철근콘크리트 코벨의 부정정 스트럿-타이 모델 및 하중분배율

채현수* · 윤영묵**

Chae, Hyun Soo*, Yun, Young Mook**

An Indeterminate Strut-Tie Model and Load Distribution Ratio for Reinforced Concrete Corbels

ABSTRACT

The ultimate behavior of reinforced concrete corbel is complicated due to the primary design variables including the shear span-to-effective depth ratio a/d , flexural reinforcement ratio, load condition, and material properties. In this study, a simple indeterminate strut-tie model reflecting all characteristics of the ultimate strength and complicated structural behavior is proposed for the design of the reinforced concrete corbels with shear span-to-effective depth ratio of $a/d \leq 1$. A load distribution ratio, defined as the fraction of applied load transferred by horizontal truss mechanism, is also proposed to help structural designers perform the design of reinforced concrete corbels by using the strut-tie model approaches of current design codes. For the development of the load distribution ratio, numerous material nonlinear finite element analyses of the proposed indeterminate strut-tie model were conducted by changing primary design variables. The ultimate strengths of reinforced concrete corbels tested to failure were evaluated by incorporating the proposed strut-tie model and load distribution ratio into the ACI 318-11's strut-tie model method. The validity of the proposed model and load distribution ratio was examined by comparing the strength analysis results with those by the ACI 318-11's conventional design method and strut-tie model methods of current design codes.

Key words : Reinforced concrete, Corbel, Strut-tie model, Load distribution ratio

초 록

철근콘크리트 코벨의 파괴거동은 코벨의 전단경간비 및 주인장 철근비를 포함한 여러 변수들로 인해 복잡하다. 이 논문에서는 철근콘크리트 코벨의 강도 및 거동 특성을 논리적이고 합리적인 방법으로 반영하여 전단경간비가 1.0 이하인 철근콘크리트 코벨을 설계할 수 있는 단순한 형태의 1차 부정정 트러스 구조의 스트럿-타이 모델을 제안하였다. 또한 부정정 스트럿-타이 모델을 정정 트러스 구조의 스트럿-타이 모델로 변환시켜 현행 스트럿-타이 모델 설계기준에 의한 코벨의 설계를 가능하게 하는 하중분배율을 제안하였다. 하중분배율 결정 시 스트럿과 타이의 재료적 비선형 거동을 고려할 수 있는 부정정 스트럿-타이 모델의 비탄성 구조해석을 통해 철근콘크리트 코벨의 강도 및 거동을 지배하는 전단경간비, 주인장 철근비, 수직하중에 대한 수평하중의 비, 그리고 콘크리트의 압축강도 등의 주요설계변수들의 영향을 반영하였다. 이 연구에서 제안한 부정정 스트럿-타이 모델 및 하중분배율의 적합성을 검증하기 위해 파괴실험이 수행된 다수의 철근콘크리트 코벨의 극한강도를 평가하였으며, 그 결과를 ACI 318-11의 전통적인 설계기준 및 정정 트러스 구조의 스트럿-타이 모델을 기반으로 하는 현행 주요 설계기준의 스트럿-타이 모델 방법에 의한 평가결과와 비교분석하였다.

검색어 : 철근콘크리트, 코벨, 스트럿-타이 모델, 하중분배율

* 정회원 · 경북대학교 건축토목공학부 박사후연구원 (Kyungpook National University · hschae11@knu.ac.kr)

** 정회원 · 교신저자 · 경북대학교 건축토목공학부 교수 (Corresponding Author · Kyungpook National University · yymyun@knu.ac.kr)

Received February 17, 2013/ revised June 18, 2013/ accepted December 6, 2013

1. 서론

철근콘크리트 코벨은 주로 보나 거더를 지지하기 위하여 프리캐스트 콘크리트 구조물의 건설에 널리 사용되고 있으며, 따라서 합리적인 코벨 설계의 중요성이 점점 증대되고 있다. 근래까지 철근콘크리트 코벨에 관한 많은 실험연구가 수행되어 왔으며(Kriz and Raths, 1965; Mattock et al., 1976; Fattuhi and Hughes, 1989; Fattuhi, 1994; Yong and Balaguru, 1994; Foster et al., 1996; Campione, 2009), 이러한 연구를 통해 철근콘크리트 코벨의 강도는 전단시간대 유효깊이의 비, 콘크리트의 압축강도, 철근의 배근형태와 배근량, 그리고 코벨의 형상 등 다양한 변수들의 영향을 받는 것으로 밝혀졌다. 뿐만 아니라 철근콘크리트 코벨은 주인장 철근의 항복에 의한 파괴, 콘크리트 스트럿의 압축에 의한 파괴, 기동면의 균열에 의한 전단마찰파괴, 그리고 하중판 아래의 지압파괴 등 여러 가지 형상의 파괴형태를 보이는 것으로 밝혀졌다.

최근까지 다양한 설계변수들의 영향과 여러 파괴메커니즘을 반영한 철근콘크리트 코벨의 합리적 설계를 위하여 소성론(Jensen, 1979; 1982), 전단마찰 모델(Kriz and Raths, 1965; Mast, 1968; Hermansen and Cowan, 1974; Shaikh, 1978; ACI 318-11, 2011), 그리고 트러스 유사법 및 스트럿-타이 모델 방법(Hagberg, 1983; Rogowsky and MacGregor, 1983; Solanki and Sabnis, 1987; Hwang et al., 2000; Ali and White, 2001; Russo et al., 2006; Yun et al., 2007; Campione, 2009) 등이 제안되었다. 그 중 현행 세계 주요 설계기준(CSA, 2004; EC2, 2004; FIB, 2010; AASHTO, 2010; ACI 318-11, 2011; 콘크리트구조기준, 2012)에서 채택하고 있는 스트럿-타이 모델 방법은 설계자로 하여금 응력교란영역을 갖는 콘크리트 구조부재 내부의 힘의 전달경로에 대한 이해를 높여 익숙하지 않는 설계조건을 다루는 능력을 향상시키며 콘크리트 구조부재의 실제의 극한상태 거동에 기초한 설계를 가능하게 하는 것으로 알려져 있다. 그러나 현행 스트럿-타이 모델 설계기준은 스트럿-타이 모델의 기본개념 및 구성요소의 강도 정도만을 소개하고 있을 뿐 설계를 위한 스트럿-타이 모델의 선정과 관련한 구체적이며 실용적인 기준을 제시하지 못하고 있다. 따라서 설계를 위한 스트럿-타이 모델을 설계자의 경험과 주관적인 판단에 따라 선정해야 한다. 이는 동일한 설계영역에 대하여 설계자에 따라 매우 상이한 설계결과를 유발할 수 있으며, 또한 구조물의 거동 및 하중전달 메커니즘에 대한 설계자의 이해가 부족할 경우 설계결과에 신뢰도를 크게 감소시킬 수 있다. 뿐만 아니라 구조해석의 간편성을 위하여 스트럿-타이 모델을 일반적으로 정정 트러스 구조로 이상화하는데, 이는 콘크리트 구조부재 내의 복잡한 힘의 흐름을 지나치게 단순화함으로써 구조부재의 복잡한 파괴거동 및 강도특성을 설계 시 적합하게 반영하지 못할 뿐 아니라 철근 타이의

효율적인 배치를 제한할 수 있다.

이 연구에서는 현행 세계 주요 스트럿-타이 모델 설계기준의 실용적 측면에서의 한계점을 극복하고 철근콘크리트 코벨의 파괴 거동 및 강도특성을 적합하게 반영하여 전단경간비가 1.0 이하인 철근콘크리트 코벨을 합리적으로 설계할 수 있는 단순한 형태의 1차 부정정 트러스 구조의 스트럿-타이 모델(이하 부정정 스트럿-타이 모델)을 제안하였다. 또한 제안한 부정정 스트럿-타이 모델을 정정 트러스 구조의 스트럿-타이 모델로 변환시켜 현 스트럿-타이 모델 설계기준의 활용을 가능하게 하는 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율을 제안하였다. 제안한 철근콘크리트 코벨의 부정정 스트럿-타이 모델 및 그 하중분배율의 적합성을 검증하기 위해 파괴실험이 수행된 다수의 철근콘크리트 코벨 시험체의 극한강도를 이 연구의 방법으로 평가하였으며, 그 결과를 ACI 318-11 (2011)의 전통적인 설계기준 및 EC2 (2004), FIB (2010), AASHTO (2010), ACI 318-11 (2011) 등의 스트럿-타이 모델 설계기준에 의한 결과와 비교하였다.

2. 철근콘크리트 코벨의 부정정 스트럿-타이 모델 및 하중분배율

2.1 부정정 스트럿-타이 모델

스트럿-타이 모델 설계에 있어서 가장 중요한 것은 콘크리트 구조부재의 하중전달 메커니즘을 적절히 반영할 수 있는 스트럿-타이 모델을 형성하는 것이다. 그러나 철근콘크리트 코벨이 하중 및 기하학적인 불연속부를 갖는 대표적인 응력교란영역을 갖는 구조부재임에도 불구하고 현행 스트럿-타이 모델 설계기준은 철근 콘크리트 코벨의 실무 설계를 위한 최적의 스트럿-타이 모델을 제안하고 있지 않다. Collins and Mitchell (2001), Wight et al. (2011), Nawy et al. (2011) 등의 문헌을 비롯한 최근의 여러 철근콘크리트 관련문헌은 코벨의 하중점과 기동을 하나의 스트럿으로 연결한 Fig. 1(a)와 같은 아치 메커니즘의 스트럿-타이 모델을 소개하였으며, Yun and Ramirez (1994) 및 한국콘크리트학회 (2013)는 코벨의 설계 시 전단마찰개념을 반영할 수 있는 Fig. 1(b)와 같은 수평 트러스 메커니즘의 스트럿-타이 모델을 소개하였다. 이 연구에서는 철근콘크리트 코벨의 전단경간비가 $a/d \leq 1.0$ 인 범위에서 철근콘크리트 코벨의 주인장 철근의 항복에 의한 파괴, 콘크리트 스트럿의 압축에 의한 파괴, 기동면의 균열에 의한 전단마찰파괴, 기동부의 휨압축 파괴, 그리고 하중판 아래의 지압파괴 등 선행 실험연구에서 나타난 모든 파괴형태를 반영할 수 있는 Fig. 1(c)와 같은 스트럿-타이 모델을 제안하였다. 제안한 모델은 Fig. 1(a)의 아치 메커니즘의 스트럿-타이 모델과 Fig. 1(b)의 수평 트러스 메커니즘의 스트럿-타이 모델을 조합한 1차 부정정

Fig. 1. Strut-Tie Models for Reinforced Concrete Corbels

트러스 구조의 스트럿-타이 모델이다.

2.2 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율

Figs. 1(a) and 1(b)의 스트럿-타이 모델은 정정 트러스 구조의 모델로서, 각 모델의 스트럿과 타이의 단면력은 각 스트럿 및 타이의 강성에 관계없이 일정하나, Fig. 1(c)의 부정정 스트럿-타이 모델의 스트럿과 타이의 단면력은 각 스트럿 및 타이의 강성에 따라 달라진다. 따라서 부정정 스트럿-타이 모델을 이용한 철근콘크리트 코벨의 설계 시 부정정 스트럿-타이 모델의 각 스트럿 및 타이의 축강성을 적합하게 결정해야 한다. 이 연구에서는 부정정 스트럿-타이 모델의 각 스트럿 및 타이의 축강성은 다음의 단계를 갖는 일반적인 시산법을 통해 결정하였다. **단계 1:** 각 스트럿 및 타이의 축강성을 가정한다. **단계 2:** 부정정 스트럿-타이 모델에 대한 구조해석을 수행하여 각 스트럿 및 타이의 단면력을 구한다. **단계 3:** 각 단면력을 스트럿 및 타이의 유효강도로 나누어 스트럿 및 타이의 단면적을 결정한다. 결정한 단면적에 콘크리트 및 철근의 탄성계수를 곱하여 스트럿 및 타이의 축강성을 결정한다. **단계 4:** 단계 3에서 결정한 축강성과 단계 1에서 가정한 축강성의 차이가 일정 범위 내에 들어오지 않으면 단계 1로 되돌아간다.

부정정 스트럿-타이 모델에 대한 반복적인 구조해석을 필요로 하는 위의 축강성 결정과정은, 이를 위한 프로그램이 제공되지 않는 한 효율적이지 못하다. 이에 이 연구에서는 Fig. 1(c)의 부정정 스트럿-타이 모델을 정정 트러스 구조의 스트럿-타이 모델로 변환시켜 철근콘크리트 코벨의 스트럿-타이 모델 해석 및 설계를 스트럿 및 타이의 축강성과 무관하게 수행할 수 있는 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율을 제안하였다. 제안한 하중분배율은 코벨의 수직하중 P 에 대한 수평 타이 E가 받는 단면력의 비 F_E/P 로

Fig. 2. Algorithm for Load Distribution Ratio of Corbel's Indeterminate Strut-Tie Model

정의하였으며, 철근콘크리트 코벨의 강도 및 파괴거동에 지배적인 영향을 미치는 전단경간비 a/d , 주인장 철근비 ρ , 콘크리트의 압축강도 f_{ck} , 그리고 수직하중에 대한 수평하중의 비 N_u/P 등의 주요설계변수를 포함하였다. Fig. 2는 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율 결정 알고리즘을 보인 것이다. 알고리즘에 포함된 주된 개념은 코벨의 부정정 스트럿-타이 모델이 받을 수 있는 가장 큰 수직하중을 찾고, 이 하중에 대한 부정정 스트럿-타이 모델의 재료비선형 해석을 통해 극한상태에서의 수평 타이 E의 단면력을

찾는 것이다. 알고리즘의 주요 단계에 대한 부연설명은 다음과 같다.

단계 1: 임의 설계조건을 갖는 철근콘크리트 코벨의 부정정 스트럿-타이 모델에 최대수직하중을 가정하여 작용시킨다. 가정한 최대수직하중이 부정정 스트럿-타이 모델이 받을 수 있는 참된 최대수직하중인지 판단하기 위해 우선적으로 Fig. 1(c)의 콘크리트 스트럿 B, C, D, F, G의 최대단면적을 정의해야 한다. 이를 위해 먼저 가정한 최대수직하중 P 에 대한 하중판의 폭 $l_{b,1}$ 및 기둥부 스트럿의 단면력 R 에 대한 절점 2의 CCC 절점영역의 수평폭을 ACI 318-11 설계기준서의 절점영역의 유효강도를 만족하는 값을 가지는 것으로 결정한다.

$$l_{b,1(or 2)} = \frac{P(or R)}{0.85\beta_n f_{ck} b} \quad (1)$$

여기서, b 는 코벨의 폭이며, β_n 은 절점영역의 유효강도계수이다. Fig. 1(c)의 절점 1 및 2는 각각 CCT 및 CCC 절점영역에 해당하므로 β_n 의 값을 각각 0.8 및 1.0을 취한다. 여기서 CCC 절점영역은 타이가 없이 스트럿 또는 지지판에 의해 형성된 절점영역을 의미하며, CCT 절점영역은 하나의 타이가 연결된 절점영역을 의미한다. 기둥부의 압축영역에 위치한 수평 스트럿 H의 단면적은 Eq. (2)와 같이 등가응력블록의 깊이 $\beta_1 c$ 에 코벨의 폭 b 를 곱한 값으로 취한다.

$$A_{Hstrut} = (\beta_1 c)b = \frac{f_y A_s}{0.85f_{ck}} \quad (2)$$

여기서, β_1 는 등가응력블록에 대한 계수, c 는 코벨의 압축단으로부터 중립축까지의 거리, 그리고 A_s 는 주인장 철근량 즉 타이 A의 단면적 ($A_{Atie} = \rho b d$, ρ =주인장 철근비, d =코벨의 유효깊이)를 의미한다. 코벨의 폭 b 가 일정하다면 전단경간 내에 있는 모든 스트럿의 최대단면적은 각 스트럿이 취할 수 있는 최대단면폭에 코벨의 폭을 곱한 값으로 취한다. Fig. 1(c)의 스트럿 B 및 G의 최대단면폭은 하중판의 폭 $l_{b,1}$ 및 기둥부 스트럿의 단면력 R 에 대한 CCC 절점영역의 수평폭 $l_{b,2}$ 으로 취하며, 전단경간 내에 있는 각 스트럿의 최대단면폭은 각 스트럿과 연결된 절점영역 경계면의 폭으로부터 다음과 같이 결정한다.

$$w_{Cstrut} = w_{Atie} \cos\theta_2 + l_{b,1} \sin\theta_2 \quad (3)$$

$$w_{Dstrut} = \min(w_{Hstrut} \cos\theta_1 + l_{b,2} \sin\theta_1, w_{Atie} \cos\theta_1 + l_{b,1} \sin\theta_1) \quad (4)$$

$$w_{Fstrut} = w_{Hstrut} \cos\theta_2 + l_{b,2} \sin\theta_2 \quad (5)$$

여기서, w_{Atie} 는 주인장 철근의 도심으로부터 코벨의 상연단까지의 거리(일반적으로 주인장 철근의 피복두께로 간주함)의 두 배인 타이 A의 유효폭, w_{Hstrut} 는 CCC 절점영역의 수직경계면의 높이인 스트럿 H의 폭을, 그리고 θ_1 및 θ_2 는 Fig. 1(c)에서 정의한바와 같이 스트럿 D 및 F가 수평과 이루는 각을 의미한다. 가정한 최대수직하중 하에서 스트럿 D의 최대단면폭 w_{Dstrut} 은 절점 3 및 4에 해당하는 CCT 절점영역의 면적과 중첩될 수 없다. Fig. 3은 스트럿과 타이의 최대단면폭을 도식화한 것이다.

단계 2: 스트럿과 타이의 유효강도는 이들 요소의 단면력, 스트럿-타이 모델의 기하학적 적합조건 만족여부, 그리고 절점영역의 강도조건 만족여부 등에 직접적인 영향을 미친다. 철근 타이의 유효강도는 철근의 항복강도로 취할 수 있다. 그러나 콘크리트 스트럿의 유효강도는 스트럿이 위치한 곳의 응력 및 변형률 상태, 스트럿의 축방향 길이, 철근에 의한 콘크리트 스트럿의 구속의 정도 등을 비롯한 많은 요인에 따라 달라진다. 이 연구에서는 2차원 콘크리트 스트럿의 유효강도를 모든 경우의 스트럿-타이 모델에서 가장 정확하게 결정할 수 있는 것으로 알려진 Yun (2005)의 방법으로 콘크리트 스트럿의 유효강도를 결정한다. 이 방법의 적용을 위하여 철근콘크리트 코벨을 2차원 무근콘크리트의 평면응력 유한요소로 모델링하여 선형탄성 유한요소해석을 수행한다.

단계 3: 단위 축강성을 갖는 요소로 구성된 부정정 스트럿-타이 모델에 대해 선형탄성 유한요소해석을 수행하여 압축과 인장을 받는 요소를 결정한다. 압축을 받는 요소는 콘크리트 스트럿으로,

Fig. 3. Maximum Provided Cross-sectional Areas of Concrete Struts

인장을 받는 요소는 철근 타이로 정한 후, 각 콘크리트 스트럿 및 타이의 탄성계수 및 유효강도를 입력한다. 각 스트럿 및 타이의 단면적을 단위 값으로 가정한 후, 각 스트럿과 타이의 축강성을 단위강성에서 탄성계수 값에 단위 값이 곱해진 값으로 가정한다. 이후 부정정 스트럿-타이 모델의 선형탄성 유한요소해석을 수행하여 각 스트럿과 타이의 단면력을 구하고, 그 단면력을 유효강도로 나누어 각 스트럿 및 타이의 단면적과 축강성을 결정한다. 가정한 스트럿과 타이의 축강성과 구조해석 후의 스트럿과 타이의 축강성의 차이가 일정 범위 내에 들어올 때까지 부정정 스트럿-타이 모델의 유한요소해석을 반복적으로 수행한다. 마지막 유한요소해석 단계에서의 스트럿과 타이의 단면적을 스트럿과 타이의 필요한 단면적으로 취한다.

단계 4: 각 스트럿과 타이의 재료특성 값을 이용하여 각 콘크리트 스트럿 및 철근 타이의 재료구성모델을 정의하고, 각 스트럿 및 타이의 접선탄성계수를 각 재료구성모델로부터 구하여 부정정 스트럿-타이 모델의 선형비탄성 유한요소해석을 수행한다. 콘크리트 스트럿의 접선탄성계수 E_c^t 는 Pang and Hsu (1995)의 응력-변형률식을 콘크리트 스트럿의 중변형률을 $d\epsilon_c$ 로 미분하여 얻은 다음의 식으로부터 구한다.

$$E_c^t = E_c \left[1 - \frac{\epsilon_c}{\zeta \epsilon_o} \right] \quad \text{for } \epsilon_c / \zeta \epsilon_o \leq 1$$

$$E_c^t = -E_c \left[\frac{(\epsilon_c / \zeta \epsilon_o - 1)}{(2/\zeta - 1)^2} \right] \quad \text{for } \epsilon_c / \zeta \epsilon_o > 1$$
(6)

여기서, ϵ_c 는 각 콘크리트 스트럿의 압축변형률을, $\epsilon_o (= 2f_{ck}/E_c)$ 는 콘크리트의 압축강도에 해당하는 압축변형률을, 그리고 E_c 는 콘크리트의 탄성계수이다. 또한 ζ 는 콘크리트 스트럿의 연화계수로서, 이 연구에서는 단계 2에서 결정한 콘크리트 스트럿의 유효강도를 콘크리트의 압축강도로 나눈 값인 콘크리트 스트럿의 유효강도계수로 취한다. 철근 타이의 접선탄성계수 E_s^t 로는 철근을 탄상-완전소성의 응력-변형률 관계를 갖는 재료로 가정하여 철근 타이의 항복응력 f_y 에 도달하기 전까지는 철근의 탄성계수 E_s 를, 항복응력 도달 이후에는 탄성계수의 $0.001E_s$ 를 취한다.

단계 5: 이전의 부정정 스트럿-타이 모델의 각 철근 타이의 단면력과 현재의 각 단면력의 차이가 일정 범위 내에 들어오는지 확인한다. 일정 범위 내에 들어오지 않을 경우 단계 2로 되돌아가 각 철근 타이의 단면력을 구속력으로 치환하여 단계 1에서 가정한 최대수직하중과 더불어 외부하중으로 2차원 무근콘크리트 평면응력 유한요소모델에 작용시킨다. 각 철근 타이의 단면력의 차가 일정 범위 내에 들어올 경우 단계 3에서 결정한 각 스트럿의 필요한 단면적과 단계 1에서 정의한 각 스트럿의 최대단면적의 차이가 일정

범위 내에 들어오는지 확인한다. 그 차이가 일정 범위 내에 들어올 경우 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율을 Fig. 2의 마지막과 같이 정의하고, 그렇지 않을 경우 최대수직하중을 수정하여 단계 1로 되돌아간다.

Fig. 2의 하중분배율 결정 알고리즘에 따라 Fig. 1(c)의 수평 타이 E가 받는 단면력의 비 F_E/P , 즉 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율을 전단경간비 a/d , 보의 최소 휨철근비에 대한 주인장 철근비 ρ/ρ_{min} ($\rho_{min} = 0.04 \times f_{ck}/f_y$), 콘크리트 압축강도(f_{ck}) 등이 각각 0.2~1.0, 1.0~5.0, 20~70MPa의 범위를 갖는 Fig. 4와 같은 철근콘크리트 코벨의 수치해석모델을 이용하여 결정하였다. Fig. 5는 전단경간비 a/d , 주인장 철근비 ρ , 콘크리트의 압축강도 f_{ck} , 그리고 수직하중에 대한 수평하중의 비 N_u/P 등의 주요설계변수에 따른 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율의 일부를 보인 것이다. Fig. 5의 전단경간비에 따른 하중분배율의 변화 경향은 Chae (2012)가 제안한 전단경간비가 작은 단순지지 철근콘크리트 깊은 보의 설계를 위한 수평 복합 메커니즘의 부정정 스트럿-타이 모델에서 나타나는 것과 매우 유사하다. Fig. 5는 작용하중에 대한 수평 타이 E의 단면력의 비를 의미하며, 수평 트러스 메커니즘의 하중분배율은 Fig. 5의 하중분배율에 $\tan \theta_1$ 을 곱한 값이다. 전단경간비가 작아질수록 수평 트러스 메커니즘이 부담하는 하중의 비가 커지는 것으로 나타났다. 이는 전단경간비가 작을 경우에는 수평 타이의 길이가 작아져 수평 트러스 메커니즘이 아치 메커니즘의 스트럿과 거의 유사한 각도를 가지는 병모양 스트럿의 형태가 되어, 아치 메커니즘의 스트럿보다 큰 하중을 부담하기 때문이다. 전단경간비가 커질수록 수평 트러스 메커니즘의 하중분배율이 감소하는 것은 수평 트러스 메커니즘이 트러스 메커니즘으로 작용함

Fig. 4. Numerical Analysis Model of Corbel for Determining of Load Distribution Ratio

Fig. 5. Load Distribution Ratio of Corbel Associated with Primary Design Variables

으로서, 아치 메커니즘을 구성하는 스트럿이 큰 하중을 부담하기 때문이다.

이 연구에서는 Fig. 5와 같은 주요설계변수에 따른 하중분배율의 변화를 정확하게 묘사할 수 있는 다음의 하중분배율 식 $\alpha (= F_E/P \times 100, \%)$ 를 곡선조정을 통해 개발, 제안하였다.

$$\alpha(\%) = \beta(a/d - \eta)^2 + \gamma \quad (7)$$

여기서, η , β , γ 는 철근콘크리트 코벨의 주요설계변수에 따른 하중분배율의 변화를 고려하는 변수로서 Eq. (8a)와 같이 정의하였다. Eq. (8a)를 유도한 과정은 다음과 같다. 우선 Fig. 5의 그래프를 두 부분으로 나눈 후 식의 기본형태를 Eq. (7)과 같이 결정하였다. Eq. (7)을 결정한 후 설계변수 값을 변화시키면서 설계변수에 따라 하중분배율 값을 대변할 수 있는 계수 값을 모두 찾은 후, 그 계수 값을 대변할 수 있는 Eq. (8a)를 결정하였다. Eq. (8a)를 결정하기 위해 주요설계변수를 하나씩 변화시키면서 각각의 변수에 따른 계수 값의 변화를 추세선(회귀분석)을 통해 식으로 표현한 후, 그 식들을 하나의 식으로 합친 후 간단히 조정하였다.

$$\beta = \begin{cases} -92 + 32k_n + (11 - 10k_n)\rho/\rho_{\min} - (0.3 + 0.5k_n)f_{ck} & \text{for } a/d \leq \eta \\ -25 + 3\rho/\rho_{\min} - (2 - 0.1f_{ck})k_n & \text{for } a/d > \eta \end{cases}$$

$$\eta = 0.36 + 0.08k_n + 0.02(1 - k_n)\rho/\rho_{\min} + 0.002(1 + k_n)f_{ck}$$

$$\gamma = 18.9 + 2.1k_n - (0.2 + 0.1k_n)\rho/\rho_{\min} + 0.13f_{ck} \quad (8a)$$

Fig. 6. Comparison of Load Distribution Ratios determined by Algorithm of Fig. 2 and Proposed Equation

일반적으로 철근콘크리트 코벨의 설계 시 수평하중을 수직하중의 20%로 가정하므로, 수직하중에 대한 수평하중의 비 k_n 을 0.2로 취하면, Eq. (8a)의 계수 β , η , γ 는 다음과 같이 간략해진다.

$$\beta = \begin{cases} -85.6 + 9\rho/\rho_{\min} - 0.4f_{ck} & \text{for } a/d \leq \eta \\ -25.4 + 3\rho/\rho_{\min} + 0.02f_{ck} & \text{for } a/d > \eta \end{cases} \quad (8b)$$

$$\eta = 0.376 + 0.016\rho/\rho_{\min} + 0.0024f_{ck}$$

$$\gamma = 19.32 - 0.22\rho/\rho_{\min} + 0.13f_{ck}$$

위 식에서, f_{ck} 는 콘크리트의 압축강도를, $\rho (= A_s/bd)$, A_s =주인

장 철근의 단면적, b =코벨의 폭, d =유효깊이)는 주인장 철근비율, $k_n(=N_u/P)$ 는 코벨에 작용하는 수직력에 대한 수평력의 비율, 그리고 $\rho_{\min}(=1.4bd/f_y, f_y$ =주인장 철근의 항복강도)은 주인장 철근의 최소철근비이다. Fig. 6은 Eqs. (7) and (8)을 이용하여 계산한 하중분배율과 Fig. 2의 하중분배율 결정 알고리즘 및 부정정 스트럿-타이 모델의 비탄성 구조해석을 통해 결정한 하중분배율을 비교한 것으로, 제안한 식에 의한 하중분배율은 부정정 스트럿-타이 모델의 비탄성 구조해석에 의해 결정한 하중분배율과 유사함을 알 수 있다. 이 연구의 하중분배율은 부정정 스트럿-타이 모델을 정정 트러스 구조화하여 힘 평형조건으로 스트럿-타이 모델 구성요소의 단면력을 결정할 수 있는 기준을 제공하며, 또한 제안한 하중분배율을 현행 스트럿-타이 모델 설계기준에 도입하면 Fig. 1(c)와 같은 부정정 스트럿-타이 모델을 이용하여 철근콘크리트 코벨의 설계를 가능하게 함과 동시에 철근콘크리트 코벨의 강도 및 거동을 지배하는 주요설계변수들의 영향을 설계에 직접적으로 반영할 수 있다.

3. 철근콘크리트 코벨의 극한강도 평가

이 연구에서는 Kriz and Rath (1965), Mattock et al. (1976), 그리고 Foster et al. (1996) 등에 의해 파괴실험이 수행된 243개의 철근콘크리트 코벨의 극한강도를 Fig. 1(a)의 아치 메커니즘의 스트럿-타이 모델을 이용하여 평가하였으며, 수직하중에 대한 수평하중의 비가 큰 경우를 제외한 230개 코벨의 극한강도를 현행 ACI 318-11 (2011)의 전통적인 설계기준으로 평가하였다. 또한 243개 중 수평전단철근이 배치된 60개 코벨에 대하여 Figs. 1(b) and 1(c)의 수평 트러스 및 복합 메커니즘의 스트럿-타이 모델을 이용하여 극한강도를 평가하였다. 각 방법에 의한 극한강도 평가결과의 비교분석을 통해 이 연구에서 제안한 부정정 스트럿-타이 모델 및 하중분배율 식의 적합성을 검토하였다. 철근콘크리트 코벨의 간략한 제원 및 주요 설계변수의 범위는 Table 1과 같으며, 각 코벨의 실험장치, 철근배치 형태, 그리고 기타 상세한 정보는 각 참고문헌에 수록되어있다.

3.1 ACI 318-11의 기존 설계기준

ACI 318-11 (2011) 설계기준은 철근콘크리트 코벨의 전단경간비 a/d 가 1보다 작고 지압면 외단의 깊이가 $0.5d$ 이상일 때만 적용가능하다고 명시하고 있으며, 철근콘크리트 코벨에 작용하는 전단력 V_u , 모멘트 $M_u = V_u a + N_u (h - d)$, 그리고 수평인장력 N_u 등을 저항하기 위한 전단마찰 철근량 A_{vf} , 휨 철근량 A_f , 그리고 수평인장 철근량 A_n 을 각각 제시하고 있다. 이 연구에서는 코벨 시험체의 전단강도를 설계기준의 전단마찰파괴, 주 인장철근의 항복, 그리고 휨파괴 등과 관련한 다음의 Eq. (9)와 공칭전단강도 V_n 은 $0.2f_{ck}b_w d$ 또는 $5.6b_w d$ 보다 작아야한다는 규정을 적용하여 평가하였다.

$$V_u = \min. \{ \phi A_{vf} f_{vy} \mu, \phi A_s f_y j d / a, [M_u - N_u (h - d)] / a \} \quad (9)$$

여기서, ϕ , f_{vy} , f_y , 그리고 $\mu(=1.4)$ 는 각각 강도감소계수(전단강도 평가 시 1.0으로 취하였음), 전단마찰철근의 항복강도, 주인장철근의 항복강도, 그리고 마찰계수를 나타내며, $A_{vf} f_{vy}$, $j d$, 그리고 M_u 는 다음의 Eqs. (10)~(12)로부터 구하였다.

$$A_{vf} f_{vy} = A_s f_y - \frac{N_u}{\phi} + A_h f_{vy} \quad (10)$$

$$j d = d - \frac{1}{2} \left(\frac{\phi A_s f_y + \phi A_h f_{vy} - N_u}{0.85 f_{ck} b} \right) \quad (11)$$

$$M_u = \phi A_s f_y j d \quad (12)$$

3.2 아치 및 수평 트러스 메커니즘의 정정 스트럿-타이 모델에 의한 평가

Figs. 1(a) and 1(b)의 정정 스트럿-타이 모델을 이용한 철근콘크리트 코벨의 극한강도 평가과정을 전단경간비 a/d 가 0.34인 Fig. 7의 기하학적 형상 및 배근상세를 갖는 Foster et al. (1996)의 고강도 콘크리트 코벨 SA1를 대상으로 소개하였다. 이 코벨의

Table 1. Specification of Reinforced Concrete Corbels tested to Failure

Investigators	No. of Corbels	b (mm)	c (mm)	d (mm)	h (mm)	f_{ck} (MPa)	f_y (MPa)	a/d	$\rho/\rho_{\min}$
Kriz & Rath (1965)	185	203-406	152-610	307-1059	457-660	16.9-42.2	293-498	0.11-0.62	0.601-6.675
Mattock et al. (1976)	28	152	152-330	221-231	254	23.8-30.7	321-447	0.22-1.02	2.956-9.615
Foster et al. (1996)	30	125-150	300-550	450-740	600-800	45.0-105.0	415-495	0.30-1.00	0.678-8.189
Total	243	125-406	152-610	221-1059	254-800	16.9-105.0	293-495	0.11-1.02	0.05-1.02

b, c, d, h: width, overhanging length, effective depth, height; f_{ck} : compressive strength of concrete; f_y : yield strength of steel; a/d: shea span-to-effective depth ratio; ρ : flexural reinforcement ratio; $\rho_{\min}$: minimum flexural reinforcement ratio

콘크리트의 압축강도 f_{ck} 는 87.0MPa이며, 휨철근 및 수평 전단철근의 항복강도 f_y 는 각각 430 및 420MPa이다. 또한 이 코벨의 재하판 폭은 100mm이다.

코벨 SA1의 극한강도 평가를 위한 정정 스트럿-타이 모델은 Figs. 8(a) and 8(b)와 같이 선정하였다. 스트럿-타이 모델의 상부의 수평 철근 타이의 위치는 휨철근의 도심과 같게 하였으며, 하부의

Fig. 7. Geometrical Shape and Rebar Details of Corbel SA1

수평 콘크리트 스트럿의 위치는 이 스트럿이 단면폭이 등가응력블럭의 깊이($=\beta_1 c$, β_1 =등가응력블럭의 깊이와 중립축 c 와의 비, c =절점 1의 위치에서 휨철근의 변형률이 항복변형률과 같으며 절점 2의 위치에서 콘크리트의 변형률이 0.003과 같다는 가정 하에서 구한 절점 2로부터 중립축까지의 거리)와 같다는 가정 하에서 결정하였다. 하부의 수직 콘크리트 스트럿의 위치는 절점 2의 수평좌표에 좌우된다. 이 연구에서는 절점 2의 수평좌표를 기둥의 좌측면에서 기둥폭의 5%, 10%, 15% 만큼 떨어진 점들로 취하였다.

스트럿-타이 모델을 이용한 코벨 SA1의 극한강도는 스트럿, 타이, 그리고 절점영역 경계면 등의 최대단면적과 필요단면적의 크기를 비교하여 각 요소의 강도를 검토하는 현행 주요 스트럿-타이 모델 설계기준의 방법으로 구하였다. 스트럿 및 절점영역 경계면의 최대단면적은 지압판의 크기 및 스트럿과 타이의 위치 등을 고려하는 ACI 445 (2002)의 방법으로 구하였으며, 타이의 최대단면적은 타이의 위치에 배치된 철근의 단면적으로 취하였다. Fig. 9는 절점 2의 수평좌표가 기둥의 좌측면에서 기둥폭의 15%만큼 떨어진 스트럿-타이 모델에서의 스트럿 및 절점영역 경계면의 최대단면적을 나타낸 것이다. 코벨의 두께 b 가 일정하므로 콘크리트 스트럿 또는 절점영역 경계면의 최대단면적 A_{prod} 은 그 최대단면적 w_{prod} 에 코벨의 두께 b 를 곱하여 얻는다. Fig. 9(b)에서 볼 수 있듯이, 절점영역의 한 경계면에 두 개 이상의 스트럿이 존재할 수 있다. 이러한 경우 각 스트럿의 최대단면적은 한국콘크리트학회(2013)의 스트럿-타이 모델 설계예제집의 방법에 따라 구하였다. 설계예제집의 방법에 따라 절점영역의 한 경계면에 두 개의 스트럿이 있을

Fig. 8. Strut-Tie Models for Corbel SA1

Fig. 9. Maximum Provided Widths of Struts and Nodal Zones in Strut-Tie Models of Corbel SA1

Fig. 10. Maximum Provided Widths of Two Struts on A Face of Nodal Zone

경우 이들 스트럿의 최대단면폭 결정과정을 Fig. 10에 소개하였다.

스트럿 및 타이 요소의 필요단면적은 이 코벨의 실험파괴하중 1,200kN이 작용할 때의 Fig. 8에 표기한 각 요소의 단면력을 해당 유효강도로 나누어 구하였다. 스트럿의 유효강도는 EC2 (2004), FIB (2010), AASHTO (2010), ACI 318-11 (2011) 등의 유효강도 식 및 Yun (2005)의 방법을 사용하여 구하였으며, Fig. 8의 아치 및 수평 트러스 메카니즘 스트럿타이 모델의 콘크리트 스트럿 B, C, D, F, G의 유효강도계수 $\nu_s (=f_{cs}/f_{ck})$ 는 Table 2와 같다. 철근 타이의 유효강도로는 철근의 항복강도 f_y 를 취하였으나, 실험

시 코벨의 파괴하중 P_u 가 철근이 항복할 때의 하중 P_y 보다 크게 결정된 경우 철근 타이의 유효강도로는 다음의 식과 같이 철근의 항복강도를 수정한 $f_{y,mod}$ 를 취하였다.

$$f_{y,mod} = \frac{P_u a + N_{uu}(h-d)}{P_y a + N_{uy}(h-d)} f_y \quad (13)$$

여기서, N_{uy} 및 N_{uu} 는 항복하중 및 파괴하중이 작용할 때의 수평인 장력의 크기이며, h, a, d 는 각각 코벨의 높이, 전단지간, 그리고

Table 2. Coefficients of Effective Strengths of Struts in Strut-Tie Models for Corbel SA1 $\nu_s (=f_{ck}/f_{cs})$

Eff. Strength of Strut Model & Strut No.		EC2 (2004)	FIB (2010)	AASHTO (2010)	ACI 318-11 (2011)	Present Study
Arch Mechanism's Model	D	0.39	0.33	0.85	0.64	0.73
	B	0.39	0.45	0.85	0.64	0.57
	C	0.39	0.33	0.71	0.64	0.65
	F	0.39	0.33	0.71	0.64	0.81
	G	0.39	0.45	0.85	0.64	0.81

f_{cs} = effective strength of strut; Refer to Figs. 1(a) & 1(b) for strut numbers.

Table 3. Ultimate Strengths Evaluated by Corbel's Determinate Strut-Tie Models

(a) Determinate Strut-Tie Model of Arch Mechanism

P_{test}/P_{cal}

Eff. Strength of Strut Model & Results	EC2 (2004)	FIB (2010)	AASHTO (2010)	ACI 318-11 (2011)	Yun (2005)
(A)	2.71	3.14	1.68	2.64	1.64
(B)	1.76	2.03	1.15	1.70	1.15
(C)	1.41	1.60	1.00	1.36	1.02
Average	1.81	2.07	1.20	1.74	1.20
COV(%)	40.6	42.9	32.8	44.1	32.4

(A), (B), (C): strut-tie models whose horizontal coordinates of node 2 are located at distances of 5%, 10%, and 15% of column width from the left face of column, respectively; COV: coefficient of variation

(b) Determinate Strut-Tie Model of Horizontal Truss Mechanism

P_{test}/P_{cal}

Eff. Strength of Strut Model & Results	EC2 (2004)	FIB (2010)	AASHTO (2010)	ACI 318-11 (2011)	Yun (2005)
(A)	2.49	2.57	2.43	2.42	2.44
(B)	2.75	2.80	2.72	2.68	2.64
(C)	2.89	2.93	2.87	2.84	2.82
Average	2.74	2.80	2.74	2.69	2.66
COV(%)	47.8	46.2	48.8	49.7	50.9

유효깊이이다. 절점영역 경계면의 필요단면적은 절점영역에 연결된 스트럿(또는 타이)의 단면력을 절점영역 경계면 수직방향의 단면력으로 치환한 후 그 단면력을 Eq. (14)로부터 결정한 절점영역의 유효강도로 나누어 구하였다. 절점영역의 유효강도는 구속되지 않은 그리고 지압판에 의해 형성되는 절점영역의 경우에 가장 적합한 Bergmeister et al. (1993)의 식을 사용하여 구하였다.

$$f_{cn} = \nu_e f_{ck} (A/A_b)^{0.5} \leq 2.5 f_{ck} \quad (14)$$

여기서, ν_e 는 스트럿의 유효강도계수로서 $f_{ck} \leq 28\text{MPa}$, $28 < f_{ck} < 70\text{MPa}$, $f_{ck} \geq 70\text{MPa}$ 의 각 조건에서 0.80, 0.90–0.25 $f_{ck}/70$, 0.65의 값을 갖는다. 또한 A_b 는 지압판의 면적을, 그리고

A 는 지압판과 도심이 같으며 지압판과 동일한 형상으로 확장한 면적을 나타내며, A/A_b 의 값은 4를 초과할 수 없다. 지압판에 의해 형성되지 않는 절점영역의 유효강도로는 그들의 제안에 따라 계수 ν_e 에 콘크리트의 압축강도 f_{ck} 를 곱한 값을 사용하였다.

다음은 콘크리트 스트럿의 여러 유효강도 값 중 ACI 318-11 (2011)의 스트럿 유효강도 값을 이용하여 코벨 SA1의 극한강도 평가과정을 소개한 것으로, 이 코벨의 극한강도는 각 구성요소의 파괴하중비($=A_{pro'd}/A_{req'd}$, 코벨의 두께 b 가 일정할 경우는 $w_{pro'd}/w_{req'd}$)의 최소값으로 결정하였다. 코벨 SA1에 실험파괴하중의 88.8%인 1065.6kN이 작용할 때 스트럿 D가 파괴되었으며, 이 하중 하에서 절점영역은 파괴되지 않았다. 따라서 이 코벨의 극한강도를 실험파괴하중의 88.8%로 결정하였다. 모든 코벨 시험체에서

(a) Required Cross-sectional Widths/Areas of Struts and Ties at First Failure

(b) Remaining Capacity of Strut and Tie after First Failure

(c) Required Cross-sectional Widths/Areas of Strut and Tie at Second Failure

(d) Unstable Strut-Tie Model after Second Failure

(e) Strength Verification of CCT Nodal Zone

Fig. 11. Evaluation of Ultimate Strength of Corbel SA1 by Indeterminate Strut-Tie Model of Combined Mechanism

절점 2의 CCC 절점영역에서는 파괴가 발생되지 않았으므로, 이 연구에서는 이 절점의 강도는 검토하지 않았다. 동일한 방법으로 서로 다른 콘크리트 스트럿의 유효강도 및 절점 2의 수평좌표를 갖는 스트럿-타이 모델을 사용하여 모든 코벨의 극한강도를 평가하였으며, 그 결과는 Tables 3(a) and 3(b)와 같다.

3.3 복합 메커니즘의 부정정 스트럿-타이 모델에 의한 평가

Fig. 1(c)의 복합 메커니즘의 부정정 스트럿-타이 모델을 이용한 철근콘크리트 코벨의 극한강도 평가과정을 3.2절에서 채택한 코벨 SA1을 이용하여 소개하였다. 이 코벨의 극한강도 평가를 위한 부정정 스트럿-타이 모델을 Fig. 8(c)와 같이 선정하였다. 정정 스트럿-타이 모델의 경우와 마찬가지로, 상부의 수평 철근 타이의 위치는 휨철근의 도심과 같게 하였으며, 하부의 수평 콘크리트 스트럿의 위치는 등가응력블럭의 깊이를 고려하여 결정하였다. 하부의 수직 콘크리트 스트럿의 위치는 절점 2의 수평좌표에 좌우되므로, 이 연구에서는 절점 2의 수평좌표를 기둥의 좌측면에서 기둥 폭의 5%, 10%, 15% 만큼 떨어진 점들로 취하였다.

스트럿-타이 모델을 이용한 코벨 SA1의 극한강도는 3.2절에서 소개한 바와 같이 스트럿, 타이, 그리고 절점영역 경계면 등의 최대단면적과 필요단면적의 크기를 비교하여 각 요소의 강도를 검토하는 현행 주요 스트럿-타이 모델 설계기준의 방법으로 구하였다. 스트럿, 타이, 그리고 절점영역 경계면의 최대단면적은 3.2절에서 소개한 방법으로 결정하였다. Fig. 9(c)는 절점 2의 수평좌표가 기둥의 좌측면에서 기둥폭의 15%만큼 떨어진 부정정 스트럿-타이 모델에서의 스트럿 및 절점영역 경계면의 최대단면적을 나타낸 것이다. 스트럿 및 타이 요소의 필요단면적은 이 코벨의 실험파괴하중 1,200kN이 작용할 때의 Fig. 8(c)에 표기한 각 요소의 단면력을 해당 유효강도로 나누어 구하였다. 이때 스트럿과 타이의 단면력은 Eq. (7)의 하중분배율 및 트러스 구조의 절점해석법을 적용하여 구하였다. 즉 작용하중과 수평타이의 단면력 비로 정의한 다음의 하중분배율 $\alpha(\%)$ 로부터 타이 E의 단면력을 구한 후, 스트럿-타이 모델 각 절점에서의 평형조건을 적용시켜 모든 스트럿과 타이의 단면력을 결정하였다.

$$\begin{aligned}\alpha(\%) &= \beta(a/d - \eta)^2 + \gamma \\ &= -93.4(0.34 - 0.58)^2 + 29.8 = 24.3\end{aligned}$$

여기서, 하중분배율의 변화를 고려하는 변수 β , η , γ 의 값은 $f_{ck} = 87.0$, $\rho/\rho_{min} = 2.25$, $k_n = 0.0$ 을 사용하여 Eq. (8)로부터 구하였다. 스트럿의 유효강도, 철근 타이의 유효강도, 그리고 절점영역의 유효강도, 그리고 절점영역 경계면의 필요단면적은 3.2절에서 소개한 방법으로 결정하였다.

콘크리트 스트럿의 여러 유효강도 값 중 ACI 318-11 (2011)의 스트럿 유효강도 값을 이용한 코벨 SA1의 극한강도 평가과정은 Fig. 11에 상세히 소개하였다. 부정정 스트럿-타이 모델을 이용한 극한강도 평가 시 철근콘크리트 코벨의 하중전달 메커니즘을 구성하는 하나의 요소가 일차적으로 파괴되어도 다른 요소들로 구성된 다른 하중전달 메커니즘에 의해 추가적인 하중이 전달되는 것으로 보았다. Fig. 11(a)에 나타난 것과 같이, 코벨 SA1 부정정 스트럿-타이 모델의 1차 파괴는 수평 트러스 메커니즘을 구성하는 수평 타이 E가 최대로 받을 수 있는 하중, 즉 실험파괴하중의 45.4%인 544.7kN에서 발생하였다. 1차 파괴 후 부정정 스트럿-타이 모델은 Fig. 11(b)와 같이 여분의 단면적을 가지고 있는 상부 수평 타이 A 및 경사 스트럿 D에 의한 아치 메커니즘의 정정 스트럿-타이 모델로 변환되어 추가적인 하중을 지점으로 전달할 수 있다. 이 연구에서는 1차 파괴 후 1번 절점영역의 한 경계면을 공유하고 있는 스트럿 B 및 C의 여유단면적을 스트럿 D 방향의 단면적으로 치환하여 스트럿 D의 여유단면적에 추가하였다. 스트럿-타이 모델의 2차 파괴는 Fig. 11(c)에 나타난 것과 같이 스트럿 D가 최대로 받을 수 있는 하중, 즉 실험파괴하중의 52.0%인 623.6kN에서 발생하였다. 2차 파괴 후 정정 스트럿-타이 모델은 Fig. 11(d)와 같이 불안정한 트러스 구조가 되어 더 이상의 하중을 지점으로 전달할 수 없다. 이 상태 하에서, 즉 부정정 스트럿-타이 모델이 받을 수 있는 최대하중 1168.3kN (=544.8+623.6)하에서 절점영역의 강도를 검토하였다. Fig. 11(e)에 나타난 것과 같이 최대하중 1168.3kN하에서 모든 절점 1의 CCT 절점영역은 강도에 아무런 문제가 없었다. 따라서 부정정 스트럿-타이 모델에 의한 코벨 SA1의 극한강도를 1168.3kN, 즉 실험파괴하중의 97.4%로 평가하였다. 실험 시 모든 코벨의 절점 2의 CCC 절점영역과 절점 3 및 4의 CCT 절점영역에서는 파괴가 발생되지 않았으므로, 이 연구에서는 이들 절점영역의 강도는 검토하지 않았다. 동일한 방법으로 서로 다른 콘크리트 스트럿의 유효강도 및 절점 2의 수평좌표를 갖는 스트럿-타이 모델을 사용하여 모든 코벨의 극한강도를 평가하였으며, 그 결과는 Table 4 and Fig. 12와 같다.

Fig. 12는 ACI 318-11 (2011)의 전단마찰이론에 근거한 극한강도 평가결과와 AASHTO (2010), ACI 318-11 (2011), Yun (2005) 등의 스트럿 유효강도 값을 현행 설계기준의 스트럿-타이 모델 방법에 적용하여 평가한 극한강도를 보인 것이다. 그래프에서 x축은 코벨 실험체의 실험파괴하중(P_{test})을 의미한다. Tables 3 and 4, 그리고 Fig. 12로부터 알 수 있듯이, 이 연구의 부정정 스트럿-타이 모델 및 하중분배율을 이용하여 평가한 극한강도가 ACI 318-11의 기존 설계기준에 의한 것 보다 더 양호하며, 또한 모든 콘크리트 스트럿의 유효강도 값에 대하여 코벨의 실제 파괴강도를 아치 및 수평 트러스 메커니즘의 정정 스트럿-타이 모델을

Fig. 12. Ultimate Strengths Evaluated by Corbel's Determinate and Indeterminate Strut-Tie Models

Table 4. Ultimate Strengths Evaluated by Corbel's Indeterminate Strut-Tie Models

Model	Eff. Strength of Strut & Results	P_{test} / P_{cal}				
		EC2 (2004)	FIB (2010)	AASHTO (2010)	ACI 318-11 (2011)	Yun (2005)
	(A)	1.52	1.73	1.17	1.27	1.03
	(B)	1.48	1.74	1.11	1.22	1.00
	(C)	1.33	1.50	1.06	1.11	0.98
	Average	1.43	1.64	1.11	1.19	1.00
	COV(%)	34.8	38.0	24.0	34.1	21.0

이용할 때 보다 더 일관적이며 양호하게 평가하였다. 이러한 결과는 수평전단철근이 코벨 실험 시 흔히 발생하는 하중판과 기둥부를 잇는 콘크리트의 경사균열에 의한 파괴(콘크리트 스트럿의 압축파괴)에 미치는 영향을 이 연구의 부정정 스트럿-타이 모델이 구조적으로 잘 반영하고 있기 때문이며, 또한 전단경간비, 주인장 철근비, 수직하중에 대한 수평하중의 비, 그리고 콘크리트 압축강도 등이 수평전단철근의 인장력에 미치는 영향을 이 연구의 하중분배를 개념을 통해 합리적으로 반영하기 때문인 것으로 판단된다.

4. 요약 및 결론

철근콘크리트 코벨의 파괴거동은 전단경간비, 주인장 및 수평전단 철근량, 수직하중에 대한 수평하중의 비, 그리고 사용재료의 특성 등 여러 설계변수들의 영향을 받는다. 현행 설계기준의 스트럿-

타이 모델 방법이 철근콘크리트 코벨의 합리적인 설계방법으로 정립되기 위해서는 철근콘크리트 코벨의 하중전달 메커니즘을 적절하게 반영할 수 있는 스트럿-타이 모델과 철근콘크리트 코벨의 강도 및 거동을 지배하는 주요설계변수들의 영향을 합리적으로 반영할 수 있는 방법이 제시되어야 한다. 이 연구에서는 코벨의 하중점과 기둥을 하나의 스트럿으로 연결한 아치 메커니즘의 스트럿-타이 모델과 코벨의 전단마찰 파괴를 방지하기 위한 수평 트러스 메커니즘의 스트럿-타이 모델을 합친 1차 부정정 트러스 구조의 스트럿-타이 모델을 제시하였다. 또한 스트럿과 타이의 재료적 비선형 거동을 고려할 수 있는 부정정 스트럿-타이 모델의 비탄성 구조해석을 통해 전단경간비, 주인장 철근비, 수직하중에 대한 수평하중의 비, 그리고 콘크리트의 압축강도 등의 주요설계변수들의 영향을 적절하게 반영할 수 있는 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율을 개발, 제안하였다.

이 연구에서 제안한 철근콘크리트 코벨의 부정정 스트럿-타이 모델 및 하중분배율의 적합성을 검증하기 위해 파괴실험이 수행된 철근콘크리트 코벨의 극한강도를 이 연구의 방법, ACI 318-11의 전통적인 설계기준, 그리고 정정의 스트럿-타이 모델을 기반으로 하는 현행 주요 설계기준의 스트럿-타이 모델 방법 등으로 평가하였으며, 그 결과를 실험결과와 비교분석하였다. 극한강도 평가결과, 이 연구의 방법은 다른 모든 방법들에 비해 코벨의 파괴강도를 더 일관적이며 양호하게 평가하였다. 이는 이 연구의 부정정 스트럿-타이 모델이 코벨의 파괴거동에 미치는 수평전단철근의 영향을 구조적으로 잘 반영할 수 있으며, 또한 코벨의 전단경간비, 주인장 철근비, 수직하중에 대한 수평하중의 비, 그리고 콘크리트 압축강도 등의 영향을 코벨의 스트럿-타이 모델 설계 시 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율 개념을 통해 합리적으로 반영할 수 있음을 시사한다.

감사의 글

본 연구는 국토교통부가 주관하고 국토교통과학기술진흥원이 시행하는 2012년도 건설교통기술 지역특성화사업(12 지역기술혁신 B01)의 지원을 받아 수행된 연구임.

References

- ACI Subcommittee 445 (2002). *Examples for the design of structural concrete with strut-and-tie models*; SP-208, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA.
- Ali, M. A. and White, R. N. (2001). "Consideration of compression stress bulging and strut degradation in truss modeling of ductile and brittle corbels." *Engineering Structures*, Vol. 23, pp. 240-249.
- American Association of State Highway and Transportation Officials (2010). *AASHTO LRFD bridge design specifications*, 5th Edition, Washington, D.C., USA.
- American Concrete Institute (2011). *Building code requirements for structural concrete (ACI 318M-11) and commentary*, Farmington Hills, Michigan, USA.
- Bergmeister, K., Breen, J. E., Jirsa, J. O. and Kreger, M. E. (1993). *Detailing in structural concrete*, Research Report 1127-3F, University of Texas at Austin, Texas, USA.
- Campione, G. (2009). "Flexural response of FRC corbels." *Cement & Concrete Composites*, Vol. 31, 2009, pp. 204-210.
- Canadian Standards Association (CSA) (2004). *Design of concrete structures for buildings*, A23.3-M04, Rexdale, Ontario, Canada.
- Chae, H. S. (2012). *Indeterminate strut-tie models for reinforced concrete deep beams and corbels*, Ph.D Dissertation, Kyungpook National University, Daegu, Korea, p. 290.
- Collins, M. P. and Mitchell, D. (2001). *Prestressed concrete structures*, 3rd Edition, Prentice Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, p. 766.
- Comite Euro-International du Beton (2010). *CEP-FIP model code 2010*, International Federation for Structural Concrete (fib), Lausanne, Switzerland.
- European Committee for Standardization (2004). *Eurocode 2: Design of Concrete Structures*, Brussels, Belgium.
- Fattuhi, N. I. (1994). "Reinforced corbels made with plain and fibrous concretes." *ACI Structural Journal*, Vol. 91, No. 5, pp. 530-536.
- Fattuhi, N. I. and Hughes, B. P. (1989). "Ductility of reinforced concrete corbels containing either steel fibers or stirrups." *ACI Structural Journal*, Vol. 86, No. 6, pp. 644-651.
- Foster, S. J., Powell, R. E. and Selim, H. S. (1996). "Performance of high-strength concrete corbels." *ACI Structural Journal*, Vol. 93, No. 5, pp. 555-563.
- Hermansen, B. R. and Cowan, J. (1974). "Modified shear-friction theory for bracket design." *ACI Journal, Proceedings*, Vol. 71, No. 1, pp. 55-60.
- Hwang, S. J., Lu, W. Y. and Lee, H. J. (2000). "Shear strength prediction for reinforced concrete corbels." *ACI Structural Journal*, Vol. 97, No. 4, pp. 543-552.
- Jensen, B. C. (1979). "Reinforced concrete corbels - Some Exact Solutions, Final report, IABSE colloquium on plasticity in reinforced concrete." *International Association for Bridge and Structural Engineering*, Zurich, Vol. 29, No. 2, pp. 293-300.
- Jensen, B. C. (1982). "On the ultimate load of reinforced concrete corbels, Dialog I-82." *Miscellaneous Papers in Civil Engineering*, Danish Engineering Academy, Lyngby, pp. 119-137.
- Korean Concrete Institute (KCI) (2012). *Specifications for design of concrete members*, Kimoon-dang, p. 342.
- Korean Concrete Institute (KCI) (2013). *Strut-tie model design examples of structural concrete*, Kimoon-Dang, p. 259.
- Kriz, L. B. and Raths, C. H. (1965). "Connections in precast concrete structures - strength of corbels." *PCI Journal*, Vol. 10, No. 1, pp. 16-61.
- Mast, R. F. (1968). "Auxiliary reinforcement in concrete connections." *Proceedings*, ASCE, Vol. 94, No. 6, pp. 1485-1504.
- Mattock, A. H., Chen, K. C. and Soongswang, K. (1976). "The behavior of reinforced concrete corbels." *PCI Journal*, Vol. 21, No. 2, pp. 52-77.
- Nawy, E. G., Stark, H. and Opaluch, W. (2011). *Prestressed concrete: A Fundamental Approach*, Pearson Prentice Hall, Upper Saddle River, New Jersey, USA, p. 984.
- Pang, X. B. and Hsu, T. T. C. (1995). "Behavior of reinforced concrete membrane elements in shear." *ACI Structural Journal*, Vol. 92, No. 6, pp. 665-679.
- Rogowsky, D. M. and MacGregor, J. G. (1983). *Shear strength of deep reinforced concrete beams*, Structural Engineering Report No. 110, Department of Civil Engineering, University of Alberta, Edmonton, USA, p. 178.
- Russo, G., Venir, R., Pauletta, M. and Somma, G. (2006). "Reinforced concrete corbels." *ACI Structural Journal*, Vol. 103, No. 1, pp. 3-10.

- Shaikh, A. F. (1978). "Proposed revisions to shear-friction provisions." *PCI Journal*, Vol. 23, No. 1, pp. 12-21.
- Solanki, H. and Sabnis, G. M. (1987). "Reinforced concrete corbels - simplified." *ACI Structural Journal*, Vol. 84, pp. 428-432.
- Wight, J. K., Richart, F. E. and MacGregor, J. G. (2011). *Reinforced concrete: Mechanics and Design*, 5th Edition, Prentice Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, USA, p. 1157.
- Yong, Y. K. and Balaguru, P. (1994). "Behavior of reinforced high-strength concrete corbels." *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 120, No. 5, pp. 1182-1201.
- Yun, Y. M. (2005). "Effective strength of concrete strut in strut-tie model (I): Methods for determining effective strength of concrete strut." *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, Vol. 25, No. 1A, pp. 49-59.
- Yun, Y. M. and Ramirez, J. A. (1994). "Strut-Tie model design of disturbed regions in concrete structure." *ASCE Structural Congress XII*, Atlanta, Georgia, USA.
- Yun, Y. M., Kim, B. H., Lee, W. S. and Jeong, C. H. (2007). "Prediction of shear strength for reinforced concrete corbels using shear-friction and strut-tie models." *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, Vol. 27, No. 2, pp. 141-155.
- Zhang, L. X. B. and Hsu, T. T. C. (1998). "Behavior and analysis of 100MPa concrete membrane elements." *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 124, No. 1, pp. 24-34.