

# 철근콘크리트 깊은 보의 현행 스트럿-타이 설계기준에 대한 비교 및 평가

김진우<sup>1</sup> · 홍성걸<sup>2</sup> · 이영학<sup>1</sup> · 김희철<sup>1</sup> · 김대진<sup>1\*</sup>

<sup>1</sup>경희대학교 건축공학과, <sup>2</sup>서울대학교 건축학과

## Comparison and Evaluation of Current Strut-and-Tie Design Provisions for Reinforced Concrete Deep Beams

Jin Woo Kim<sup>1</sup>, Sung-Gul Hong<sup>2</sup>, Young Hak Lee<sup>1</sup>, Heecheul Kim<sup>1</sup> and Dae-Jin Kim<sup>1\*</sup>

<sup>1</sup>Department of Architectural Engineering, Kyung-Hee Univ., Yongin, 446-701, Korea

<sup>2</sup>Department of Architecture, Seoul National Univ., Seoul, 151-744, Korea

### Abstract

The current American Concrete Institute(ACI), Canadian Standard Associate(CSA) and CEB-FIP Model Code 2010 provisions on the shear strength of a simply supported deep beam suggest that deep beams should be designed using the strut-and-tie model. Although this is a useful methodology to design members in disturbed regions, the quality of the design is highly dependent on the truss model that designers create. However, Hong *et al.* derived the shear strength equations of reinforced concrete deep beams. This thesis investigates the validity of the current ACI, CSA and CEB-FIP code provisions on the shear strength of simply supported reinforced concrete deep beams by comparing them with the shear strength equations proposed by Hong *et al.* The comparison shows that all of these code provisions provide reasonable estimates on the shear strength of concrete deep beam members and the selection of an internal truss model plays an important role on the estimation of shear strength.

**Keywords** : strut-and-tie model, concrete deep beams, shear strength

### 1. 서 론

철근콘크리트 깊은 보의 거동은 주로 전단에 의해 지배되며 일반 보의 응력분포와는 다른 응력교란구역(D구역)이 존재하게 되어 일반 보의 설계방법으로는 합리적인 설계에 한계가 있다. 이러한 응력교란구역의 극한강도(ultimate strength)는 스트럿-타이 모델(strut-and-tie model)과 같이 콘크리트 소성이론을 기초로 하는 극한해석으로 비교적 정확한 예측이 가능하다(Hong and Ha, 2012; Eom and Park, 2010; Yun, 2006; Tjhin and Kuchma, 2007).

Hong 등(2002)은 콘크리트 소성학의 상한계 이론에 기초하여 깊은 보 단부의 정착파괴를 고려한 여러개의 현실적인 파괴 메커니즘으로부터 콘크리트의 전단강도식을 유도하

였다. 제안된 강도식의 유효성은 실험을 통해 확인되었으며, 제안식을 이용해 파괴메커니즘과 전단강도를 정확하게 예측할 수 있음을 보여주었다.

현행 설계기준 중 미국콘크리트학회(ACI Committee 318, 2011) 및 캐나다 표준규격(CSA A23.3-04, 2004), 유럽콘크리트위원회(CEB-FIP Model Code 2010)의 설계기준은 깊은 보에 대해 스트럿-타이 모델을 이용하여 설계할 것을 권장하고 있다. 스트럿-타이 모델은 하한계 이론에 기초한 설계방법으로 설계자가 기하학적 혹은 정역학적 불연속면이 존재하는 부재의 설계를 위해 적절한 스트럿-타이 모델을 구성하고, 설계기준의 요구조건에 부합하도록 인장근을 배근하도록 한다. 이 기법은 응력교란 구역을 지닌 콘크리트 부재를 설계하기에 유용하지만 설계의 품질이 설계자가 구

\* Corresponding author:

Tel: +82-31-201-3329; E-mail: djkim@khu.ac.kr

Received July 10 2014; Revised July 31 2014

Accepted August 2 2014

©2014 by Computational Structural Engineering Institute of Korea

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.

성한 스트럿-타이 모델의 적합성에 크게 좌우된다는 특징이 있다.

따라서 본 연구는 Hong 등(2002)에 의해 제안된 깊은 보의 전단강도식을 이용하여 미국콘크리트학회 및 캐나다 표준규격협회, 유럽콘크리트위원회의 콘크리트 깊은 보 설계를 위한 스트럿-타이 접근방식의 타당성을 조사하는 것을 목적으로 한다.

## 2. 정착파괴가 고려된 콘크리트 깊은 보의 전단강도식

본 장에서는 Hong 등(2002)에 의해 제안된 콘크리트 소성학에 근거한 깊은 보의 전단강도식을 소개하고, 이를 유도하기 위해 가정된 파괴 메커니즘 및 재료모델을 요약하여 제공한다. 서론에서 언급된 바와 같이 제안된 전단강도식은 4장에서 현행설계기준과의 비교에 이용된다.

### 2.1 재료모델

Hong 등(2002)에 의해 제안된 콘크리트 깊은 보의 전단강도를 산정하기 위한 소성 모델에서 변형률 경화(strain hardening)가 발생하지 않는 탄성-완전소성(elastic-perfectly plastic) 재료거동을 가정한다. Fig. 1은 콘크리트에 대한 수정-쿨롱 항복조건(modified-Coulomb yield condition)을 나타내는데 콘크리트의 인장강도를 0으로 가정한 정사각형 형태의 항복구간을 보여준다. 철근에 대해서는 휨이나 전단력을 받을 수 없으며 축력만을 지지한다고 가정한다. Fig. 2는 콘크리트-철근 경계면에서의 부착강도를 나타내며, 해석의 단순화를 위해 부착응력이 철근을 둘러싸는 콘크리트의 수직응력에 대하여 완전소성거동을 하는 것으로 가정한다. 즉, 구속응력의 크기에 관계없이 철근의 뽑힘길이(pullout length)에 걸쳐 부착강도는 일정한 것으로 간주하며, 소성 모델에 이용되는 부착강도는 Nielsen에 의해 제안된 값을 사용한다(Nielsen, 1999).

콘크리트는 연성화 현상이 나타나는 비선형적인 거동을 보이므로 이를 완전소성거동으로 치환하기 위해서는 유효계수(effectiveness factor)를 도입해야 하며 부재가 어떤 거동에 지배되느냐에 따라 다른 값을 사용한다. 본 논문에서는 연구의 일관성을 위해 부착강도와 마찬가지로 Nielsen에 의해 제안된 유효계수를 사용한다. 이 유효계수는 완전소성강도가 콘크리트의 응력-변형도 곡선이 형성하는 면적과 같은 크기의 값을 갖도록 결정되며 콘크리트 압축강도의 함수로 표현된다. 이에 근거한 전단강도 및 휨강도 산정을 위한 유효계수는 각각 식 (1)과 (2)의 형태로 나타낼 수 있다.

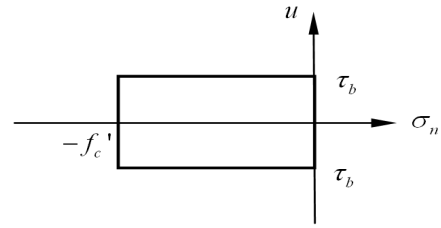


Fig. 1 Yield condition at the bar-concrete interface

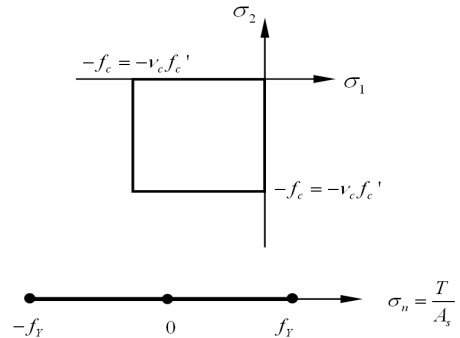


Fig. 2 Simplified yield criteria for concrete and steel reinforcement

$$v = \left(0.7 - \frac{f'_c}{200}\right) \quad (\text{unit: MPa}) \quad (1)$$

$$v_c = 0.98 - \frac{f_y}{5000} - \frac{f'_c}{300} \quad (2)$$

$$(f_y \leq 900\text{MPa}, f'_c \leq 60\text{MPa})$$

### 2.2 파괴 메커니즘과 전단강도식

깊은 보 단부의 정착파괴가 고려된 발생 가능한 파괴 메커니즘이 Fig. 3에 제시되어 있다. 다섯 가지의 파괴 메커니즘 중 두 가지는 깊은 보 단부의 정착파괴와 관련이 없으며, 이들 중 하나는 웹 부분의 콘크리트 압괴 및 주철근의 항복이 발생하는 파괴양상(S)이며 나머지는 휨에 의한 파괴(F)이다. 이 파괴양상들은 각각 콘크리트 깊은 보에서 발생하는 전형적인 전단파괴 및 휨파괴로 간주될 수 있다. 다른 세 가지 파괴 메커니즘은 보 단부의 정착파괴와 함께 웹 부분의 콘크리트 압괴(A1), 콘크리트의 경사 인장 파괴(A2), 그리고 휨 파괴(A3)가 함께 발생하는 경우이다.

콘크리트 소성학의 상한계 이론에 근거하여 각각의 파괴 메커니즘에 근거해 유도된 전단강도식 또한 Fig. 3에 제시되고 있으며, 이들 식에 의한 전단강도 중 가장 작은 값이 정해(exact solution)에 가장 근접하며 지배적인 파괴양상이 된다. 지압판의 크기가 충분하지 못할 경우 가력점 혹은 지지점 주변의 영역에서 콘크리트의 압괴에 의한 파괴가 발생

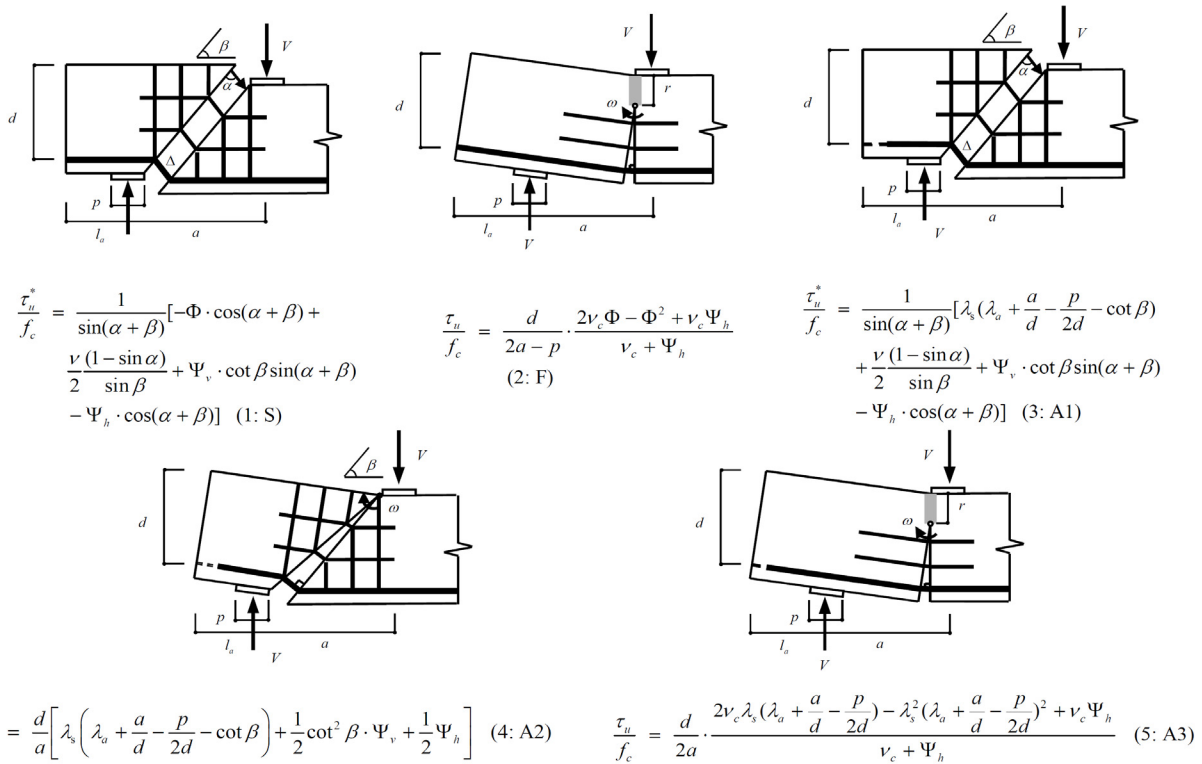


Fig. 3 Failure mechanisms of RC deep beam members considering end anchorage failure (Hong *et al.*, 2002)

할 수 있으므로 전단강도를 산정하는데 고려되었다. 보다 자세한 내용은 Hong 등(2002)의 논문을 참조하기 바란다.

### 3. 현행 설계기준

#### 3.1 ACI 318-11

Table 1의 ACI의 스트럿의 강도식을 살펴보면 콘크리트 강도와 스트럿의 단면적에 대한 함수로 표현되고 있음을 알 수 있다.  $F_{ns}$ 는 스트럿의 강도,  $\beta_s$ 는 스트럿의 모양에 따른

계수,  $f'_c$ 는 콘크리트 강도,  $b$ 는 보의 두께,  $w_{st}$ 는 스트럿의 폭이다. 철근의 요구량은 철근의 단면적의 곱으로 표현되고 있다.  $F_{nt}$ 는 철근의 요구량,  $A_{st}$ 는 철근의 단면적,  $f_y$ 는 철근의 인장강도이다. 절점의 종류와 스트럿의 형상에 대한 강도감소 계수는 상수로 표현되고 있으며 수직방향 최소철근량  $A_v$ 와 수평방향 최소철근량  $A_{vh}$ 로 각각 단면적  $bs$ 의 0.25%, 0.20%로 정하고 있다.

#### 3.2 CSA A23.3-04

Table 1 ACI, CSA and CEB-FIP strut-and-tie design provisions for reinforced concrete deep beams

	ACI 318-11	CSA A23.3-04	CEB-FIP Model Code 2010
Strut strength	$\phi F_{ns} = \phi(0.85\beta_s f'_c) b w_{st}$	strut $F_{ns} = f'_c A_c$	uncracked zone : $f_{cd1} = 1.0 \left[ \frac{30}{f_{ck}} \right]^{1/3} f_{cd}$
		slope strut $F_{ns} = f_{cu} A_{cs}$ $f_{cu} = \frac{f'_c}{0.8 + 170\epsilon_1} \leq 0.85 f'_c$	cracked zone : $f_{cd2} = 0.75 \left[ \frac{30}{f_{ck}} \right]^{1/3} f_{cd}$
Steel requirement	$\phi F_{nt} = \phi A_{st} f_y \geq F_u$	$\phi F_{nt} = \phi_s f_y A_{st}$	$f_{ytd} = f_{ytk}$
Nodal effectiveness factor	CCC = 1.0 CCT = 0.8 CTT = 0.65	CCC = 0.85 CCT = 0.75 CTT = 0.65	CCC : $f_{cd1} = 1.0 \left[ \frac{30}{f_{ck}} \right]^{1/3} f_{cd}$ CCT CTT: $f_{cd2} = 0.75 \left[ \frac{30}{f_{ck}} \right]^{1/3} f_{cd}$
Minimum shear reinforcement requirement	$A_v = 0.0025 bs$ $A_{vh} = 0.0015 bs_2$	$\rho \geq 0.002$	0.2% each direction

CSA의 스트럿 강도식은 경사를 가지는 스트럿의 강도 산정에 있어 각도의 함수로 표현되는 특징을 가지고 있다.  $F_{ns}$ 는 수평 스트럿의 강도,  $A_c$ 는 스트럿의 단면적,  $A_{cs}$ 는 경사 스트럿의 단면적,  $f_{cu}$ 는 수정된 콘크리트의 압축강도,  $\epsilon_1$ 은 스트럿과 타이 가 이루는 각도에 의한 값이다. 철근의 요구량  $F_{nt}$ 는 ACI의 경우와 유사하게 철근의 단면적  $A_{st}$ 와 철근의 인장강도  $f_y$ 의 곱으로 정의한다. 절점의 강도감소계수 역시 상수로 제시되며 최소 철근비  $\rho$ 의 경우 수직 수평방향 모두 단면적의 0.2%로 같다. CSA에서는 스트럿의 형상에 대한 강도감소계수는 제시하고 있지 않고 있다.

### 3.3 CEB-FIP Model Code 2010

CEB-FIP의 스트럿 강도식은 균열이 발생구역과 비 균열 발생구역의 산정식이 다르다는 것을 알 수 있다.  $f_{cd1}$ 는 비균열 구역의 스트럿 강도,  $f_{ck}$ 는 콘크리트의 압축강도,  $f_{cd}$ 는 수정된 콘크리트 압축강도,  $f_{cd2}$ 는 균열구역의 스트럿 강도를 나타낸다. 철근의 요구량  $f_{ytd}$ 은 강도 감소 계수가 포함된  $f_{ytk}$  값을 사용하며 절점의 강도 산정식에서 앞서 두 설계기준과는 달리 콘크리트 강도의 함수로 표현되는 값을 사용하고 있음을 알 수 있다. 최소 철근량의 경우는 수직 수평방향 모두 단면적의 0.2%로 CSA와 같다.

## 4. 현행 설계기준에 의한 깊은 보의 전단강도 예측치 비교

### 4.1 대표 시험체 선정 및 평가 방법

스트럿-타이 모델을 이용한 설계에서는 내부 트러스 모델의 형상에 의해 설계의 품질이 좌우되는 특징을 가지고 있다. 하지만 현행 설계기준들에서 제시하고 있는 트러스 모델의 형상은 구조공학자의 판단에 전적으로 의존하고 있는 실정이다. 이에 본 연구에서는 가장 일반적으로 사용되고 있는 일경간 모델과 이경간 모델을 선정하여 평가를 진행하였으며 이들 모델의 상세는 Fig. 4와 Fig. 5에 각각 나타나 있다.

현행 설계기준에 의한 예측치를 2장에 소개된 전단강도식의 예측치와 비교하기 위한 대표 시험체는(Kim, 2008)에 소개된 예제를 활용하며, 이의 상세는 Fig. 6에 나타나 있다. 보의 높이  $h$ 는 3500mm, 보의 폭  $b$ 는 500mm, 콘크리트의 강도는 27MPa, 철근의 인장강도는 400MPa, 주철근량은 12000mm<sup>2</sup>이다. 또한 각각의 설계기준에서 요구하는 최소 철근량을 만족시키기 위해 수직 및 수평 철근량은 단면적의 0.025%이다. 지압판과 지지점의 크기는 500×500mm<sup>2</sup>이다. 이들 값 중 일부를 변화시켜 전단경간비, 주철근

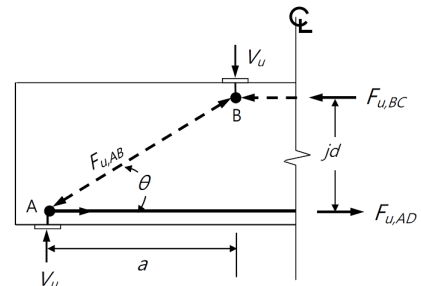


Fig. 4 Single-span truss model

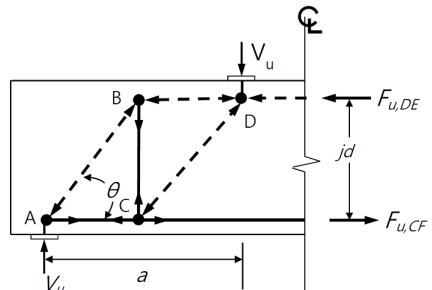


Fig. 5 Double-span truss model

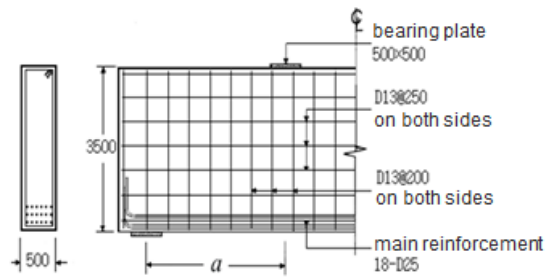


Fig. 6 Representative specimen details

량, 단면 형상이 변화함에 따라 대표 시험체의 전단강도 및 파괴 메커니즘에 어떤 영향을 미치는지 분석한다.

이경간 모델의 경우 수직 타이에 의한 철근 배근은 지지점과 가력점 사이 거리의 중간에 분포 배근시키는 것으로 가정한다. 전단강도식의 예측치의 경우 설계 시 고려되는 안전계수는 포함되지 않으므로 각 설계기준에서 제시하고 있는 강도 감소 계수 역시 적용되지 않는다. 스트럿 타이 모델에 근거한 현행 설계기준에 의해 대표 시험체의 강도를 평가하기 위해 다음의 과정을 따른다.

- 1) 깊은 보의 내부에 가상의 트러스 모델을 설정한 후 각각의 설계기준에서 제시하고 있는 부재(스트럿, 타이, 절점)의 강도를 계산한다.
- 2) 가력점에서 하중을 증가시키며 각 부재에 작용하게 되는 내력을 계산한다.
- 3) 부재 중 하나라도 그 내력이 부재의 예측하중을 초과하게 되면 파괴가 발생하였다고 가정하며 이 시점의 하중을 전단강도로 평가한다.

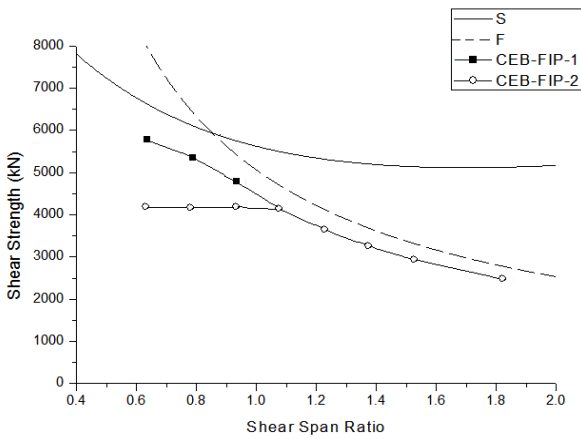


Fig. 9 Shear strength predictions by CEB-FIP code

### 4.2 전단경간비에 따른 예측치 비교

ACI 스트럿-타이 모델 및 전단강도식에 의한 대표 시험체의 예측치가 Fig. 7과 Table 2에 제시되어 있다. Fig. 7에서 실선과 점선으로 표시되는 전단강도식 예측치는 각각 Fig. 3에 소개된 전단파괴 메커니즘(S)과 휨파괴 메커니즘(F)에 의해 산정된 것이다. 상한계 이론에 근거한 전단강도식의 경우 예측치가 작을수록 정해에 가까워지게 된다. Table 2의 전단강도비(shear strength ratio)는 ACI 스트럿-타이 모델에 의한 예측치를 전단강도식의 예측치로 나

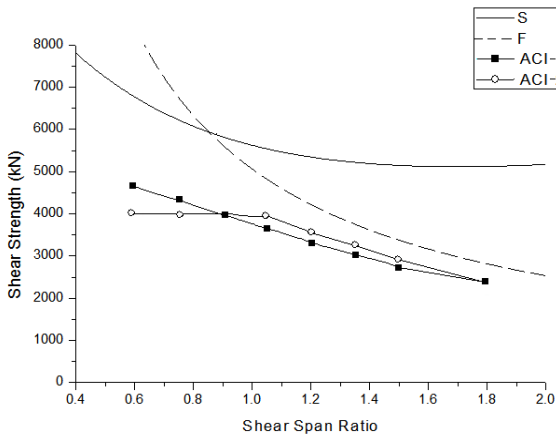


Fig. 7 Shear strength predictions by ACI code

Table 2 Shear strength ratios and corresponding failure mechanisms estimated based on ACI code

shear span ratio(a/d)	0.6	0.75	1.0	1.25	1.5	1.75
single span (ACI-1)	0.66 (S)	0.66 (S)	0.71 (S)	0.71 (S)	0.74 (S)	0.73 (F)
double span (ACI-2)	0.57 (S)	0.62 (S)	0.78 (S)	0.80 (F)	0.80 (F)	0.80 (F)

눈 값이다. 다른 설계기준에 대해서도 전단강도비에 대해 동일한 정의를 적용시킨다. S는 스트럿-타이 모델에 의한 강도 평가시 경사진 스트럿에 파괴가 발생한 경우를 F는 주근에 파괴가 발생한 경우를 가리키며 이는 각각 전단파괴 및 휨 파괴로 간주할 수 있다.

Fig. 7의 결과로부터 모든 전단경간비에서 상한계 이론을 기초로 하는 전단강도식의 예측치가 하한계 이론을 기초로 하는 스트럿-타이의 예측치보다 크다는 것을 알 수 있다. 뿐만 아니라 0.9이하의 작은 전단경간비에서는 일경간 모델의 예측치가 0.9이상의 전단경간비에서는 이경간 모델의 예측치가 전단강도식의 예측치에 근접하는 것을 알 수 있다. 파괴 양상 역시 대략 0.9의 전단경간비를 경계로 전단파괴 및 휨 파괴가 구분되어 지는 것을 알 수 있다.

CSA 스트럿-타이 모델 및 전단강도식에 의한 대표시험체의 강도 예측치가 Fig. 8 및 Table 3에 주어지 있다. CSA의 예측치를 살펴보면 전단경간비가 0.8이하인 경우 일경간 모델의 예측치가, 전단경간비가 0.8이상인 경우는 이경간 모델의 예측치가 전단강도식의 예측치에 근접하는 것을 알 수 있다. 일경간 모델을 이용한 강도 예측의 경우 전단경간비가 증가할수록 급격한 강도 저하를 보이고 있는데, 이는 Table 1에 주어진 것처럼 CSA 기준의 경우 스트럿이 수평 면과 이루는 각도가 작아질수록 스트럿의 강도가 급격히 감소되기 때문에 나타나는 현상이다. 따라서 CSA 설계기준을

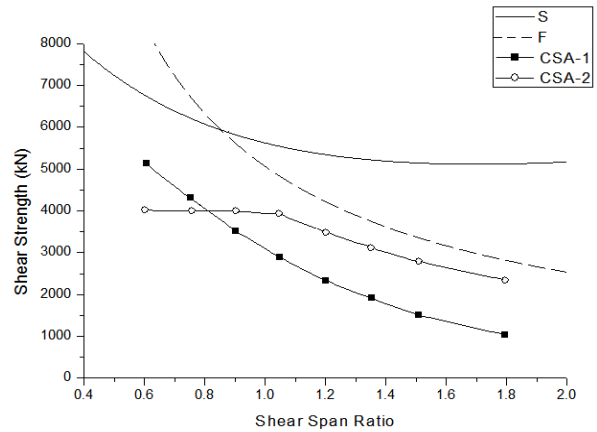


Fig. 8 Shear strength predictions by CSA code

Table 3 Shear strength ratios and corresponding failure mechanisms based on CSA code

shear span ratio(a/d)	0.6	0.75	1.0	1.25	1.5	1.75
single span (CSA-1)	0.72 (S)	0.67 (S)	0.56 (S)	0.51 (S)	0.42 (S)	0.34 (S)
double span (CSA-2)	0.57 (S)	0.62 (S)	0.80 (S)	0.80 (F)	0.80 (F)	0.80 (F)

이용할 경우 전단경간비가 비교적 큰 경우 이경간 모델을 이용해야 정확한 설계가 가능하다.

CEB-FIP 스트럿-타이 모델의 예측치와 전단강도식과의 비교는 Fig. 9 및 Table 4에 나타나 있다. Fig. 9와 Table 4에 나타난 강도 예측치를 살펴보면 주로 전단에 의한 파괴가 발생하는 1.0 이하의 전단경간비에서 다른 설계기준에 의한 예측치보다 비교적 높은 값을 나타냄을 알 수 있다. 또한 주로 휨에 의한 파괴 즉, 주근의 파괴가 발생하는 큰 전단경간비에서 세 가지의 설계기준 모두 휨 파괴가 발생하며 전단강도 예측치 또한 0.80에서 0.84 정도의 유사한 범위 내에 있다. 이는 각각의 설계기준에서 수평방향 타이, 즉 주근의 강도 예측치는 거의 동일함을 의미한다.

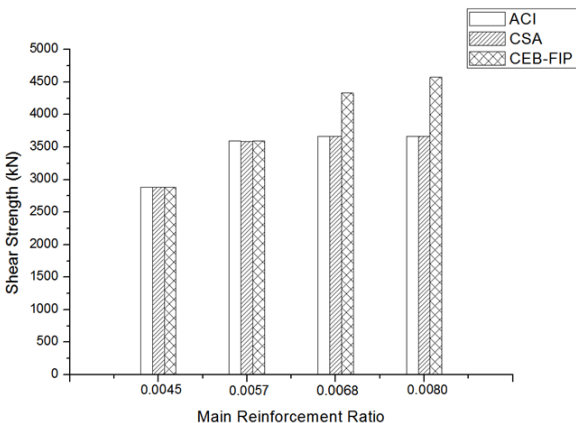
**Table 4** Shear strength ratios and corresponding failure mechanisms based on CEB-FIP code

shear span ratio(a/d)	0.6	0.75	1.0	1.25	1.5	1.75
single span (CEB-FIP-1)	0.75 (S)	0.75 (S)	0.78 (F)	0.84 (F)	0.84 (F)	0.84 (F)
double span (CEB-FIP-2)	0.58 (S)	0.63 (S)	0.78 (S)	0.84 (F)	0.84 (F)	0.84 (F)

4.3 주철근량에 따른 예측치 비교

각 설계기준의 스트럿의 강도 산정식의 정확성을 평가하기 위해 주철근량을 변화시켜 가며 각 설계기준의 강도 예측치를 비교하였다. 주철근량은 파괴 메커니즘에 영향을 미치는 변수로서 본 연구에서 주철근비는 주철근의 단면적  $A_s$ 를 보의 단면적  $b \times h$ 값으로 나눈 값으로 정의된다. 주철근 비는 설계시 실제로 사용될 수 있는 철근비 0.0045~0.0091의 범위를 가진다. 전단경간비는 1.0으로 일정한 값을 지닌다.

주철근비에 따른 각 설계기준에서 예측하는 전단강도는



**Fig. 10** Shear strength predictions for different main reinforcement ratios

**Table 5** Shear strength predictions and corresponding failure mechanisms(unit kN)

main reinforcement ratio	ACI	CSA	CEB-FIP
0.0045	2,874(F)	2,874(F)	2,874(F)
0.0057	3,598(F)	3,598(F)	3,598(F)
0.0068	3,664(S)	3,664(S)	4,331(F)
0.0080	3,664(S)	3,664(S)	4,576(S)

Fig. 10 및 Table 5에 나타나 있다. 주철근비에 따른 파괴 메커니즘의 예측을 보면 주철근량이 0.0045부터 0.0057일 때까지 모든 설계기준에서 휨에 의한 파괴, 즉 타이의 파괴를 예측하고 있으며 주철근비가 0.0068일 때 CEB-FIP의 예측치를 제외하고 모두 전단파괴를 예측하고 있다. 주 철근비가 0.0080일 때는 CEB-FIP의 경우 역시 전단파괴를 예측함을 알 수 있다. 이는 주철근량이 증가할수록 같은 전단경간비의 모델의 파괴 메커니즘이 휨파괴에서 전단파괴로 변화함을 의미한다. 또한 CEB-FIP 기준은 콘크리트 스트럿 강도를 다른 기준에 비해 상대적으로 높게 평가하기 때문에 주철근비가 0.0068인 경우에도 다른 설계기준과 달리 휨파괴를 예측한다.

4.4 단면형상비에 따른 예측치 비교

단면현상의 변화에 따른 깊은 보의 전단강도 예측치 변화를 비교 및 분석하기 위해 보의 높이  $h$ 를 보의 폭  $b$ 으로 나눈 단면형상비를 이용한다. 단면형상비가 0.5~0.8의 범위에 걸쳐 변화됨에 따라 전단강도 예측치가 어떻게 변화되는지 비교한다. 전단경간비는 주로 전단에 의한 파괴가 발생하는 전단경간비 0.6과 주로 휨에 의한 파괴가 발생하는 전단경간비 1.8 두 가지 값을 고려한다.

전단경간비가 0.6일 경우의 단면형상비에 따른 각 설계기준의 전단강도비가 Fig. 11과 Table 6에 주어져 있다. 이때 단면형상비가 증가함에 따라 모든 설계기준에서 전단강도비가 감소하여 설계기준에 의한 예측치가 부정확해짐을 알 수 있다. 전단경간비가 0.6일 경우 스트럿의 파괴에 의한 전단파괴가 발생하며 스트럿-타이 모델을 이용할 경우 전단강도는 경사 스트럿의 폭에 의해 결정된다. 그러나 Table 7에 나타난 것처럼 단면형상비가 5.0에서 8.0로 60% 증가하더라도 경사 스트럿의 폭은 약 13%정도 밖에 증가하지 않기 때문에 단면형상비의 변화에 의한 전단강도의 증가는 미미하다. 반면에 전단강도식은 균열면을 따라 발생하는 콘크리트 소산에너지 기여분이 강도식에 반영되어 단면형상비가 증가함에 따라 강도가 크게 증가하게 됨으로써 스트럿-타이 모델

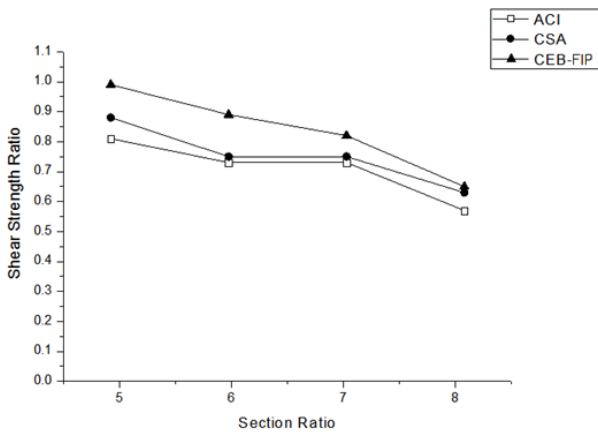


Fig. 11 Shear strength ratios for different section aspect ratios (shear-span ratio=0.6)

Table 6 Shear strength ratios for different section aspect ratios (shear-span ratio=0.6)

Section aspect ratio	ACI	CSA	CEB-FIP
5.0	0.81	0.88	0.99
6.0	0.73	0.75	0.89
7.0	0.73	0.75	0.82
8.0	0.57	0.63	0.65

Table 7 Relative ratios of strut widths for different section aspect ratios (shear-span ratio=0.6)

Section aspect ratio	Relative ratio of section aspect ratios	Relative ratio of strut widths
5.0	1.0	1.0
6.0	1.2	1.05
7.0	1.4	1.09
8.0	1.6	1.13

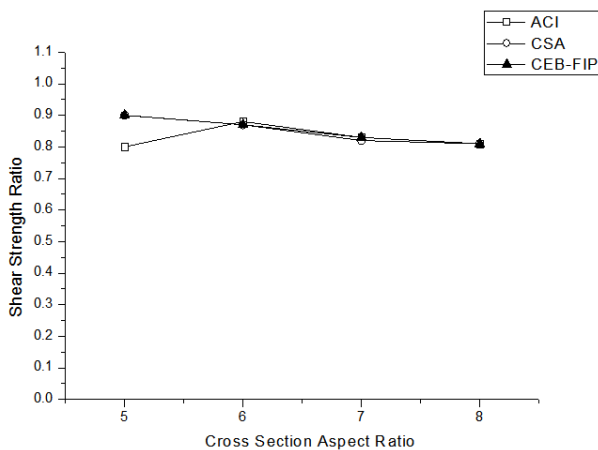


Fig. 12 Shear strength ratios for different section aspect ratios (shear-span ratio=1.8)

에 비해 전단강도를 보다 정확하게 평가할 수 있다.

휨에 의해 파괴가 발생하는 전단경간비 1.8일 경우의 단면형상비에 따른 전단강도비가 Fig. 12과 Table 8에 주어

Table 8 Shear strength ratios for different section aspect ratios (shear-span ratio=1.8)

section ratio	ACI	CSA	CEB-FIP
5.0	0.80	0.90	0.90
6.0	0.88	0.87	0.87
7.0	0.83	0.82	0.83
8.0	0.81	0.81	0.81

져 있다. 이 때 주철근에 해당하는 주철근의 파괴에 의해 부재의 강도가 결정되므로 스트럿의 폭에 의해 강도가 결정되는 전단경간비 0.6일 경우에는 달리 비교적 일정한 값을 지니는 것을 알 수 있다.

### 5. 결 론

본 연구에서는 4장에 소개된 대표 시험체에 대해 전단경간비, 주철근비, 단면형상비를 변화시켜가며 ACI, CSA 및 CEB-FIP 설계기준에 의한 깊은 보의 전단강도 예측치를 홍성걸 등에 의해 제안된 전단강도식의 예측치와 비교하여 세 설계기준의 타당성을 조사하였다. 본 연구의 수행을 통해 얻은 결론은 다음과 같다.

- (1) 주로 전단에 의해 파괴가 발생하는 작은 전단경간비의 경우 일경간 모델의 예측치가 전단강도식의 예측치에 근접하나 전단경간비가 커짐에 따라(대략 0.9이상) 이경간 모델의 예측치가 전단강도식의 예측치에 근접한다. 스트럿-타이 모델에 의해 깊은 보를 설계할 경우 전단경간비의 변화에 따라 적절한 내부 트러스 모델의 선정이 매우 중요하다.
- (2) 스트럿의 강도 예측에서 ACI의 경우 가장 작은 예측치를 보였으며 CEB-FIP의 경우 가장 큰 스트럿 강도예측을 보였다. 반면 타이의 강도 예측에서는 세가지 설계기준 모두 비슷한 예측 강도를 보인다.
- (3) CSA의 경우 각도의 함수로 표현되는 스트럿의 강도 산정식으로 인해 전단경간비가 커질수록 각도가 감소하게 되는 일경간 모델의 경우 예측 강도가 저평가되는 경향을 보인다.
- (4) 주철근량이 증가할수록 휨에 의한 파괴에서 전단에 의한 파괴로 파괴 메커니즘이 변화되며 CEB-FIP의 경우 비교적 콘크리트 스트럿의 강도를 비교적 고평가함을 알 수 있다.
- (5) 스트럿-타이 모델은 단면형상비의 증가에 따른 경사 스트럿의 폭의 증가가 미미하여 전단에 의해 파괴가 발생하는 작은 전단경간비에서 깊은 보의 전단강도를 비교적 저평가하는 경향이 있다. 반면, 전단경간비가 비교적 클 경우 주철근에 해당하는 주철근의 파괴에

의해 강도가 결정되어 이와 같은 문제점이 발생하지 않는다.

### 감사의 글

이 논문은 2013년도 정부(미래창조과학부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업임(No. 2013 R1A1A1076011).

### Reference

**ACI Committee 318** (2011) Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-11) and Commentary, *American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan*, p.465.

**CSA A23.3-04** (2004) Design of concrete structures, Canadian Standards Association, *Muk -tha Tumkur*, p.214.

**EN 1992-1-1:2004** (2004) Eurocode 2: Design of Concrete Structures—Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings, *British Standards Institution*,

*London, UK*, p.230.

**Eom, T.-S., Park, H.-G.** (2010) Secant Stiffness Method for Inelastic Design of Strut-and-Tie Model, *ACI Structural Journal*, 107(6), pp.689~698.

**Hong S.-G., Ha T.** (2012) Effective Capacity of Diagonal Strut for Shear Strength of Reinforced Concrete Beams Without Shear Reinforcement, *ACI Structural Journal*, 109(2), pp.139~148.

**Hong, S.-G., Kim D.-J., Kim S.-Y., Kim Hong N.** (2002) Shear Strength of Reinforced Concrete Deep Beams with End Anchorage Failure, *ACI Structural Journal*, 99(1), pp.12~22.

**Kim, S.-S.** (2008) Design of Reinforced Concrete Structures, 4<sup>th</sup> Edition, Munundang, p.592.

**Nielsen, M.P.** (1998) Limit Analysis and Concrete Plasticity, CRC press LLC, p.908.

**Tjhin, T.N., Kuchma, D.A.** (2007) Integrated Analysis and Design Tool for the Strut-and-Tie Method, *Engineering Structures*, 29(11), pp.3042~3052.

**Yun, Y.M.** (2006) Strength of Two-dimensional Nodal Zones in Strut-tie, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 132(11), pp.1764~1783.

### 요 지

콘크리트 깊은 보의 전단강도 산정을 위해 현행 미국콘크리트학회(ACI) 및 캐나다표준규격협회(CSA), 유럽콘크리트위원회(CEB-FIP)의 설계기준은 스트럿-타이 모델을 이용할 것을 제안하고 있지만 설계의 품질이 설계자가 구성한 트러스 모델 적합성에 크게 좌우된다는 특징을 가지고 있다. 따라서 본 논문에서는 내부 트러스 모델에 따른 현행 ACI, CSA 및 CEB-FIP의 콘크리트 깊은 보 설계기준의 타당성을 홍성결 등에 의해 제안된 콘크리트 소성학에 근거한 전단강도식의 예측치와 비교함으로써 평가한다. 비교 결과 ACI, CSA 및 CEB-FIP의 스트럿-타이 모델에 의해 설계된 깊은 보의 경우 내부 트러스 모델이 전단강도 예측에 중요한 영향을 미치는 것으로 나타났으며 CEB-FIP의 경우 가장 높은 스트럿 강도 예측치를 보였다.

**핵심용어** : 스트럿-타이 모델, 콘크리트 깊은 보, 전단강도