \approx 0.055 \quad (5)$$

$$\epsilon_x = \frac{M_u/d + 0.5 V_u \cot \theta}{E_s A_s} \approx 2.83 \times 10^{-3} \quad (6)$$

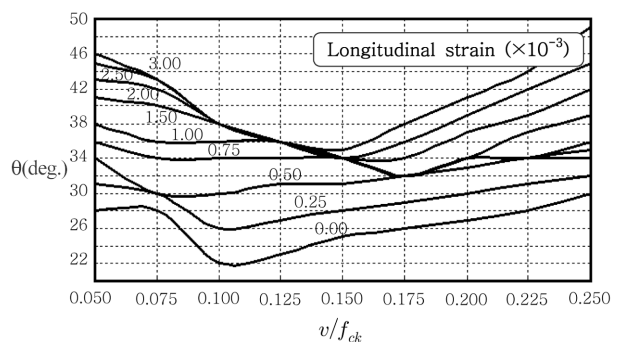


Fig. 4 Values of shear cracking angle (θ)⁸⁾

Fig. 4에서 $v/f_{ck} = 0.055$ 와 $\epsilon_s = 2.83 \times 10^{-3}$ 의 교점으로 부터 θ 는 약 45° 임을 확인할 수 있고 이는 처음 가정한 값과 동일하므로, V36-2 시험체의 전단 균열각은 45° 로 예측할 수 있게 된다.

위와 같은 MCFT를 이용한 균열각 예측은 수많은 반복 계산 과정이 필요하며, 균열각 예측을 위해 반드시 알아야 할 콘크리트에 의한 전단강도 증가분은 균열 폭, 균열 간격 및 콘크리트의 변형률 함수로 되어 있어 수 계산을 이용하기 다소 복잡하므로, 본 연구에서는 RESPONSE 2000¹⁰⁾을 이용하여 균열각을 구하고 분석에 이용하였다.

참고로 RESPONSE 2000은 MCFT를 근본으로 한 전단 및 휨에 대한 단면해석프로그램으로 단면조건, 지점 조건 및 전단지간 길이의 입력을 통해 효과적인 전단면 해석도 가능하다고 평가되고 있다.

4. 분석 자료의 상세

앞서 소개된 3가지 방법 (Method 1, 2, 3)의 평가를 위해 총 39개 시험체의 실제 실험 결과를 분석에 이용하였다. 분석에 사용된 시험체의 콘크리트 압축강도는 35.9~108.7 MPa, 스테럽 항복강도는 324~537 MPa, 휨철근비 (ρ)는 0.010~0.045이고 전단철근비 (ρ_w)는 0.001~0.011이었다. a/d 값이 2.5 이상의 일반 보만을 사용하여 스테럽의 전단강도 산정에 일관된 기준이 적용될 수 있도록 하였다. 그리고 집중하중을 받는 단순 지지 조건의 직사각형 보만 고려하여 전단지간 내에서는 일정한 전단력이 작용하도록 하였으며 폐쇄 스테럽을 사용한 시험체도 포함하였다.

Table 1은 사용 재료의 물성 (f_{ck} , f_y)과 시험체 상세 (a/d , ρ , ρ_w , s)를 정리한 것이며 Fig. 5는 시험체의 단면 상세를 도식화 한 것이다. 시험체 단면 그림 왼편에 숫자는 위에서부터 차례로 압축부 철근 (개수-지름), 스테럽 지름, 인장부 철근 (개수-지름)을 의미한다.

5. 결과 분석

시험체의 실험 및 분석 결과를 정리하여 Table 2에 나타내었다. 스테럽의 실제 전단강도 ($V_{s, test}$)는 극한전단력에서 최초 전단균열발생 시점의 전단력을 감하여 구하였다^{3,4)}. (7)~(9)열은 실측값을 예측값으로 나눈 결과로, 그 값이 1.00 보다 작은 경우에는 스테럽이 실제 저항할 수 있는 전단력보다 큰 값을 저항할 수 있다고 가정하게 되므로 불안정한 설계가 되기 쉽다.

Method 1은 평균 1.39의 실측값-예측값 비를 보여, 세 방법 중 가장 실제 값에 근사한 스테럽 전단강도를 예측하는 것으로 평가되었다. 하지만 실측값과 예측값의 비가 1.00 미만인 경우도 30% 이상인 것으로 나타나, 예측한 하중보다 낮은 단계에서 시험체의 급작스러운 전단 파괴가 유도되기 쉬운 것으로 확인되었다.

Method 2는 모든 경우에서 1.00 이상의 실측값과 예측

값의 비가 나타나, 세 가지 방법 중 가장 안전하며 보수적인 방법으로 평가된다. 하지만 실측값-예측값 비가 평균 2.47로 정확한 예측이 어렵고, 과대 설계를 유도하기 쉬우며, 분산 값 역시 세 가지 방법 중 가장 커, 소정의 안전율을 추가하여 새로운 예측식으로 확장하기에도 무리가 따른다.

Method 3은 평균 1.73의 실측값-예측값 비를 나타내며 분산은 0.84이다. 실측값과 예측값의 비가 1.00 미만인 경우는 약 20% 정도로 Method 1에 비해 보다 안전한 방법으로 평가된다. 그리고 분산 값 역시 Method 1에 비해 다소 큰 것으로 나타났으나, 정착길이와 전단 균열각이라는 산술적으로 계산된 인자들이 추가되었다는 것을 감안한다면, 안전율을 적용하여 식을 확장하고 실제로 적용하기에 적절한 것으로 평가된다. 또한 Method 3은 Method 1과 비교하였을 때, 항복강도 420 MPa 이상의 고장력 철근을 스테럽으로 사용한 시험체의 경우에도 적절한 예측을 해주는 것으로 평가되어 앞으로 사용량이 증가할 고장력 철근의 적용에도 매우 적합한 예측 방법이라고 판단된다.

Method 3을 포함한 각각의 예측 방법들이 전단거동 영향인자의 변화에 따라 어떠한 영향을 받으며, 장·단점이 무엇인지 파악하기 위해 Table 2를 기초하여 콘크리트 강도와 스테럽의 형태 변화에 따른 영향을 분석하였다. 전단거동에 영향 주는 대표적인 인자로는 a/d 비도 있으나, 분석 대상 모두가 일반 보에 속하므로 이에 대한 평가는 생략하였다.

5.1 콘크리트 압축강도의 변화에 따른 예측 방법 평가

콘크리트 압축강도의 변화에 따른 실측값-예측값 비를 Table 4에 정리하였다. 분석 자료 중 70 MPa 이상의 고강도 콘크리트를 사용한 시험체에 대해서는 모두 폐쇄 스테럽에 의해 전단보강 되었으며, 90 MPa 이상의 실험 결과는 모두 동일한 문헌¹⁵⁾에서 인용되었다. 따라서 자료를 전체적으로 이용하여 얻은 결과를 전적으로 콘크리트 강도의 변동에 따른 영향으로만 간주하기 어려우므로, Yoon, Y. S.¹¹⁾의 결과만을 제한적으로 이용하여 콘크리트 강도 변화가 예측식의 보수성에 미치는 영향을 평가하였다.

Table 3을 통해 확인할 수 있듯이, 세 가지 방법 모두 콘크리트 강도의 변동이 각 예측 방법에 미치는 영향은 매우 작다. 콘크리트 강도 증진에 따른 영향을 반영할 인자가 없는 Method 1 뿐만 아니라 Method 2와 3도 거의 영향을 받지 않은 이유는 콘크리트 강도 증진에 따른 정착길이 감소와 전단 균열각의 변화가 거의 없었기 때문이다.

5.2 스테럽 종류에 따른 예측 방법 평가

스테럽 종류에 따른 예측 방법 별 실측값-예측값 비를 정리하여 Table 4에 나타내었다. Method 1과 2는 스테럽

의 종류와 상관없이 각각 1.34, 2.35 정도의 일정한 보수성을 보였으며, Method 3은 폐쇄 스티럽을 사용하는 경우에 대해 U자형 스티럽을 사용하는 경우보다 큰 보수성을 보이는 것으로 확인되었다. 이는 폐쇄 스티럽의 전

단 균열각이 일반 U자형 스티럽에 비해 더 가파르게 예측되었기 때문이며, 이는 폐쇄 스티럽의 사용한 시험체가 보다 가파른 전단 균열각을 보이는 일반적인 경향과 잘 부합한다.

Table 1 Properties of material & specimens

ID	f_{ck} (MPa)	f_{ys} (MPa)	f_{yft} (MPa)	f_{yfc} (MPa)	a/d	ρ	ρ_w	s (mm)
Tompos, E. J. ³⁾								
V36-2	42.75	482.65	482.65	537.81	3.00	0.010	0.001	165.00
V36-3	42.75	537.81	482.65	537.81	3.00	0.010	0.001	371.50
V18-2	35.85	482.65	551.60	537.81	3.00	0.010	0.002	186.00
V18-2c	35.85	482.65	551.60	537.81	3.00	0.010	0.002	186.00
Frosch, R. J. ⁴⁾								
V1	36.54	482.65	475.76	482.65	3.00	0.010	0.001	371.50
V2	36.54	482.65	475.76	482.65	3.00	0.010	0.001	371.50
Shin, S. W. ⁹⁾								
MHB2.5-25	52.00	372.40	400.82	392.00	2.50	0.038	0.002	204.80
MHB2.5-50	52.00	372.40	400.82	392.00	2.50	0.038	0.004	108.90
MHB2.5-100	52.00	372.40	400.82	392.00	2.50	0.038	0.008	54.50
HB2.5-25	73.00	372.40	400.82	392.00	2.50	0.038	0.002	204.80
HB2.5-50	73.00	372.40	400.82	392.00	2.50	0.038	0.004	108.90
HB2.5-75	73.00	372.40	400.82	392.00	2.50	0.038	0.006	72.10
HB2.5-100	73.00	372.40	400.82	392.00	2.50	0.038	0.008	54.50
Yoon, Y. S. ¹¹⁾								
N1-N	36.00	430.00	400.00	430.00	3.05	0.028	0.001	325.00
N2-S	36.00	430.00	400.00	430.00	3.05	0.028	0.001	465.00
N2-N	36.00	430.00	400.00	430.00	3.05	0.028	0.001	325.00
M1-N	67.00	430.00	400.00	430.00	3.05	0.028	0.001	325.00
M2-S	67.00	430.00	400.00	430.00	3.05	0.028	0.001	325.00
M2-N	67.00	430.00	400.00	430.00	3.05	0.028	0.002	230.00
H1-N	87.00	430.00	400.00	430.00	3.05	0.028	0.001	325.00
H2-S	87.00	430.00	400.00	430.00	3.05	0.028	0.001	270.00
H2-N	87.00	430.00	400.00	430.00	3.05	0.028	0.002	160.00
Johnson, M. K. ¹²⁾								
2	36.41	479.20	524.71	539.88	3.10	0.024	0.001	267.00
3	72.33	479.20	524.71	539.88	3.10	0.024	0.001	267.00
4	72.33	479.20	524.71	539.88	3.10	0.024	0.001	267.00
7	51.30	479.20	524.71	539.88	3.10	0.024	0.001	267.00
8	51.30	479.20	524.71	539.88	3.10	0.024	0.001	267.00
Xie, Y. ¹³⁾								
NNW-3	42.89	324.00	421.00	421.00	3.00	0.032	0.005	101.60
NHW-3	103.44	324.00	421.00	421.00	3.00	0.045	0.005	99.06
NHW-3a	94.89	324.00	421.00	421.00	3.00	0.045	0.007	76.20
NHW-3b	108.68	324.00	421.00	421.00	3.00	0.045	0.008	63.50
NHW-4	104.06	324.00	421.00	421.00	4.00	0.045	0.005	99.06
Park, H. G. ¹⁴⁾								
4GF10U	41.00	395.00	435.10	435.10	2.50	0.020	0.010	100.00
4GF10(B)	41.00	395.00	450.10	450.10	2.50	0.026	0.010	100.00
4GF15	41.00	395.00	435.10	435.10	2.50	0.020	0.007	150.00
4GF15U	41.00	395.00	435.10	435.10	2.50	0.020	0.007	150.00
4GF15(B)	41.00	395.00	450.10	450.10	2.50	0.026	0.007	150.00
6GF15	61.00	395.00	450.10	450.10	2.50	0.026	0.007	150.00
4GF20	41.00	395.00	435.10	435.10	2.50	0.020	0.005	200.00

Note) f_{ck} : compressive strength of concrete, f_{ys} : yield stress of stirrup, f_{yft} : yield stress of tension bar, f_{yfc} : yield stress of compression bar, a/d : shear span-depth ratio, ρ : flexural reinforcement ratio, ρ_w : stirrup ratio, s : spacing of stirrup

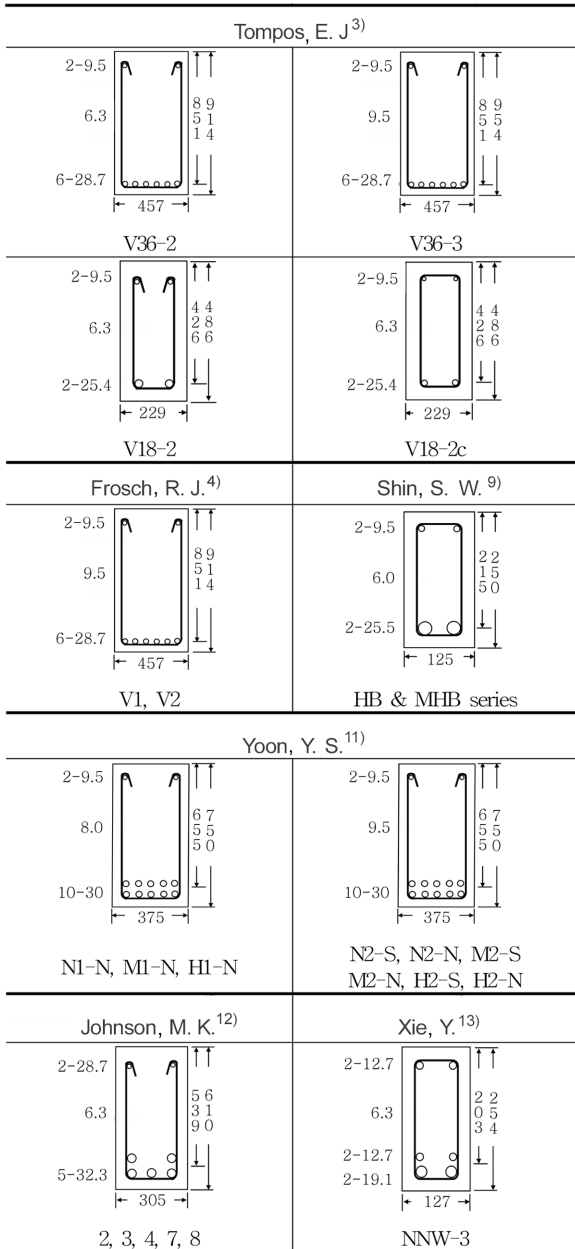


Fig. 5 Cross section properties

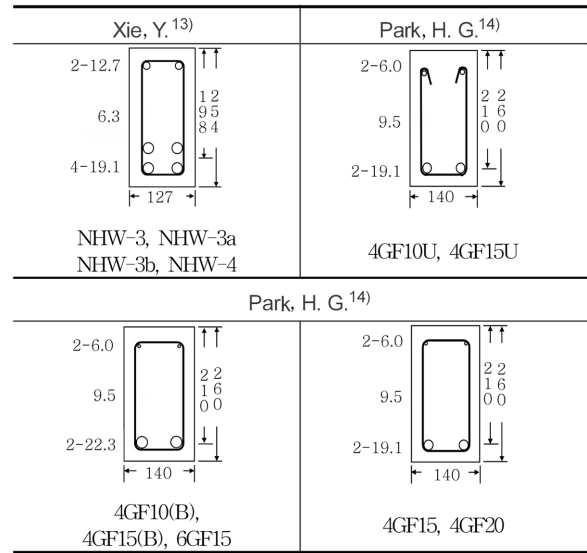


Fig. 5 Cross section properties (continued)

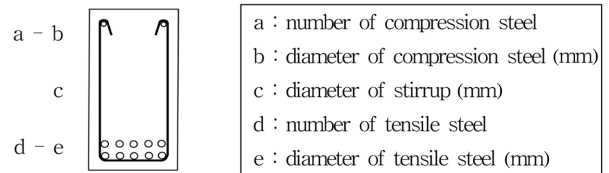


Fig. 6 Meaning of each number in Fig. 5

실제 구조물에서 폐쇄 스티럽이 U자형 스티럽보다 확실한 정착 및 시공이 어려워 보다 높은 안전성이 요구되는 것을 감안할 때 Method 3은 추가 인자 없이 실제 거동에 근거한 균열각의 변화를 통해 차별적인 보수성을 유도할 수 있는 합리적인 방법으로 판단된다.

6. Method 3의 적용성 검토

Method 3이 다른 방법들에 비해 과대설계를 유도하지

Table 2 Comparison of test and predicted values

ID	V_u (kN)	V_{cr} (kN)	$V'_{s, test}$ (kN)	$V_{s,1}$ (kN)	$V_{s,2}$ (kN)	$V_{s,3}$ (kN)	(3) (4)	(3) (5)	(3) (6)
	(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)
Tompos, E. J. ³⁾									
V36-2	487.50	329.15	158.35	159.32	123.56	123.56	0.99	1.28	1.28
V36-3	511.52	315.81	195.71	174.94	76.37	152.74	1.12	2.56	1.28
V18-2	172.14	95.19	76.95	70.66	30.89	61.78	1.09	2.49	1.25
V18-2c	153.01	88.96	64.05	70.66	30.89	92.67	0.91	2.07	0.69
Average							1.03	2.10	1.12
Standard deviation							0.10	0.59	0.29
Froesch, R. J. ⁴⁾									
V1	394.54	325.59	68.94	157.00	68.54	137.07	0.44	1.01	0.50
V2	491.95	334.49	157.46	157.00	68.54	137.07	1.00	2.30	1.15
Average							0.72	1.65	0.83
Standard deviation							0.40	0.91	0.46

Table 2 Comparison of test and predicted values (continued)

ID	V_u (kN)	V_{cr} (kN)	$V_{s,test}$ (kN)	$V_{s,1}$ (kN)	$V_{s,2}$ (kN)	$V_{s,3}$ (kN)	(3) (4)	(3) (5)	(3) (6)
	(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)
Shin, S. W. ⁹⁾									
MHB2.5-25	98.63	57.78	40.85	21.89	20.85	20.85	1.87	1.96	1.96
MHB2.5-50	138.68	52.41	86.27	41.17	20.85	20.85	2.10	4.14	4.14
MHB2.5-100	164.21	54.83	109.38	82.27	41.71	41.71	1.33	2.62	2.62
HB2.5-25	115.40	60.76	54.64	21.89	20.85	20.85	2.50	2.62	2.62
HB2.5-50	148.96	61.74	87.22	41.17	20.85	20.85	2.12	4.18	4.18
HB2.5-75	166.60	57.58	109.03	62.19	41.71	41.71	1.75	2.61	2.61
HB2.5-100	183.75	63.21	120.54	82.27	62.56	62.56	1.47	1.93	1.93
Average							1.87	2.87	2.87
Standard deviation							0.40	0.93	0.93
Yoon, Y. S. ¹¹⁾									
N1-N	457.00	260.00	197.00	86.66	43.00	129.00	2.27	4.58	1.53
N2-S	363.00	200.00	163.00	86.01	61.06	61.06	1.90	2.67	2.67
N2-N	483.00	254.00	229.00	123.06	61.06	122.12	1.86	3.75	1.88
M1-N	405.00	289.00	116.00	86.66	43.00	86.00	1.34	2.70	1.35
M2-S	552.00	289.00	263.00	123.06	61.06	122.12	2.14	4.31	2.15
M2-N	689.00	289.00	400.00	173.89	122.12	183.18	2.30	3.28	2.18
H1-N	483.00	311.00	172.00	86.66	43.00	86.00	1.98	4.00	2.00
H2-S	598.00	311.00	287.00	148.13	61.06	183.18	1.94	4.70	1.57
H2-N	721.00	334.00	387.00	249.96	183.18	305.30	1.55	2.11	1.27
Average							1.92	3.57	1.84
Standard deviation							0.32	0.92	0.46
Johnson, M. K. ¹²⁾									
2	222.40	186.82	35.58	61.88	30.67	61.34	0.58	1.16	0.58
3	262.43	226.85	35.58	61.88	30.67	61.34	0.58	1.16	0.58
4	315.81	231.30	84.51	61.88	30.67	61.34	1.37	2.76	1.38
7	280.22	200.16	80.06	61.88	30.67	61.34	1.29	2.61	1.31
8	257.98	200.16	57.82	61.88	30.67	61.34	0.93	1.89	0.94
Average							0.95	1.91	0.96
Standard deviation							0.38	0.76	0.38
Xie, Y. ¹³⁾									
NNW-3	87.03	36.25	50.77	41.47	20.74	20.74	1.22	2.45	2.45
NHW-3	102.37	46.08	56.29	41.47	20.74	41.47	1.36	2.71	1.36
NHW-3a	108.22	51.37	56.85	53.91	41.47	62.21	1.05	1.37	0.91
NHW-3b	122.54	64.85	57.69	64.69	41.47	62.21	0.89	1.39	0.93
NHW-4	93.72	41.57	52.15	41.47	20.74	41.47	1.26	2.52	1.26
Average							1.16	2.09	1.38
Standard deviation							0.18	0.65	0.63
Park, H. G. ¹⁴⁾									
4GF10U	79.90	11.75	68.15	117.79	56.09	56.09	0.58	1.22	1.22
4GF10(B)	96.25	9.80	86.45	117.79	56.09	56.09	0.73	1.54	1.54
4GF15	71.80	15.20	56.60	78.53	56.09	56.09	0.72	1.01	1.01
4GF15U	66.60	10.80	55.80	78.53	56.09	56.09	0.71	0.99	0.99
4GF15(B)	80.90	10.80	70.10	78.53	56.09	56.09	0.89	1.25	1.25
6GF15	97.60	16.65	80.95	78.53	56.09	56.09	1.03	1.44	1.44
4GF20	69.75	13.70	56.05	58.89	56.09	56.09	0.95	1.00	1.00
Average							0.80	1.21	1.21
Standard deviation							0.16	0.22	0.22
Average (total)							1.39	2.47	1.73
Standard deviation (total)							0.5	1.09	0.84

Note) V_u : ultimate shear strength, V_{cr} : cracking shear strength, $V_{s,test}$: stirrup shear by actual test ($V_{s,test} = V_u - V_{cr}$), $V_{s,1}$: stirrup shear by Method 1, $V_{s,2}$: stirrup shear by Method 2, $V_{s,3}$: stirrup shear by Method 3

Table 3 Ratio of test and predicted results by change of f_{ck} in reference 11

f_{ck} (MPa)	$\frac{V_{s, test}}{V_{s, 1}}$	$\frac{V_{s, test}}{V_{s, 2}}$	$\frac{V_{s, test}}{V_{s, 3}}$
36	2.0	3.7	2.9
67	1.9	3.4	1.7
87	1.8	3.6	2.0

Table 4 Ratio of test and predicted results by change of stirrup type

Stirrup type	$\frac{V_{s, test}}{V_{s, 1}}$	$\frac{V_{s, test}}{V_{s, 2}}$	$\frac{V_{s, test}}{V_{s, 3}}$
U-shape	1.30	2.48	1.37
Closed	1.38	2.22	1.93

Table 5 Properties of material & specimens

ID	f_{ck} (MPa)	f_y (MPa)	a/d	ρ	ρ_w	s (mm)
SN / SNH	97.00	375.00	2.875	0.032	0.001	300.00

Table 6 Test and predicted results

ID	$V_{s, test}$ (MPa)	θ_{test} (deg.)	$V_{s, 3}$ (MPa)	θ_3 (deg.)
SN	134.00	26.50	106.50	29.60
SNH	365.00	29.82	159.75	30.94

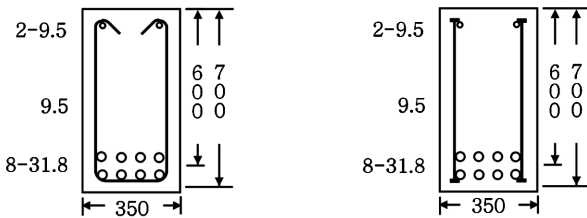


Fig. 7 Cross section properties

않음과 동시에 보수성을 가진 합리적인 방법임을 선행된 분석을 통해 확인하였다. 하지만 이 결과는 U 자형 스티럽이나 폐쇄 스티럽을 사용하였을 경우에 대한 제한적인 결과로, 좀 더 폭넓은 활용을 위해서는 다양한 전단 보강재에 대한 적용성 평가가 수반되어야 한다.

따라서 본 연구에서는 일반 U자형 스티럽을 사용한 시험체 (SN)와 헤드드 바를 이용하여 전단 보강을 실시한 시험체 (SNH)를 제작하여 헤드드 바를 전단 보강재로 사용했을 경우 Method 3의 적용성 평가를 실시하였다. 각각의 시험체 상세는 Fig. 7과 Table 5에 정리하였으며 분석 결과는 Table 6에 정리하였다.

참고로 헤드드 바는 기존 갈고리 철근의 구조적, 시공적 측면의 취약점들을 해결할 수 있는 보강재로 평가되어 앞으로 전단 보강재로의 활용이 유력하다고 평가되고 있으며, 정착 면적과 철근의 단면적 비가 9 이상이거나 헤드의 직경과 철근의 직경비가 3.163 이상이면 슬립 없

이 순수 지압력 만으로 내력 발현이 가능한 것으로 알려져 있다¹⁵⁾.

Table 6은 실제 스티럽의 전단강도와 균열각을 Method 3을 이용하여 구한 것과 비교한 것이다. 헤드드 바를 사용한 시험체의 전단 균열각은 Method 3을 통해 예측된 것과 거의 유사하였으나, 스티럽의 전단내력은 다소 차이가 남을 확인할 수 있었다. 이러한 결과는 헤드드 바를 사용할 경우에는 정착길이 감소와 동시에 좌굴 방지와 피복 탈락 방지 등의 효과를 얻을 수 있어 스티럽의 전단내력이 월등히 향상되는데 이러한 복합적인 인자를 Method 3에서 충분히 반영하지 못하기 때문이다.

하지만 고강도콘크리트의 전단파괴를 위해 극히 적은 양의 스티럽을 사용한 시험체의 특수성을 고려하면 헤드드 바를 사용한 시험체에 Method 3의 적용이 부적절하다고 단정 짓기 어렵고, 균열각 예측에 탁월한 효과를 보인 것으로 보아 추가적인 연구를 통해 설계를 위한 안전율 제안이 가능할 것이라고 판단된다.

7. 결 론

스티럽의 실제 전단강도를 예측하는 기존의 방법을 기초로 새로운 예측 방법을 제안하였다. 그리고 이 방법을 기존의 방법과의 비교하여 다음과 같은 결과를 얻었다.

- 1) 현재 ACI code에서 사용하는 스티럽 전단강도 예측 방법 (Method 1)은 스티럽의 실제 거동 특성과 배근 상태 등을 충분히 고려하지 못하여 상당히 비보수적이며 불안정한 설계를 유도한다.
- 2) ACI code에서 규정하는 스티럽 전단강도 예측 방법에서 유효깊이와 스티럽 배근 간격 비 (a/d)를 스티럽의 정착길이와 불연속적인 배근 상태를 고려한 유효 스티럽 개수로 대체하는 방법 (Method 2)이 제안 되었다. 이 방법은 실제보다 상당히 작은 스티럽의 전단강도를 예측하여 대부분의 경우 보수적인 전단설계를 유도한다. 그러나 일부 경우에는 스티럽의 전단강도를 지나치게 과소평가하여 과대설계를 유도할 수 있다.
- 3) 본 연구를 통해 ACI code의 스티럽 전단강도 예측 방법에서 d/s 를 스티럽의 정착길이, 불연속적인 배근상태 그리고 전단 균열각의 변화를 고려한 유효 스티럽 개수로 대체하는 방법 (Method 3)을 제안하였다. Method 3은 기존의 방법보다 높은 안전율을 제공해 주는 동시에 정착길이와 전단 균열각이라는 논리적으로 필수적인 인자를 감안한 합리적인 예측 방법이다. 그리고 고장력 철근을 스티럽으로 사용한 경우에도 적용이 가능하며 스티럽의 형태 변화도 적절히 반영할 수 있다.
- 4) Method 3를 이용하여, 헤드드 바를 이용하여 전단 보강을 실시한 시험체의 스티럽 전단강도 예측이 충분히 가능함을 확인하였다.

감사의 글

본 논문은 건설교통부가 출연하고 한국건설교통기술평가원에서 위탁 시행한 건설핵심기술연구개발사업 (Center for Concrete Corea, 05-CCT-D11)의 지원으로 이루어졌습니다.

참고문헌

1. 윤영수, “철근콘크리트 보의 전단설계를 위한 개념과 배경”, 콘크리트학회지, 8권 5호, 1996, pp.61~69.
2. 윤영수, “전단설계의 발전과 압축장 이론 및 그 미래”, 한국콘크리트학회 연구소위원회 발표집, 1999, 321pp.
3. Tompos, E. J. and Frosch, R. J., “Influence of Beam Size, Longitudinal Reinforcement, and Stirrup Effectiveness on Concrete Shear Strength”, *ACI Structural Journal*, Vol.99, No.5, 2002, pp.559~567.
4. Frosch, R. J., “Behavior of Large-Scale Reinforced Concrete Beams with Minimum Shear Reinforcement”, *ACI Structural Journal*, Vol.97, No.6, 2000, pp.814~820.
5. ACI, *Building Code Requirements for Reinforced Concrete and Commentary*, ACI 318-99 and ACI 318R-99, American Concrete Institute, Farmington Hills, Mich., 1999, pp.133~180.
6. ACI, *Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary*, ACI 318-05 and 318M-05, American Concrete Institute, Detroit, Mich., 2005, pp.147~191.
7. Collins, M. P. and Mitchell, D., *Prestressed Concrete Structures*, Prentice Hall, 1991, 766pp.
8. 윤영수, 철근콘크리트 역학 및 설계, 도서출판 새론, 2005, pp.197~259.
9. Shin, S. W., Lee, K. S., Moon, J. I., and Ghosh, S. K., “Shear Strength of Reinforced High-Strength Concrete Beams with Shear Span-to-Depth Ratios between 1.5 and 2.5”, *ACI Structural Journal*, Vol.96, No.4, 1999, pp.549~556.
10. Bentz, E. C. and Collins, M. P., *RESPONSE 2000*, Version 1.05, University of Toronto, 2000, <http://www.ecf.utoronto.ca/~bentz/r2k.htm>.
11. Yoon, Y. S., Cook, W. D., and Mitchell, D., “Minimum Shear Reinforcement in Normal, Medium and High-Strength Concrete Beams”, *ACI Structural Journal*, Vol.93, No.5, 1996, pp.576~584.
12. Johnson, M. K. and Ramirez, J. A., “Minimum Shear Reinforcement in beams with Higher Strength Concrete”, *ACI Structural Journal*, Vol.86, No.4, 1989, pp.376~382.
13. Xie, Y., Ahmad, S. H., Yu, T., Hino, S., and Chung, W., “Shear Ductility of Reinforced Concrete Beams of Normal and High-Strength Concrete”, *ACI Structural Journal*, Vol.91, No.2, 1994, pp.140~149.
14. 박훈규, 안영기, 장일영, 최고일, “스터립 간격과 인장철근비에 따른 고강도 콘크리트 보의 파괴거동”, 콘크리트학회 논문집, 15권 4호, 2003, pp.513~521.
15. ACI, *Shear Reinforcement for Slabs*, ACI 421.1R-99, American Concrete Institute, Farmington Hills, Mich., 1999, pp.421R-1~421R-15.

요약 본 논문에서는 유효 스테럽 개념을 이용한 전단보강근의 강도 예측 방법을 제안하고 있다. 유효 스테럽 개념을 이용한 예측에서 가장 중요시 되는 부분인 전단 균열각 예측은 수정압축장이론 (modified compression field theory, MCFT)을 이용하여 수행하였다. 현 설계기준인 ACI 318-05와 기존 문헌에서 인용한 39개의 실제 실험 데이터를 이용하여 예측 방법의 유효성을 평가하였다. 평가시 고려한 영향인자로는 콘크리트 강도 그리고 전단보강근의 종류가 있었고, 추가로 2개의 full-scale의 보 실험을 수행하여 제안된 방법의 헤디드 바 사용 시험체의 확대 적용 가능성도 평가하였다.

핵심용어 : 전단강도, 유효 스테럽, 정착길이, 불연속적 배근상태, 균열각