

## 철근콘크리트 보의 전단설계를 위한 개념과 배경

### Concept and Background of Shear Design in Reinforced Concrete Beams



윤 영 수 \*

#### 1. 서 언

구조물이 파괴될 경우 반드시 방지되어야 하는 것은 전단에 의한 취성파괴로서 이는 철근콘크리트 부재의 강도를 휨능력 이하로 감소시킬 뿐만 아니라 부재의 연성을 현저히 감소시키게 된다. 전단파괴에 대한 연구는 수십년에 걸친 연구자들의 노력에도 불구하고 아직까지 명확하게 규명하지 못하고 있는 어려운 문제중의 하나이며, 전단거동은 휨 거동에 비해서 여러 가지 변수들에 의해 더욱 복잡하고 이론적으로 규명하기 곤란한 인자를 포함하고 있다.

1973년 ACI-ASCE 전단위원회<sup>1)</sup>는 전단강도에 대한 설계규정이 보다 간단하고 통일된 개념이면서 물리적 의미를 전달할 수 있는 방향으로 개선되기

를 희망했지만, 그림 1에서 보는 것처럼 경험식에 근거한 ACI 전단설계식의 수가 급격히 증가한 것과 ACI 회장을 역임했던 J. MacGregor 교수가 현행 전단 설계방법을 경험식의 남발이라는 의미로 "empirical mumbo-jumbo"란 표현까지 사용한 것에 비추어 보면 아직도 전단설계에 관한 개념이 정착단계에는 이르지 못한 것으로 판단된다. 흥미 있는 것은 1963년 이전에는 단지 4개의 전단설계식만이 존재하였으며 대부분의 설계식이 1963년판 또는 1971년 판 ACI 코드에 등장하였다는 것이다. 이유는 1955년 미국 공군 격납고에서 보의 전단에 의한 구조물 파괴가 발생된 이후에 다양한 연구를 수행한 결과이며, 이 당시의 전단설계식들은 45° 트러스 모델을 근거로  $V_c$ 와  $V_s$ 의 합에 개념에 근거를 두고 있었다.

\* 정회원, 삼성물산(주) 건설부문 기술연구소 선임연구원

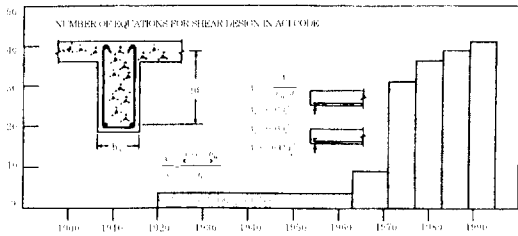


그림 1 ACI 전단설계식의 수

1971년 이후 전단설계방법을 개선시키기 위한 많은 노력의 결과로 45°트러스 모델 대신 각변환 트러스 모델이 등장하였으며 보다 합리적이고 실제적인 것으로 판단되었다. 또한 순수전단을 받는 패널의 연구를 통하여 전단균열이 발생된 콘크리트의 응력-변형률 관계를 개선하는 등 그림 2에서 보는 것처럼 지속적인 연구가 진행되고 있다.

본 고에서는 철근콘크리트 보의 전단설계를 위한 해석적 배경을 다양한 트러스 모델, 스트럿-타이 모델, 전단-마찰이론, 수정압축장 이론 및 콘크리트의 연화현상에 따른 유효강도개념을 설명하여 전단설계의 흐름을 기술하고, 1990년 이후의 국내의 전단설계관련 연구현황을 정리하여 향후에 전단에 관한 연구시에 유용한 자료를 제공함을 그 목적으로 한다.

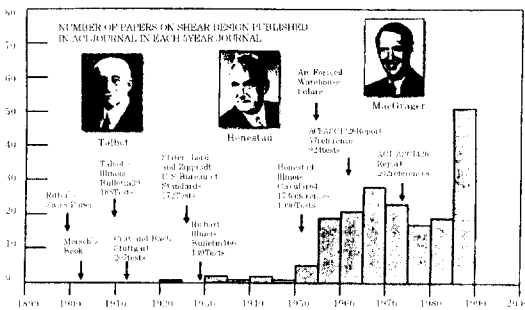


그림 2 전단설계 방법에 관한 연구논문편수

## 2. 철근콘크리트 보의 전단거동

### 2.1 파괴거동

철근콘크리트 보의 전단강도는 일반적으로 대칭

2점재하 상태의 단순보 실험을 통해 검토되며, 전단보강철근이 없는 경우 파괴형상은 전단-스팬비,  $a/d$ 에 크게 영향을 받는 것을 알 수 있다.

전단-스팬비가 2.5이하인 보는 통상 깊은 보로 간주되며,  $a/d$ 가 1보다 적은 경우는 하중재하점과 지점이 연결되는 사균열이 발생하며, 단지 아치 작용에 의해서만 하중에 저항하게 되고, 압축 스트럿의 파괴, 주인장철근의 항복 또는 정착 상실로 인해 파괴가 발생하게 된다.  $a/d$ 가 1에서 2.5 사이인 경우는 아치작용과 보 작용의 조합으로 하중에 저항하게 된다. 균열발생 이후의 내력 재분배가 생기게 되며, 전단-인장파괴 또는 전단-압축파괴에 의해 파괴가 발생하게 된다. 대부분의 실제적인 보는  $a/d$ 가 2.5에서 6사이의 일반보로 주로 보 작용에 의해 전단에 저항하게 된다. 전단보강철근이 없는 경우 사균열발생 이전에 휨에 의한 균열이 형성되지만, 전단균열의 진전으로 인해 평형상태에 교란이 오고 갑작스러운 파괴로 진행된다. 사균열의 발생으로 인해  $a/d$ 가 6이하인 전단보강철근이 없는 철근콘크리트 보의 전단저항능력은 휨 저항능력에 비해 훨씬 낮아지게 된다.  $a/d$ 가 6이상인 경우는 전단균열발생 이전에 휨에 의한 중국파괴를 맞게 된다.

휨저항능력을 최대한 발휘하기 위해서는 전단보강철근이 보에 제공되어야 하며, 전단보강철근이 없는 경우 사균열의 형성이 바로 즉각적인 파괴로 까지 진전될 수 있는 일반보의 경우에는 더욱 중요하다.

### 2.2 B-구간 및 D-구간 개념

콘크리트 구조물에서 전단에 저항하는 메카니즘은 구간별로 매우 상이하며, 그림 3의 단순보의 반쪽에서의 주응력 변화를 보면 지점과 하중재하점 근처에서는 응력이 심하게 교란되는 것을 알 수 있다. Schlaich<sup>(2)</sup>는 비교적 새로운 설계 개념으로 콘크리트 구조를 하중 전달경로와 변형을 분포에 따라 별개의 구간으로 나누는 것을 제안하였다.

그림 4에서 보는 것처럼, B-구간으로 표시된 부분은 평면변형률 분포의 베르누이 가정이 적용가능하다고 판단되는 구간으로 주로 보 작용을 보여주

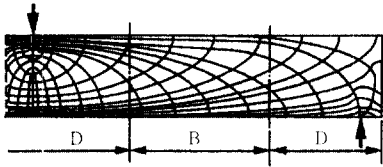


그림 3 보의 응력 계적

며, B-구간의 B는 Beam 또는 Bernoulli의 첫글자를 의미한다. 지점이나 코너, 개구부, 하중 집중부 등과 같이 교란되거나 또는 불연속적인 D-구간은 거동자체가 B-구간과는 판이하며 일반적인 가정도 적용하기 어려운 부분으로 D-구간의 D는 Disturbed 또는 Discontinuous의 첫글자를 의미한다. D-구간은 불연속 지점에서 양쪽으로 부재 측면만큼 내민 구간으로 아치작용과 같은 평면내압축으로 하중을 전달하게 된다.

D-구간의 거동이 주로 작용되는 구조물로는 브라켓이나 내민받침(corbel), 깊은 보 등을 들 수 있다.<sup>3)</sup> 이러한 구조물들은 하중을 전달하는 메커니즘이 콘크리트 압축 스트럿과 철근 타이로 구성된 트러스로 이상화 될 수 있으며, 콘크리트 스트럿의 압괴로 인한 파괴는 D-구간의 주요 파괴 유형중의 하나이고, 극한 하중은 콘크리트의 압축강도에 매우 의존적임을 알 수 있다.

대부분의 철근콘크리트 보는 B-구간 거동에 의한 일반보로서 균열이후의 거동은 트러스 모델로부터 결정할 수 있으며, 전단보강철근의 항복이 주요 전단파괴유형이다.

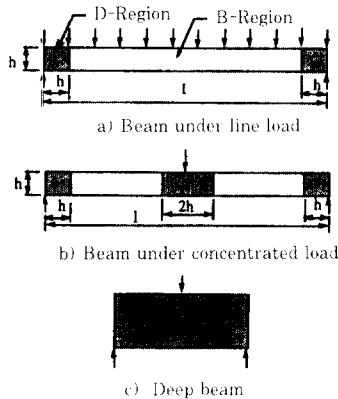


그림 4 보의 B-구간 및 D-구간의 예

### 3. 트러스 모델

위에서 언급한 것처럼 균열전의 B-구간 및 D-구간의 거동은 탄성해석이나 탄성보이론에 의해 파악할 수 있지만, 콘크리트의 균열발생 이후는 응력재분배로 인해 탄성적인 해석방법은 더 이상 적용할 수 없게 된다. 여러 연구자들이 균열 이후의 콘크리트 보의 거동을 추정하기 위해 많은 모델을 개발하여 왔으며, 이중 균열이 생긴 콘크리트 보에 존재하는 힘을 표현하는 개념적 모델로 트러스 모델이 사용되고 있다.

#### 3.1 ACI 개념

ACI 코드<sup>4)</sup>의 전단설계과정은 45° 트러스 모델에 근거하고 있으며, 보 전체를 하나의 트러스 구조물로 간주하고 접근하는 것이 아니고 보의 임의의 단면을 고려하는 방법으로 공칭 전단강도  $V_n$ 은 콘크리트와 전단철근에 의해 저항하는 전단강도  $V_c$ 와  $V_s$ 의 합으로 구할 수 있게 된다. 그림 5로부터  $V_n$ 은 45° 트러스 모델에 근거하여

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

로 구할 수 있으며,  $V_c$ 는 전단보강철근이 없는 콘크리트 보의 강도와 길으며 최초의 사균열을 야기시키는 전단저항 값이다.  $V_c$ 에는 균열이 발생되지 않은 압축부(uncracked compression zone)의 영향, 골재맞물림작용(aggregate interlock) 및 장부작용(dowel action)의 영향이 고려되어졌으며 실험에 근거하여 다음 식으로 표현된다.

$$V_c = \frac{1}{6} \sqrt{f'_c} b d \quad (\text{SI 단위}) \quad (2)$$

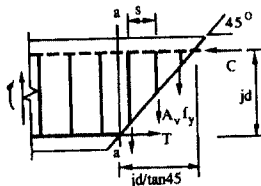


그림 5 45° 트러스 모델의 평형조건

식(2)는 인장철근비가 큰 철근콘크리트 보의 경우는 전단내력을 통상 과소평가하며 인장철근비가 작은 경우는 과대평가하는 경향이 있다.

이외에 ACI 코드에는 복부 파괴 가능성 및 축방향 인장력과 압축력 또는 프리스트레싱을 고려하여  $V_c$  값을 수정하여 사용하고 있다.

### 3.2 각변환 트러스 모델

여러 연구자들은  $45^\circ$  트러스 모델이 필요이상으로 보수적이며, 실제적으로는 파괴각도가 통상  $45^\circ$ 에 못 미치므로  $45^\circ$  트러스 모델을 조정할 필요가 있다는 생각에서 각변환 트러스 모델을 제안하였다. 이 모델은 철근콘크리트 보의 B-구간과 D-구간에서의 각기 다른 거동을 동시에 고려할 수 있으며, 그림 6에서 보는 것처럼 B-구간에서는 힘의 내적 흐름을 일정한 경사각  $\theta$ 를 가지는 평행한 대각선 스트럿의 연속장으로, D-구간에서의 부채모양의 응력장 또는 압축팬(compression fan)으로 모델화가 가능하다. 압축팬은 보통 부정정이지만 전단보강철근이 모두 항복한다는 가정하에서는 정정이 되고, MacGregor와 Rogowsky<sup>(5)</sup>에 의해 제안된 소성 트러스모델로부터 압축팬내의 내적 힘의 관계식을 계산할 수 있다. 각변환 트러스 모델도  $45^\circ$  트러스 모델과 유사하게 유도된다.

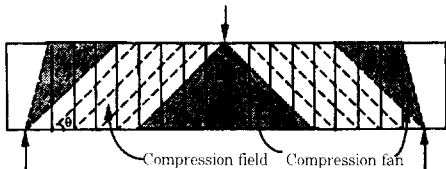


그림 6 보의 각변환 트러스 모델

### 3.3 스트럿-타이 모델

구조물에서 발생하는 힘들은 하중을 전달하는 가장 짧은 경로를 택하려고 하며 집중하중을 받는 보에서 하중을 전달하는 가장 짧은 경로는 하중재하점과 지점을 연결한 직선이 된다. 깊은 보의 경우에는 그림 7에서 보는 것처럼 최단경로가 실제로 가능한 경로이며, 재하되는 하중은 압축 스트럿 역할

을 하는 복부 콘크리트내의 압축을 통해 지점으로 바로 전달된다. 그렇지만 일반보의 경우는 최단 경로가 실제적으로 가능하지가 않다. 이유는 큰 값의 전단-스팬비  $a/d$ 가 복부 내의 압축응력 궤적의 경사를 완만하게 만들고, 따라서 이에 따른 수직 성분이 실제 수직방향의 전단력과 평형을 이룰만큼 크지도 않게 되는 동시에 휨에 의한 균열이 대각선 방향의 스트럿을 중도 차단시킬 수도 있게 되기 때문이다. 트러스 모델에서 수평부재는 수직력을 전달하지 못하므로, 그 결과 모든 수직력은 수직방향의 인장타이에 의해 전달되며 전단보강철근이 이러한 힘의 전달경로를 제공하게 된다.

그림 7에서 보는 것처럼 스트럿-타이 모델은 정역학적으로 수직타이가 필요치 않은 트러스 모델의 특수한 경우로 파악할 수 있다. 만일 정착부와 지압부의 파괴가 예방되고, 타이 가 항복하지 않는다면 스트럿-타이 시스템의 전단파괴는 스트럿의 파열로 인해 야기되며 전단강도는 콘크리트의 압축강도에 의해 좌우된다.

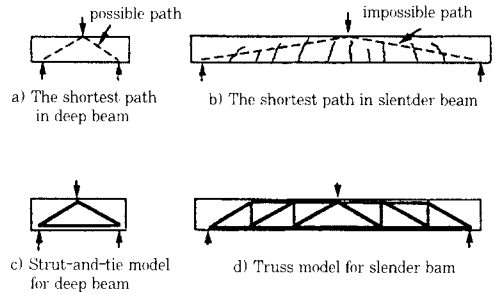


그림 7 스트럿-타이 모델의 한 예

## 4. 전단-마찰(Shear-friction)

철근콘크리트 보의 전단강도에서 콘크리트로 인한 전단강도의 증가분은 골재맞물림작용에 의한 것. 균열이 발생되지 않은 상태의 압축구역의 영향에 의한 것 또한 인장철근의 장부작용에 의하여 전달되는 전단력 등 세부분으로 구성되어지며, 이중 골재의 맞물림작용에 의한 것이 주가 된다. 보통강도 콘크리트 매스에서 균열이 형성되었을 때 그 균열면은 통상 불규칙적이고 거칠며 굵은 골재입자의 대부분이 균열면의 어느 한쪽에 박혀있는 상태로

남아있게 된다. 이러한 균열이 어느 연속면을 따라 형성되면 균열면과 평행한 변위가 발생하고 한쪽 면에 도출된 입자들이 다른 면의 매트릭스와 접촉하게 되며 균열의 진전이 지압이나 균열표면의 골재입자의 마찰에 의해 제약을 받게 된다. 만일 이러한 외부 제약이 균열 폭의 제어에 사용되면 상당한 전단력이 균열면을 따라 전달되어질 수 있다. 이것을 골재맞물림(aggregate interlock)작용 또는 전단마찰(shear-friction)작용이라고 한다.

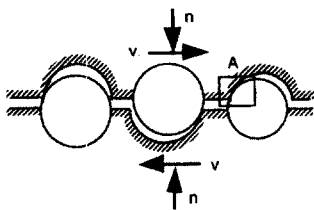
Walraven<sup>(6)</sup>은 그림 8에서 보는 것처럼 골재입자를 평평한 균열면 위로 돌출되어 나온 각기 다른 크기의 강구(rigid sphere)로 단순화하여 골재맞물림작용의 기본개념을 제안하였고 균열면의 힘의 평형에 의하여 전단응력  $V$ 는 다음 식으로 표시된다.

$$V = \sigma_{pu}(A_v + \mu A_x) \quad (3)$$

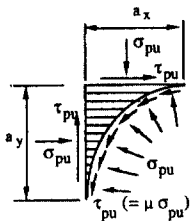
여기에서  $A_x$ 와  $A_v$ 는 단위 균열면적내의 평균 접촉면적이며  $A_x = \sum a_x$ ,  $A_v = \sum a_v$ 로 표시되고,  $\sigma_{pu}$ 는 접촉면적에 연직하는 압축응력,  $\mu$ 는 접촉면적의 마찰계수이며,  $a_x$ 와  $a_v$ 는 골재 한 개당 접촉면적을 의미한다.

## 5. 수정압축장 이론

수정압축장 이론<sup>(7)</sup>은 비틀림과 전단에 대하여



a) Simplified crack surface



b) Forces in the contact area A

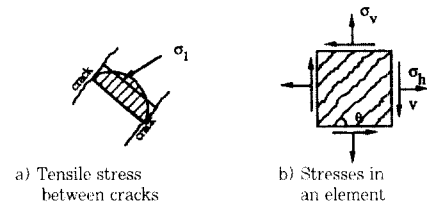
그림 8  
전단-마찰  
모델의 한 예

Collins와 Mitchell에 의해 제안된 압축장 이론<sup>(8-9)</sup>을 수정보완한 것으로 균열이 발생된 콘크리트를 그 자체의 응력-변형률 특성을 가진 새로운 재료로 취급하며 평형방정식, 적합방정식 및 응력-변형률 관계식이 평균 응력과 평균 변형률의 식으로 표시된다. 압축장 이론에서는 균열이 발생된 콘크리트의 인장응력을 무시했던 반면 수정압축장 이론에서는 균열사이의 콘크리트의 인장응력을 고려한 차이가 있다.

압축장 이론에서 균열이 발생된 콘크리트보는 연속되는 대각선 압축장으로 모델화되며, Mohr의 응력원으로부터 평형방정식이 성립된다. 압축장 이론에서는 각변환 트러스 모델의 경우와 같은 전단강도 관계식을 유도할 수 있으며 차이점은 대각선 압축장의 경사각을 힘의 평형, 적합조건 및 재료특성에 의해 구성된 비선형 방정식을 풀어 계산해 낼 수 있다는 점이다.

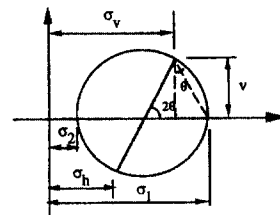
수정압축장 이론은 그림 9에서 보는 것처럼 균열내에 콘크리트의 평균인장응력을 고려하여 개선된 이론으로 균열면에서의 콘크리트 내의 인장은 없지만, 철근내의 인장이 부착에 의해 두 인접한 균열면사이의 중간부에 최대 값을 주는 콘크리트내의 인장응력을 발생시킨다는 개념이다.

현행 ACI 코드를 사용한 전단설계식과 수정압축



a) Tensile stress between cracks

b) Stresses in an element



c) The Mohr's circle

그림 9 수정압축장 이론의 평형조건

장 이론을 사용한 보다 합리적인 방법의 비교가 그림 10에 나타나 있으며 자세한 유도과정은 Collins와 Mitchell의 공동저서<sup>(10)</sup>에 상세하게 설명되어 있다.

## 6. 콘크리트의 연화현상

만일 전단철근이 너무 과도하게 보강되면 철근콘

크리트보에서 전단철근이 항복하기 전에 콘크리트 복부 파열에 따른 파괴가 생기게 되며, 이 경우는 전단강도가 복부의 콘크리트 압축강도에 좌우된다. 콘크리트의 유효강도 개념은 몇몇 연구자들이 트러스 모델을 개발하고 종국상태에서의 스트럿의 콘크리트 강도가 통상 공시체 강도보다 작다는 관찰에서 비롯되었으며 이것을 콘크리트의 연화(softening)라고 한다.

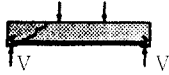
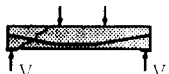
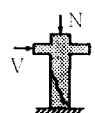

ACI Method		수정압축장 이론
$V_p = V_i + V_c$		$V = V + V_c + V_p$
Non-Prestressed Beams 	$V = \left( 1.9\sqrt{f'_c} + 2500\rho_w \frac{V_u d}{M_u} \right) b_w d \text{ but } \frac{V_u d}{M_u} \leq 1.0$ $V_c \leq 3.5\sqrt{f'_c} b_w d \text{ or } V_c = 2\sqrt{f'_c} b_w d$ $V_s = \frac{A_v f_y d}{s} \leq 8\sqrt{f'_c} b_w d$	$V = \beta\sqrt{f'_c} b d$ $V_c = \frac{A f}{s} d \cot \theta$ <p>Where <math>\beta</math> and <math>\theta</math> are functions of the strain, <math>\epsilon</math>, shear stress, <math>v</math>, and crack spacing <math>s</math>.</p> <p>Where <math display="block">v = \frac{V - V_c}{b d}</math></p> <p>and</p> $f_c = \frac{M_u / d + 0.5(N_u + V_u \cot \theta) - A_p f_{ps}}{E_c A_c + E_p A_p}$
Prestressed Beams 	$V_c = \left( 0.6\sqrt{f'_c} + 700 \frac{V_u d}{M_u} \right) b_w d \text{ but } 2\sqrt{f'_c} b_w d \leq V_c \leq 5\sqrt{f'_c} b_w d$ $\text{or } V_c = V_{ci} = 0.6\sqrt{f'_c} b_w d + V_d + \frac{V_u M_{cr}}{M_{max}} \text{ but } V_{ci} \geq 1.7\sqrt{f'_c} b_w d$ $\text{and } V_c \leq V_{cw} = (3.5\sqrt{f'_c} + 0.3f_{pw}) b_w d + V_p$ $V_s = \frac{A_v f_y d}{s} \leq 8\sqrt{f'_c} b_w d$	
Axial Compression and Shear 	$V_c = \left( 1.9\sqrt{f'_c} + 2500\rho_w \frac{V_u d}{M_u - N_u} \frac{(4h - d)}{s} \right) b_w d$ $V_c \leq 3.5\sqrt{f'_c} b_w d \left( 1 + \frac{N_u}{500A_g} \right)$ $V_s = \frac{A_v f_y d}{s} \leq 8\sqrt{f'_c} b_w d$	
Axial Tension and Shear 	$V_c = 2 \left( 1 + \frac{N_u}{500A} \right) \sqrt{f'_c} b_w d$ $V_s = \frac{A_v f_y d}{s} \leq 8\sqrt{f'_c} b_w d$	
<b>Detailing Rules</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>Reinforcement shall extend beyond the point at which it is no longer required to resist flexure for a distance equal to the effective depth of the member or <math>12d_b</math>, which is greater.</li> <li>Flexural reinforcement shall not be terminated in tension zone unless</li> <li>shear at cut off <math>\leq 2/3</math> shear permitted, or</li> <li>stirrup area, <math>A_s</math> in excess of that required for shear and torsion, is provided... ... <math>A_s \geq 60b_w s / f_y</math> ... <math>s \leq d / 8\beta_1</math>, or</li> <li>for # 11 bars or smaller: shear at the cut off <math>\leq 3/4</math> shear permitted and continuing reinforcement provides double the area required for flexure at the cut off.</li> <li>At simple supports and points of inflection, the diameter of the positive moment tension reinforcement shall be limited so that</li> </ul>		<b>Detailing Rules</b> Longitudinal steel must be detailed so that $A_s f_y + A_p f_{ps} \geq \frac{M_u}{\phi l_d} + 0.5 \frac{N_u}{\phi} + \left( \frac{V_u}{\phi} - 0.5V_c - V_p \right) \cot \theta$

그림 10 ACI 규정과 수정압축장 이론의 전단설계 방법 비교

표 1 콘크리트 연화 유효계수  $\nu$ 의 제안값

연구자	$\nu$ 의 제안값	발표년도	비고
Bennett Balasooriya <sup>(12)</sup>	0.92	1971	실험에 근거한 경험식
Placas Regan <sup>(12)</sup>	$(25+500r_u) / \sqrt{f}$	1971	Imperial 단위
Lyngberg <sup>(17)</sup>	0.85	1976	소성해석
Nielson Brastrup <sup>(14)</sup>	0.72	1975	소성해석
Nielson 외 <sup>(13)</sup>	$(0.8 - f_c / 200)$	1978	단면 및 철근상세에 의존
Exner <sup>(16)</sup>	$3.2 \sqrt{f_c}$	1979	MPa 단위
Thurlimann <sup>(15)</sup>	0.6	1979	CEB 코드 제안값
Campbell 외 <sup>(11,18)</sup>	관찰값 0.92 추천값 0.85	1976-80	소성해석 및 각변환 트리스 모델
Batchelor <sup>(20)</sup>	추천값 0.6	1986	전단-스팬비 영향에 따른 회귀분석
Marti <sup>(21,22)</sup>	0.55-0.6	1985-87	트리스 모델
	$\frac{3.6}{1 + \gamma_m / \epsilon_s}$	1979	최대변형률의 평균값 $\gamma_m$ 사용
Collins 외 <sup>(19,24,26)</sup>	$\sqrt{\frac{\epsilon_s + \epsilon_c - 2\epsilon_d}{\epsilon_d}} - 0.3$	1981	실험에 근거한 경험식
	$1/(0.8 - 0.34 \frac{\epsilon_1}{\epsilon_0})$	1988	실험식의 수정
Hsu 외 <sup>(23,25)</sup>	$1/\sqrt{0.7 - \frac{\epsilon_1}{\epsilon_2}}$	1985-88	초기 압축상 이론의 단순화
	$\frac{0.9}{\sqrt{1 + 600 \epsilon_t}}$	1993	수정 압축상 이론과 유사
Rogowsky <sup>(18)</sup>	0.85	1983	트리스 모델
Schlaich 외 <sup>(9)</sup>	0.8	1987	스트럿-타이 모델

콘크리트의 연화현상은 트리스 모델에서 스트럿의 강도계산시 공시체 강도  $\sigma_c$  대신에 유효강도  $\sigma_{ce}$ 를 사용하여 고려할 수 있으며, 통상  $\sigma_{ce} = \nu \cdot \sigma_c$ 의 관계식에서  $\nu$ 는 0에서 1사이의 값을 가지는 계수이다. 많은 연구자들이 이 부분에 대해 연구를 해 오고 있으며 콘크리트 연화 현상의 주요 요인은 압축에 직각방향으로 작용하는 인장력에 기인하는 것으로 보고되고 있다. 표 1은 관련 연구자들에 의해 제안된  $\nu$ 의 값을 정리한 것이다.

### 7. 국내의 최근 연구 현황

전세계적으로 지속적인 연구가 수행되고 있는 철근콘크리트 보의 전단에 대한 관련 연구는 국내에서도 비교적 활발하며, 1990년대 들어서 한국콘크리트 학회지와 학술발표회 논문집에 수록된 보의 전단에 관한 연구를 수행하는 연구자와 논문제목은

표 2 국내연구자의 RC보 전단 관련 논문현황

연구자 (가나다순)	발표 논문	발표 연도
강석화	전단 스패치가 작은 철근 콘크리트 부재의 전단내력 평가에 관한 해석적 연구	1994
김성식 외	개구부를 갖는 철근콘크리트 깊은 보의 전단거동에 대한 실험연구	1996
김 우 외	(1) 등분포하중을 받는 철근콘크리트 보의 전단거동에 관한 연구 (2) RC보에서 아취현상에 기초한 전단강도 산정	1991 1995
김진근 외	(1) 수직단면에 따른 고강도 콘크리트 보의 전단강도 특성 (2) 고강도 철근콘크리트 보의 전단강도에 관한 크기 효과 (3) 스티럽이 없는 고강도 철근콘크리트 보의 전단강도 특성에 관한 실험적 연구	1992 1992 1993
문재길 외	섬유보강 콘크리트 보의 전단거동에 미치는 강섬유의 효과	1994
신성우 외	(1) 전단 스패치가 작은 고강도 철근콘크리트 보의 전단성능 (2) 전단보강이 있는 강섬유보강 철근콘크리트보의 전단 및 연성에 관한 연구 (3) 전단보강이 없는 강섬유보강 고강도 철근콘크리트보의 전단거동에 관한 연구	1990 1991
신장호	장부철근의 전단 저항에 대한 실험적 연구	1995
심종성 외	축트 강섬유보강 철근 콘크리트 보의 전단거동에 대한 실험적 연구	1995
윤영목 외	스트럿-타이 모델 방법에 의한 콘크리트 구조물의 해석 및 설계	1995
윤영수 외	(1) 철근콘크리트 보의 고강도화에 따른 전단거동에 관한 연구 (2) RC보의 강도증진에 따른 최소전단철근규준의 적합성 평가에 관한 연구	1994 1996
이영세 외	전단철근이 있는 고강도와 보통강도 철근콘크리트 보의 전단 거동에 관한 실험적 연구	1995
홍기섭 외	(1) 전단보강이 없는 철근콘크리트 보의 전단 전단 메카니즘에 관한 실험적 연구 (2) 전단보강이 된 철근콘크리트 보의 전단강도에 관한 실험적 연구	1992 1993

표 2에 나타나 있다.

### 8. 결 언

종래의 트리스 모델은 균열이 발생된 콘크리트 보에 존재하는 힘들을 보여주는 데 탁월한 개념적 모델이지만, 콘크리트의 인장경화를 무시하고 사균열의 각도를 지나치게 보수적인 45°로 가정하고 있다. ACI에서 적용되고 있는 전단설계절차는 45° 트리스 작용에 의한 전단능력에 콘크리트의 공현분  $V_c$ 를 합산하는 것으로 되어 있다. 비록 코드에 준해서 설계하는 것이 통상 만족스러운 설계가 되게끔 하지만 지나치게 경험식에 의존적이며 설계자들에게 전단강도를 위한 보다 더 합리적인 모델을 제공하지는 못하고 있다.

각변환 트리스 모델은 실제에 보다 가깝게 수정된 개념이지만 전단강도에 대한 콘크리트의 전단

전달 메카니즘을 직접적으로 고려하지는 않는다.

수정압축장 이론이 트러스 모델의 전달균열 경사 각도와 콘크리트의 인장경화 등을 고려하고 있지만 콘크리트에 의한 전달강도 증가분이 균열폭, 균열 간격 및 쉽게 구할 수 없는 콘크리트의 변형률의 함수로 되어 있어 비선형 방정식을 풀어야만 되는 지루한 작업으로 실제 설계과정에서 편의성을 다소 상실하고 있는 것도 사실이다.

전단-마찰 모델은 콘크리트의 전달 전달 메카니즘을 이해하는 데 유용하지만 이에 수반되는 실험 자체가 실제 보와는 달리 균열이 기하학적이거나, 정역학적으로 상이한 Push-off 및 Pull-off의 실험체에 한정되어 있는 것을 알 수 있다. 기존의 전단-마찰 모델을 콘크리트 보에 적용하려면 가해지는 전달력이 균열면에 평행하여 보강철근이 균열에 대해 직각방향으로 제공되었을 경우에만 가능한 것이다.

많은 연구자들이 콘크리트의 변화를 고려한 유효 강도개념을 제안하였지만 콘크리트 유효계수 값은 통상적으로 특정한 부재에 대한 실험결과치에 특정 이론을 적용하여 경험식에 근거하는 방법을 택하고 있어 다소 불합리한 면을 내포하고 있다. 이러한 계수 값들은 재료의 성질에 기인했다기 보다는 실질적으로 적용이론에 대한 수정계수역할을 한다고 할 수 있다. 다시 말하면 휨방향 인장력을 받는 경우의 콘크리트의 연화현상에 대한 메카니즘은 아직도 완전히 규명되었다고 볼 수는 없다.

전단설계자체가 가지고 있는 어려움과 해결해야 할 과제들로 인해 향후에 국내에서도 많은 연구가 지속적으로 수행되어야 하며, 궁극적으로는 보다 합리적이고 실제적인 전단설계법이 제안되기를 기대한다.

## 참 고 문 헌

1. ACI-ASCE Committee 426. "Shear Strength of Reinforced Concrete Members", Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 99, No. ST6, June 1973, pp. 1091-1187.
2. Schlaich, J., Schafer, K., and Jennewein, M., "Toward a Consistent Design of Structural Concrete", Journal of the Prestressed Concrete Institute, Vol. 32, No. 3, May-June 1987, pp.

- 74-150.
3. Cook, W. D., and Mitchell, D., "Studies of Disturbed Regions near Discontinuous in Reinforced Concrete Members", ACI Journal, March-April 1988, pp. 2106-2116.
4. ACI Committee 318, "Building Code Requirements for Reinforced Concrete", American Concrete Institute, Detroit, 1995.
5. Rogowsky, D. M. and MacGregor, J. G. "The Design of Reinforced Concrete Deep Beams", Concrete International: Design and Construction, No. 8, 1985.
6. Walraven, J. C., "Fundamental Analysis of Aggregate Interlock", Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 107, No. ST11, Nov. 1981, pp. 2245-2270.
7. Vecchio, F. J. and Collins, M. P., "The Modified Compression Field Theory for Reinforced Concrete Elements subjected to Shear", ACI Journal, Vol. 83, No. 2, March-April, 1986, pp. 219-231.
8. Mitchell, D. and Collins, M. P. "Diagonal Compression Field Theory-A Rational Model for Structural Concrete in Pure Torsion", ACI Journal, Vol. 71, Aug. 1974, pp. 396-408.
9. Collins, M. P., "Towards a Rational Theory for RC members in Shear", Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 104, April 1978, pp. 649-666.
10. Collins, M. P. and Mitchell, D., "Prestressed Concrete Structures", Prentice Hall, 1991, pp. 343-374.
11. Bennett, E. W. and Balasooriya, B. M. A., "Shear Strength of Prestressed Beams with Thin Webs Failing in Inclined Compression", ACI Journal, Vol. 68, Mar. 1971, pp. 204-212.
12. Placas, A. and Regan, P. E., "Shear Failure of Reinforced Concrete Beams", ACI Journal, Vol. 68, Oct. 1971, pp. 763-773.
13. Lyngberg, B. S. "Ultimate Shear Resistance of Partially Prestressed Reinforced Concrete I-beam", ACI Journal, Vol. 73, Apr. 1976, pp. 214-222.
14. Nielsen, M. P. and Brastrup, M. W., "Plastic Shear Strength of Reinforced Concrete Beams", Byggningsstatistiske Meddelelser, Vol. 46, No. 3.



- Denmark, 1975, pp. 61-69.
15. Nielson, M. P. et al., "Concrete Plasticity-Beam shear-Shear in joints-Punching shear". Special Publication Udgivet of Dansk Selskab for Bygningstatik, Denmark, Oct. 1978.
  16. Exner, H., "On the Effectiveness Factor in Plastic Analysis of Concrete", IABSE Colloquium on Plasticity in Reinforced Concrete, Copenhagen, Denmark, Final Report, V-29, 1979, pp. 35-42.
  17. Thurlimann, B., "Shear Strength of Reinforced and Prestressed Concrete-CEB Approach", Concrete Design: U.S. and European Practices, ACI-CEB-PCI-FIP Symposium, ACI Publication SP-9, 1979, pp. 93-144.
  18. Campbell, T. I., Batchelor, B. D. and Chitnuyanondh, L., "Web Crushing in Concrete Girders with Prestressing Ducts in the Web", Journal of Prestressed Concrete Institute, Vol. 24, No. 5, Sept./Oct. 1979, pp. 70-88.
  19. Campbell, T. I., Chitnuyanondh, L. and Batchelor, B. D., "Rigid Plastic Theory v. Truss Analogy Method for Calculating the Shear Strength of Reinforced Concrete Beams", Magazine of Concrete Research, Vol. 32, No. 10, Mar. 1980, pp. 39-44.
  20. Batchelor, B. D., George, H. K. and Campbell, T. I., "Effectiveness Factor for Reinforced Concrete Beams", Journal of Structural Engineering, ASCE, 1986, pp. 1464-1477.
  21. Marti, P., "Basic Tools of Reinforced Concrete Beam Design", ACI Journal Jan./Feb. 1985, pp. 46-56.
  22. Lou, M. C. and Marti, P., "Staggered Shear Design of Concrete Beams: Large-scale Tests", Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 14, 1987, pp. 257-267.
  23. Marti, P., "Truss Models in Detailing", Concrete International, December 1985, pp. 66-73.
  24. Collins, M. P. and Mitchell, D., "Shear and Torsion Design of Prestressed and Non-prestressed Concrete Beams", Journal of the Prestressed Concrete Institute, Vol. 25, No. 5, Sept.-Oct. 1980, pp. 32-100.
  25. Vecchio, F., and Collins, M. P., "Stress-strain Characteristics of Reinforced Concrete in Pure Shear", IABSE Colloquium, Advanced Mechanics of Reinforced Concrete, Delft Final Report, International Association of Bridge and Structural Engineering, Zurich, Switzerland, 1981, pp. 221-225.
  26. Vecchio, F. and Collins, M. P., "The Response of Reinforced Concrete to In-plane Shear and Normal Stresses", Publication No. 82-03, Department of Civil Engineering, University of Toronto, 1982.
  27. Hsu, T. C., Mau, S. T. and Chen, B., "Theory of Shear Transfer of Reinforced Concrete", ACI Journal, Vol. 84, No. 2, 1987, Mar.-Apr., pp. 149-160.
  28. Hsu, T. C. and Mo, Y. L., "Softening of Concrete in Torsional Members-theory and Tests", ACI Journal, Vol 82, No. 3, 1985, May.-June., pp. 290-303.
  29. Hsu, T. C. and Mo, Y. L., "Softening Truss Model Theory for Shear and Torsion", ACI Journal, Vol. 85, No. 6, Nov./Dec. 1988, pp. 624-635.
  30. Rogowsky, D. M. and MacGregor, J. G., "Shear Strength of Deep Reinforced Concrete Continuous Beams", Structural Engineering Report No. 110, University of Alberta, 1983. 