극한해석에 근거한 철근 콘크리트 깊은 보의 현재 설계기준에 대한 타당성 검토

Investigation on the Validity of Current Concrete Design Codes on Shear and Anchorage of Deep Beams by a Concrete Limit Analysis

김진우* · 홍성걸** · 이영학*** · 김대진****

Kim, Jin-Woo · Hong, Sung-Gul · Lee, Young Hak · Kim, Dae-Jin

Abstract

The current American Concrete Institute (ACI) and Canadian Standard Association (CSA) code provisions on the shear strength of a simply supported concrete deep beam and its end anchorage details suggest that deep beams should be designed using the strut-and-tie model approach. 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. In this paper, we investigate the validity of the current ACI and CSA design codes on these issues by comparing the estimates by the codes with those of the shear strength equations of concrete deep beams proposed by Hong et al. (2002). The comparison shows that deep beam members designed by the ACI and CSA strut-and-tie approaches retain the shear strengths close to the values predicted by the shear strength equations, but its requirements on end anchorage details may be rather conservative.

Key words : Strut-and-tie model, Concrete deep beams, End anchorage, Shear strength.

요 지

콘크리트 깊은 보의 전단강도 및 정착길이 산정을 위해 현행 미국 콘크리트 학회(ACI) 및 캐나다 표준 규격 협회(CSA)의 설계기준은 스트럿-타이 모델을 이용할 것을 제안하고 있다. 비록 이 접근방식이 유용하지만 설계의 품질이 설계자가 구성한 트러스 모델 적합성에 크게 좌우된다. 따라서 본 논문에서는 현행 미국 콘크리트 학회 및 캐나다 표준 규격 협회의 콘크리트 깊은 보 설계기준의 타당성을 홍성걸 등에 의해 제안된 콘크리트 소성학에 근거한 전단강도식의 예측치와 비교함으로써 평가한다. 비교 결과 미국 콘크리트 학회 및 캐나다 표준 규격 협회의 스트럿-타이 모델에 의해 설계된 깊은 보 부재는 소성학에 근거한 전단강도식의 예측치와 유사한 강도를 보유하고 있으나, 이들 설계기준의 깊은 보 단부의 정착길이에 대한 요구조건은 다소 과도함을 알 수 있다.

핵심용어 : 스트럿-타이 모델, 콘크리트 깊은 보, 정착길이, 전단강도

1. 서 론

철근 콘크리트 깊은 보의 거동은 주로 전단에 의해 지배되며 그 최대강도(ultimate strength)는 스트럿-타이 모델(strut-and-tie model)과 같이 콘크리트 소성이론을 기초로 하는 극한해석으로 비교적 정확한 예측이 가능하다(Hong et al., 2011; Hong and Ha, 2012; Eom and Park, 2010; Yun,

2006; Tjhin and Kuchma, 2007). 그러나 부착 및 정착은 철근과 콘크리트 경계면에서의 힘의 전달과 변형을 다루는 복잡한 문제이기 때문에 이러한 접근방식으로도 정확한 거동의 예측이 쉽지 않다. 그럼에도 불구하고 홍성걸 등은 콘크리트 소성학의 상한계 이론에 기초하여 깊은 보 단부의 정착 파괴를 고려한 여러개의 현실적인 파괴 메커니즘으로부터 콘크리트의 전단강도식을 유도하였다(Hong et al., 2002). 제안

*정회원. 경희대학교 석사과정(E-mail: jinukim@khu.ac.kr)

Member. Graduate Student, Department of Architectural Engineering, Kyung Hee University

**서울대학교 공과대학 건축학과 교수

Professor, Department of Architecture & Architectural Engineering, Seoul National University

***경희대학교 공과대학 건축공학과 교수

Member. Associate Professor, Department of Architectural Engineering, Kyung Hee University

****교신저자. 정회원. 경희대학교 건축공학과 교수(Tel: +82-31-201-3329, Fax: +82-31-201-3329, E-mail: djkim@khu.ac.kr)

Corresponding Author. Member. Assistant Professor, Department of Architectural Engineering, Kyung Hee University

된 강도식의 유효성을 실험을 통해 확인하였으며, 제안식을 이용해 파괴메커니즘과 전단강도를 정확하게 예측할 수 있음을 보여주었다.

미국 콘크리트 학회(ACI Committee 318, 2011) 및 캐나다 표준규격(CSA A23.3-04, 2004) 설계기준은 단순지지된 깊은 보의 전단강도와 정착길이에 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 소위 D-구역(disturbed region)을 지닌 콘크리트 부재를 설계하기에 유용하지만 설계의 품질이 설계자가 구성한 스트럿-타이 모델의 적합성에 크게 좌우된다는 단점이 있다.

따라서 본 연구는 홍성걸 등에 의해 제안된 깊은 보의 전단강도식을 이용하여 미국 콘크리트 학회 및 캐나다 표준규격협회에 의한 콘크리트 깊은 보 설계를 위한 스트럿-타이 접근방식의 타당성을 조사한다. 깊은 보 설계를 위해 스트럿-타이 접근방식을 취하지 않은 2002년 이전 미국 콘크리트 학회 설계기준(ACI Committee 318, 1999) 또한 제안된 전단강도식에 의한 예측치와 비교된다. 여러 설계기준 및 제안된 전단강도식이 동일한 설계변수로 표현되어 있지 않기 때문에 대표적인 시험체를 비교대상으로 선택하여 각각의 기준에 의한 전단강도를 비교한다. 이를 통해 각 설계기준에 제시된 깊은 보의 전단 및 정착에 대한 세부 요구조건들의 적합성을 평가하는 것이 본 연구의 목적이다.

2. 정착파괴가 고려된 콘크리트 깊은 보의 전단강도식

본 장에서는 홍성걸 등(Hong et al., 2002)에 의해 제안된 콘크리트 소성학에 근거한 깊은 보의 전단강도식을 소개하고, 이를 유도하기 위해 가정된 파괴 메커니즘 및 재료모델을 요약하여 제공한다.

2.1. 재료모델

홍성걸 등에 의해 제안된 콘크리트 깊은 보의 전단강도를 산정하기 위한 소성 모델에서 변형률 경화(strain hardening)가 발생하지 않는 탄성-완전 소성(elastic-perfectly plastic) 재료거동을 가정한다. Fig. 1은 콘크리트에 대한 수정-쿨롱 항복조건(modified-Coulomb yield condition)을 나타내는데 콘크리트의 인장강도를 0으로 가정한 정사각형 형태의 항복 구간을 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 간주한다. 소성 모델에 이용되는 부착강도는 Nielsen에 의해 제안된 값을 사용한다(Nielsen, 1999).

Fig. 1. Yield conditions for concrete and bar reinforcement

Fig. 2. Simplified yield condition for bar-concrete interface

콘크리트는 비선형적인 거동을 보이므로 이를 완전소성거동으로 치환하기 위해서는 1보다 작은 값의 유효계수(effectiveness factor)를 도입해야 하며 부재가 어떤 거동에 지배되느냐에 따라 다른 값을 사용해야 한다. 본 논문에서는 연구의 일관성을 위해 부착강도와 마찬가지로 Nielsen에 의해 제안된 유효계수를 사용한다. 그의 이론에 따르면 콘크리트의 응력-변형률 곡선이 형성하는 면적과 같은 크기의 값을 갖는 완전소성강도는 콘크리트 압축강도의 함수로 표현된다. 이에 근거한 전단강도 및 휨강도 산정을 위한 유효계수는 각각 식(1) 및 (2)의 형태로 나타낼 수 있다.

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

$$v_c = 0.98 - \frac{f_y}{5000} - \frac{f'_c}{300}, f_y < 900 \text{ MPa}, f'_c < 60 \text{ MPa} \quad (2)$$

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. 이들은 각각 콘크리트 깊은 보에서 발생하는 전형적인 전단파괴 및 휨파괴로 간주할 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.

Fig. 3. Flexural-shear failure mechanisms of reinforced concrete deep beams combined with end anchorage failure (Hong et al., 2002)

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. 지압판(bearing plate)의 크기가 충분하지 못할 경우 가력점 혹은 지지점 주변의 영역에서 콘크리트의 압괴에 의한 파괴가 발생할 수 있으므로 이 또한 전단강도를 산정하는데 고려되었다. 보다 자세한 내용은 홍성걸 등의 논문(Hong et al., 2002)을 참조하기 바란다.

3. 현행 설계기준에 의한 깊은 보의 전단강도 산정

이번 장에서는 미국 콘크리트 학회(ACI Committee 318, 2011) 및 캐나다 표준 규격 협회(CSA A23.3-04, 2004) 콘크리트 설계 기준에 제시된 스트럿-타이 모델에 근거한 깊은 보 설계방법, 그리고 2002년 이전 미국 콘크리트 학회 설계 기준(ACI Committee 318, 1999)에 제시된 깊은 보의 전단강도 산정식을 요약 및 소개한다. 소개된 수식은 US unit을 기준으로 표기되었다.

3.1 미국 콘크리트 학회의 스트럿-타이 모델에 근거한 깊은 보 설계방법

현행 미국 콘크리트 학회 건물 설계기준 11.7.2장에 의하면

콘크리트 깊은 보의 설계를 위해 경우 비선형 해석방법 혹은 스트럿-타이 모델을 이용할 것을 명시하고 있으며, 본 연구에서는 스트럿-타이 모델에 근거한 방법을 고려한다. 이에 의한 설계 과정은 다음과 같이 요약할 수 있다.

1) 가력점 및 지지점의 지압강도(bearing strength)를 확인한다.

가력점 및 지지점 부근의 지압응력은 다음의 조건을 만족해야 한다.

$$\frac{V_u}{A_c} \leq \phi f_{cu} \quad (3)$$

여기서 V_u 는 계수하중이며, A_c 는 지압판의 면적, ϕ 는 강도감소계수이다. f_{cu} 는 가력점 부근의 압축-인장(CCT) 절점 혹은 전인장(CCC) 절점에서의 콘크리트 유효강도이다.

2) 스트럿-타이 모델을 설정하고 각각의 트러스 부재에 요구되는 내력을 결정한다.

깊은 보 설계에 이용되는 대표적인 두 개의 스트럿-타이 모델이 Fig. 4와 5에 제시되어 있다. 첫 번째 모델은 가력점에 작용한 하중이 경사 스트럿을 통해 직접 지지점에 전달되는 단경간(single-span) 모델이며, 두 번째 모델은 가력점의 하중이 두 개의 경사 스트럿과 수직 타이틀을 통해 하중이 지지점으로 전달되는 이중경간(double-span) 모델이다. 첫 번째 모델은 하중이 지지점으로 직접 전달됨에 따라 경간 내에 균열제어를 위한 최소의 배근을 제외한 전단철근이 필요하지

Fig. 4. Single-span strut-and-tie model

Fig. 5. Double-span strut-and-tie model

않는데 반해, 두 번째 모델은 수직 타이의 존재로 인해 수직 방향 인장력을 지지하기 위한 전단철근이 필요하다. 따라서 두 번째 모델이 첫 번째보다 좀 더 보수적이면서도 안전한 설계를 제시한다. 각각의 스트럿 및 타이 부재의 내력은 힘의 평형식을 적용시켜 쉽게 결정할 수 있다.

3) 각각의 타이 인장제에 대해 철근량을 결정한다.

각각의 타이에 필요한 인장 철근량은 다음의 식을 만족하도록 결정되어야 한다.

$$\phi A_{st} f_y \geq F_{ut} \quad (4)$$

여기서 F_{ut} 는 타이의 인장력, A_{st} 는 인장철근의 단면적, f_y 는 철근의 인장강도를 나타낸다.

4) 절점 영역의 강도 및 정착길이를 체크한다.

직선 철근(straight bar)을 사용할 경우 깊은 보 단부에 필요한 추철근의 정착길이 l_d 는 다음의 식으로 주어진다.

$$l_d = \frac{3}{40} \frac{f_y}{\lambda \sqrt{f'_c}} \frac{\psi_t \psi_e \psi_s}{\left(c_b + \frac{K_{tr}}{d_b} \right)} d_b \quad (5)$$

ψ_t , ψ_e , ψ_s 는 각각 철근의 크기, 위치, 종류와 관련된 계수이며, λ 는 경량 콘크리트 계수, c_b 는 콘크리트 피복두께, d_b 는 콘크리트 피복두께, 그리고 K_{tr} 은 주근에 수직 방향으로 배근된 철근 계수이다. 미국 콘크리트 학회 건물 설계기준 A.4.3.2장에 의하면 정착길이는 주근의 도심이 경간 안쪽의 CCT 절점 경계와 만나는 지점으로부터 시작되어야 한다. 본 연구의 비교에서는 계수 ψ_t , ψ_e , ψ_s , λ 를 전부 기본값인 1.0으로 설정하였다.

5) 경사 스트럿의 강도를 확인한다.

경사 스트럿의 폭은 다음의 식에 의해 결정된다.

$$z = l_b \sin \theta + w_s \cos \theta \quad (6)$$

이 때 l_d 와 w_s 는 각각 CCT 혹은 CCC 절점의 수평, 수직방향 길이이다. 만약 하단과 상단의 스트럿 폭의 크기가 다를 경우 병 모양(bottle shaped)의 스트럿이 만들어지며, 이 때 균열제어를 위해 보강철근이 요구된다. 식 (6)을 이용해 계산되는 경사 스트럿의 압축강도는 다음의 조건을 만족해야 한다.

$$\phi(0.85\beta_s f'_c)bz \geq F_{us} \quad (7)$$

여기서 β_s 는 균열 및 구속 철근에 의한 효과를 고려한 계수이며, b 는 깊은 보의 폭, F_{us} 는 스트럿에 작용하는 압축력이다.

6) 균열제어를 위한 최소 전단철근량을 계산한다.

5)에서 언급된 것과 같이 균열제어를 위한 수직 및 수평 최소 전단 철근량은 다음과 같다.

$$A_v = 0.0025bs \quad (\text{수직 전단철근}) \quad (8)$$

$$A_{vh} = 0.0015bs_2 \quad (\text{수평 전단철근}) \quad (9)$$

s 와 s_2 는 각각 수직, 수평 전단철근의 간격이다.

7) 위에서 언급된 모든 사항을 고려하여 철근을 배근한다.

3.2 캐나다 표준 규격 협회의 스트럿-타이 모델에 근거한 깊은 보 설계방법

캐나다 표준 규격 협회의 깊은 보 설계를 위해 미국 콘크리트 학회와 마찬가지로 스트럿-타이 모델을 이용해 설계할 것을 명시하고 있으며, 이에 근거한 설계과정은 미국 콘크리트 학회의 그것과 대동소이하다. 다만 경사 스트럿의 강도, 정착길이, 균열제어 철근량 등과 같은 세부적인 사항에 있어 약간의 차이가 있다. 두 설계기준의 차이는 Table 1에 정리되어 있으며, 본 연구에서는 미국 콘크리트 학회 스트럿-타이 접근방식을 이용한 경우와 마찬가지로 정착길이 산정을 위한 보정계수는 전부 1.0으로 설정하였다.

3.3 이전 미국 콘크리트 학회의 깊은 보 설계방법

스트럿-타이 모델이 처음으로 도입된 2002년 이전 미국 콘크리트 학회의 깊은 보 설계기준은 휨강도 산정과 유사하게 부재의 전단강도를 평가하는 설계식이 제시되어 있어 이에 근거한 설계가 이루어졌다. 현행 설계기준에서 더 이상 사용되지 않는 접근방법이지만 스트럿-타이 모델에 의한 설계기준과의 비교를 목적으로 1999년도 미국 콘크리트 학회의 깊은 보 설계 기준을 소개한다(ACI Committee 318, 1999).

1) 설계 전단강도

콘크리트의 전단강도 기여분은 편의상 간략식을 사용하며 경간-춤비(l_n/d)와 전단경간비(a/d) 사이의 관계는 $l_n/d = 2a/d$ 를 가정한다. 제안된 전단강도식과의 용이한 비교를 위해 전단강도를 단면적과 콘크리트 압축강도의 곱으로 나누어 무차원화시킨다.

Table 1. Strut-and-tie model requirements for design of deep beams provided by the current ACI and CSA building codes

	ACI 318-11	CSA A23.3-04
Strength of inclined concrete strut	$\phi F_{ns} = \phi(0.85\beta_s f'_c)bw_{st}$	$\phi F_{ns} = \phi_c f_{cu} A_{cs}$ $f_{cu} = \frac{f'_c}{0.8 + 170 \varepsilon_1} \leq 0.85 f'_c$ $\varepsilon_1 = \varepsilon_s + (\varepsilon_s + 0.002) \cot^2 \theta_s$ ε_s : angle between the inclined concrete strut and main reinforcement θ_s : tensile strain of main reinforcement
Amount of tie reinforcement	$\phi F_{nt} = \phi A_{st} f_y \leq F_u$	$\phi F_{nt} = \phi_{st} f_y A_{st}$
Anchorage requirement	$l_d = \frac{3}{40} \frac{f_y}{\lambda \sqrt{f'_c}} \frac{\psi_t \psi_e \psi_s}{\left(\frac{c_b + K_{tr}}{d_b} \right)} d_b$	$l_d = 0.0453 \frac{k_1 k_2 k_3 k_4}{(c_b + K_{tr}) \sqrt{f'_c}} \frac{f_y}{A_b}$ k_1, k_2, k_3, k_4 : factors related to bar location, coating, concrete density and bar size, respectively A_b : area of an individual bar
Minimum shear reinforcement for crack control	$A_v = 0.0025 bs$ $A_{vh} = 0.0015 bs_2$	<p>For both of vertical and horizontal shear reinforcements,</p> $\rho = \frac{A_v}{bs} > 0.002$ $s \leq 11.811$ in A_v : sectional area of shear reinforcement s : spacing of shear reinforcement

$$V_n = V_c + V_s \quad (10)$$

$$\frac{\tau_{s,ACI}}{f'_c} = \frac{V_c + V_s}{bdf'_c} = \frac{2}{\sqrt{f'_c}} \left[\left(\frac{\psi_v + 11\psi_h}{12} \right) + \left(\frac{\psi_v - \psi_h}{6} \right) \frac{a}{d} \right]$$

여기서 ψ_v 와 ψ_h 는 수직 및 수평전단철근비로 다음의 식으로 표현된다.

$$\psi_v = \frac{A_{sv} f_y}{bs f'_c}, \psi_h = \frac{A_{sh} f_y}{bs_2 f'_c} \quad (11)$$

경간-춤비 혹은 전단경간비에 따라 전단강도의 최대값이 제한되며 이는 다음과 같다.

$$a) \frac{l_n}{d} \leq 2: \frac{\tau_{s,ACI}}{f'_c} \leq \frac{8}{\sqrt{f'_c}} \quad (12)$$

$$b) 2 \leq \frac{l_n}{d} \leq 5: \frac{\tau_{s,ACI}}{f'_c} \leq \frac{2}{3} \left(10 + \frac{l_n}{d} \right) \frac{1}{\sqrt{f'_c}} = \frac{2}{3} \left(10 + \frac{2d}{d} \right) \frac{1}{\sqrt{f'_c}} \quad (13)$$

최근의 스트럿-타이 모델에 근거한 설계기준과 유사하게 수직 및 수평전단철근의 최소량에 대한 아래와 같은 기준이 역시 존재하였으나 수평전단철근에 대한 요구조건이 더 엄격함을 알 수 있다.

$$\psi_v \geq 0.0015 \frac{f_y}{f'_c}, \psi_h \geq 0.0025 \frac{f_y}{f'_c} \quad (14)$$

2) 설계 휨강도

일반보의 경우와 동일한 식을 이용하여 무차원 시키면 다음과 같다.

$$\frac{\tau_{b,ACI}}{f'_c} = \frac{d}{a} \phi (1 - 0.59 \phi) \quad (15)$$

이 식에서 ϕ 는 주철근비로 아래의 식으로 정의되며, 휨과괴를 유도하기 위한 주철근비의 범위는 최소철근비와 평형철근비 사이가 된다.

$$\phi = \frac{A_s l_f y}{bdf'_c} \quad (16)$$

3) 지지점 이후의 길이비

정보멘트를 받는 단순지지 깊은 보는 지지점으로 부터 정착길이 l_d 를 확보해야 한다. 정착길이를 산정하는 식은 3.1장에 소개된 최근 미국 콘크리트 학회 설계기준의 식 (5)와 동일하다.

4. 설계기준의 비교를 위한 시험체

홍성걸 등에 의한 제안된 소성학에 근거한 전단강도식을 이용하여 앞서 소개된 세 가지 설계기준의 적합성을 평가하기 위해 대표적인 시험체를 선택하여 각각의 기준에 의한 전단강도를 산정하여 그 값들을 비교한다. 이는 여러 설계기준 및 제안된 전단강도식이 동일한 설계변수로 표현되어 있지 않기 때문에 필요하다. 대표 시험체는 세 가지 설계기준의 요구조건을 모두 만족하게끔 설계되었으며, Thjin과 Kuchma에 의해 Fig. 4의 단경간 스트럿-타이 모델에 근거해 설계된 시험체(ACI Subcommittee 445-1, 2002)를 수정한 것이다. 단경간 스트러-타이 모델에 근거해 설계되었기 때문에 전단보강근은 Table 1에 주어진 균열제어를 위한 최소량만이 배근되었으며, 시험체에 이용된 철근 및 콘크리트 강도는 각각 60 ksi 및 4 ksi이다. 세 가지 설계기준을 모두 만족시키기 위해 Thjin과 Kuchma의 시험체 설계로부터 다음과 같은 사항들이 변경되었으며, 시험체의 세부적인 사항은 Fig. 6에 나타

Fig. 6. Representative deep beam specimen selected for comparison

나 있다.

- 지압판의 크기 : 1620.
- 수직 전단철근의 간격 : 1210.
- 지지점 중심 이후 주철근의 정착길이 : 1618

5. 비교 결과 분석

이번 장에서는 4장에 소개된 대표 시험체의 전단경간의 길이를 변화시켜 가며($a=40''$, $80''$, $120''$) 앞서 언급된 세 가지 설계기준 및 콘크리트 소성학에 근거한 전단강도식을 이용해 각각 전단강도를 산정하고 그 결과를 비교한다. 스트럿-타이 모델을 이용한 전단강도는 Fig. 4에 나타난 단경간 스트럿-타이 모델에 이용해 3.1 및 3.2장에 소개된 방법을 따라 산정된다. 미국 콘크리트 학회 및 캐나다 표준 규격 협회의 스트럿-타이 모델에 의해 산정된 대표 시험체의 전단강도 및 제안된 전단강도식에 의한 강도를 Table 2에 명시하였다. 제안된 전단강도식을 구성하는 다섯 개의 파괴 메커니즘 중 휨-정착 파괴 메커니즘(A3)은 다른 파괴 메커니즘에 의한 강도에 비해 훨씬 큰 강도를 제공하므로 표에서 제외시켰다. 콘크리트 소성학의 상한계 이론에 의하면 여러 파괴 메커니즘에 의한 강도값 중 가장 작은 값이 정해(exact solution)에 가장 근접한 값이 되며, 이들을 Table 2에 굵은 글씨로 표기하였다. 표의 결과는 이를 그래프로 표현하면서 아래에 보다 자세히 논의된다.

미국 콘크리트 학회 및 캐나다 표준 규격 협회의 스트럿-타이 모델에 의한 대표 시험체의 전단강도를 Fig. 7에 나타내었다. 그림의 수직축은 무차원 전단강도로 계산된 전단강도를 부재의 유효단면적으로 나눈 값이다. 그림의 결과로부터 두 설계기준에 의한 대표 시험체의 전단강도가 전단경간비와 증가함에 따라 감소하며 이들 값은 서로 거의 유사함을 알 수 있다. 이는 3장에서 소개된 바와 같이 두 설계기준의 유사성으로부터 비롯된 것이다.

Fig. 7. Comparison between the shear strengths estimated by the current ACI and CSA strut-and-tie model approaches

Fig. 8. Comparison between the shear strengths estimated by the strut-and-tie models and shear strength equations based on concrete plasticity

Fig. 7에 표현된 스트럿-타이 모델에 의한 전단강도와 홍성걸 등에 의해 제안된 전단강도식에 의한 강도 값이 Fig. 8에 비교되어 있다. 네 가지 파괴 메커니즘(S, F, A1, A2)에 근거한 전단강도 그래프가 그림에 포함되어 있는데, 전단경간비가 0.8 이하인 경우 지배적인 파괴 메커니즘은 전형적인 전단파괴 메커니즘(S)이며 이보다 전단경간비가 클 경우 휨파괴 메커니즘(F)이 지배적임을 알 수 있다. 따라서 균열제어를 위한 최소의 전단보강근만이 이용되었음에도 불구하고 전단경간비가 상당히 작은 경우가 아니면 전단파괴가 발생하기 어려울 수 있다. 그리고 고려된 두 가지 정착관련 파괴 메커니즘(A1, A2)에 의한 전단강도 값이 전단 혹은 휨 파괴

Table 2. Shear strengths of the representative specimen

Shear span (<i>a</i>) (in.)	Shear strength (kips)						(A)/(C)×100(%)	(B)/(C)×100(%)
	ACI 318-11(A)	CSA (A23.3-04)(B)	Proposed shear strength equations (C)					
			S	F	A1	A2		
40	948.7	933.0	1,097.5	1,558.0	1,906.7	2,045.1	86.4	85.0
80	532.5	569.6	820.1	667.7	1641.7	1,097.0	80.0	85.3
120	355.0	328.1	773.6	424.9	1,617.0	830.5	83.5	77.2

Fig. 9. Comparison between the shear strengths estimated by the shear strength equations based on concrete plasticity and old ACI building code

메커니즘(S, F)의 강도 값보다 훨씬 큰 것으로 보아 미국 콘크리트 학회 및 캐나다 표준 규격 협회의 설계기준에 근거한 깊은 보를 설계할 경우 정착파괴가 발생할 가능성은 거의 없음을 알 수 있다. 따라서 3.1 및 3.2 장에 소개된 깊은 보 단부의 정착과 관련된 이들 설계기준의 요구사항은 다소 과도한 것으로 판단된다. 표 2 및 Fig. 8의 결과에 의하면 제안된 전단강도식에 의한 강도와 스트럿-타이 모델에 근거한 현재 설계기준의 강도값의 비는 대략 80% 내외의 값을 보이고 있다. 제안된 전단강도식과 스트럿-타이 모델이 각각 콘크리트 소성학의 상한계 및 하한계 이론에 근거한 방법이라는 사실과 일치하는 결과이며, 스트럿-타이 모델에 근거한 현재 설계기준이 비교적 합리적인 설계를 제시함을 알 수 있다.

Fig. 9는 이전 미국 콘크리트 학회 설계기준(ACI Committee 318, 1999)에 의해 계산된 대표 시험체의 전단강도를 제안된 전단강도식에 의한 예측치와 비교한 그래프이다. 식 (12) 및 (13)으로 주어지는 전단강도의 제한치는 그림에 나타난 설계 전단(ACI shear) 및 휨강도(ACI flexure)보다 크기 때문에 그림에 포함되지 않았다. 그래프의 결과에 의하면 전단경간비가 1.25 이하인 경우 설계 전단강도식에 의해 전단강도가 결정되며 이보다 클 경우 설계 휨강도식에 의해 결정된다. 전단경간비가 클 경우 설계 휨강도식에 의해 비교적 정확하게 강도가 산정되나, 전단경간비가 작을 경우 이전 미국 콘크리트 학회의 전단강도식은 부재의 전단강도를 크게 저평가함을 알 수 있다. 이와 같은 문제점을 해결하기 위해 2002년 이후 콘크리트 설계기준에 스트럿-타이 모델을 이용한 접근방식이 도입되었음을 알 수 있다.

6. 결 론

본 연구에서 콘크리트 깊은 보 설계를 위한 미국 콘크리트 학회 및 캐나다 표준 규격 협회의 스트럿-타이 모델에 근거한 설계기준 그리고 이전 미국 콘크리트 학회의 설계기준을 콘크리트 소성학에 근거해 홍성걸 등에 의해 제안된 깊은 보의 전단강도식과 비교하였다. 서로 다른 형식을 지닌 여러

설계기준을 비교하기 위해 대표 시험체를 선택하여 각각의 기준에 의한 전단강도를 산정하였다. 본 연구의 주된 결론은 다음과 같다.

- 1) 미국 콘크리트 학회 및 캐나다 표준 규격 협회의 스트럿-타이 모델에 근거한 설계기준에 의해 결정된 전단강도는 콘크리트 소성학에 근거한 접근방식에 의한 강도의 약 80% 내외의 값을 보였으며, 스트럿-타이 모델이 하한계 이론에 근거한 접근방식임을 고려할 때 비교적 합리적인 설계를 제시하는 것으로 판단된다.
- 2) 단경간 스트럿-타이 모델에 근거해 설계된 대표 시험체에 균열제어만을 위한 최소 전단보강근이 사용되었음에도 불구하고 전단경간이 약 0.8 보다 작은 경우에만 대표 시험체의 전단파괴가 발생할 수 있는 것으로 나타났다. 이는 현재 미국 콘크리트 학회 및 캐나다 표준 규격 협회의 설계기준이 충분히 보수적임을 보여준다.
- 3) 소성학에 근거한 전단강도식에 의한 대표 시험체의 전단강도 예측치를 보면 깊은 보 단부의 정착파괴가 무척 일어나기 힘든 것으로 나타나며, 이로부터 미국 콘크리트 학회 및 캐나다 표준 규격 협회의 깊은 보 단부의 정착길이에 대한 규정은 다소 과도한 것으로 판단된다.
- 4) 이전 미국 콘크리트 학회의 깊은 보의 설계 전단강도식은 전단경간비가 작은 경우 부재의 전단강도를 크게 저평가하여 정확성이 많이 떨어지는 것으로 나타났다.

감사의 글

이 논문은 2012년도 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 신진연구사업임(2011-0011078).

References

- ACI Committee 318 (1999) Building code requirements for structural concrete (ACI 318-99) and commentary, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, p. 369.
- ACI Committee 318 (2011) Building code requirements for structural concrete (ACI 318-11) and commentary, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, p. 465.
- ACI Subcommittee 445-1 (2002) Examples for the design of structural concrete with strut-and-tie models, Karl-Heinz Reineck, editor, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, p. 242.
- CSA A23.3-04 (2004) Design of concrete structures, Canadian Standards Association, Muktha Tumkur, pp. 214.
- Eom, T.-S. and Park, H.-G. (2010) Secant stiffness method for inelastic design of strut-and-tie model, *ACI Structural Journal*, Vol. 107, No. 6, pp. 689-698.
- Hong, S.-G. and Ha, T. (2012) Effective capacity of diagonal strut for shear strength of reinforced concrete beams without shear reinforcement, *ACI Structural Journal*, Vol. 109, No. 2, pp. 139-148.
- Hong, S.-G., Kim, D.-J., Kim, S.-Y., and Kim, Hong N. (2002) Shear strength of reinforced concrete deep beams with end anchorage failure, *ACI Structural Journal*, Vol. 99, No. 1, pp. 12-22.

Hong, S.-G., Lee, S.-G. and Kang, T.H.-K. (2011) Deformation-based strut-and-tie model for internal joints of frames subject to load reversal, *ACI Structural Journal*, Vol. 108, No. 4, pp. 423-433.

Nielsen, M.P. (1998) Limit analysis and concrete plasticity, CRC press LLC, p. 908.

Tjhin, T.N. and Kuchma, D.A. (2007) Integrated analysis and design tool for the strut-and-tie method, *Engineering Structures*, Vol. 29, No. 11, pp. 3042-3052.

Yun, Y.M. (2006) Strength of two-dimensional nodal zones in strut-tie, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 132, No. 11, pp. 1764-1783.

© Received December 30, 2012

© Revised January 8, 2013

© Accepted January 29, 2013