



전단경간비가 3 이하인 철근콘크리트 보의 스트럿-타이 모델 및 하중분배율(I) 모델 및 하중분배율

채현수¹⁾ · 윤영목^{2)*}

¹⁾한길아이티 기술부 ²⁾경북대학교 토목공학과

Strut-Tie Models and Load Distribution Ratios for Reinforced Concrete Beams with Shear Span-to-Effective Depth Ratio of Less than 3 (I) Models and Load Distribution Ratios

Hyun-Soo Chae¹⁾ and Young Mook Yun^{2)*}

¹⁾Ph.D., Technical Support Department, Hangil IT Co. LTD., Seoul 08389, Rep. of Korea

²⁾Ph.D., Professor, Corresponding Author, Dept. of Civil Engineering, Kyungpook National University, Daegu 41566, Rep. of Korea

ABSTRACT The failure behavior of reinforced concrete beams is governed by the mechanical relationships between the shear span-to-effective depth ratio, flexural reinforcement ratio, load and support conditions, and material properties. In this study, two simple indeterminate strut-tie models which can reflect all characteristics of the failure behavior of reinforced concrete beams were proposed. The proposed models are effective for the beams with shear span-to-effective depth ratio of less than 3. For each model, a load distribution ratio, defined as the fraction of load transferred by a truss mechanism, is also proposed to help structural designers perform the rational design of the beams by using the strut-tie model approaches of current design codes. In the determination of the load distribution ratios, the effect of the primary design variables including shear span-to-effective depth ratio, flexural reinforcement ratio, and compressive strength of concrete was reflected through numerous material nonlinear analysis of the proposed indeterminate strut-tie models. In the companion paper, the validity of the proposed models and load distribution ratios was examined by applying them to the evaluation of the failure strength of 335 reinforced concrete beams tested to failure by others.

Keywords : reinforced concrete, beam, strut-tie model, load distribution ratio

1. 서 론

스트럿-타이 모델 방법은 철근콘크리트 깊은 보를 비롯한 응력교란을 갖는 콘크리트 구조부재의 설계에 효과적인 것으로 알려져 있으며, CSA,¹⁾ EC 2,²⁾ AASTHO,³⁾ FIB,⁴⁾ ACI 318-14,⁵⁾ 그리고 콘크리트구조기준⁶⁾ 등의 세계 주요 설계기준서에 도입되었다. 그러나 현행 스트럿-타이 모델 설계기준의 많은 부분이 깊은 보 거동을 보이는 철근콘크리트 보에 관한 연구결과에 근거하여 정립되었음에도 불구하고 설계기준서는 이들 보의 전단파괴 거동에 영향을 미치는 주요설계변수와 하중전달 메커니즘을 정확하게 반영할 수 있는 스트럿-타이 모델은 제시하지 못하고 있다.

이 연구에서는 전단경간비가 3 이하인 철근콘크리트 보의 강도 및 거동 특성을 모두 반영하여 보의 설계를 수행할 수 있는 두 종류의 단순 1차 부정정 스트럿-타이 모델을 제안하였다. 또한 제안한 부정정 스트럿-타이 모델을 정정 스트럿-타이 모델로 변환시키기 위한 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율을 제안하였다. 제안한 하중분배율은 전단경간비가 3 이하인 철근콘크리트 보의 스트럿-타이 모델 설계 시 이들 보의 강도 및 거동에 영향을 미치는 전단경간비, 휨철근 비, 그리고 콘크리트의 압축강도 등의 영향을 반영할 수 있게 한다. 또한 하중분배율의 도입은 부정정 스트럿-타이 모델을 정정구조화 할 수 있는 합리적인 기준을 제공하며, 현행 스트럿-타이 모델 설계기준에 근거한 철근콘크리트 보의 합리적인 설계를 가능하게 한다.

이 논문의 동반논문⁷⁾에서는 이 연구에서 제안한 스트럿-타이 모델 및 하중분배율을 이용하여 파괴실험이 수

*Corresponding author E-mail : ymyun@knu.ac.kr

Received May 25, 2015, Revised March 26, 2016,

Accepted April 18, 2016

©2016 by Korea Concrete Institute

행된 전단경간비가 3 이하인 335개 철근콘크리트 보의 극한강도를 평가하였다. 또한 현 연구의 방법에 의한 극한강도 평가결과를 현행 설계기준의 실험에 기초한 전단강도모델, 이론에 기초한 전단강도모델, 그리고 AASHTO, FIB, ACI 318-14의 스트럿-타이 모델 방법 등에 의한 극한강도 평가결과와 비교분석하여 현 연구에서 제안한 부정정 스트럿-타이 모델 및 하중분배율의 적합성을 평가하였다.

2. 기존문헌의 스트럿-타이 모델 및 하중분배율

깊은 보 거동을 보이는 철근콘크리트 보의 설계는 일반적으로 Fig. 1(a)의 하중 작용점과 지점을 콘크리트 스트럿으로 연결하여 보 상부에 작용하는 수직하중을 콘크리트 스트럿만을 통해 지점으로 전달하게 하는 아치 메커니즘의 스트럿-타이 모델과 Fig. 1(b)의 수직의 전단철근과 경사 스트럿을 통해 수직하중을 전달하게 하는 수직 트러스 메커니즘의 스트럿-타이 모델을 이용하여 수행하여왔다.^{8,9)} 이러한 스트럿-타이 모델은 정정의 트러스 구조이므로 스트럿 및 타이 요소의 강성에 관계없이 일정한 단면력을 가진다.

CSA 및 AASHTO는 설계영역의 하중경로나 응력흐름을 적절히 표현할 수 있는 모델을 선정하여야 한다는 기본적 개념을 제시하였으며, Fig. 1(a)의 스트럿-타이 모델

을 이용하여 깊은 보 거동을 보이는 철근콘크리트 보의 설계를 수행할 수 있도록 하고 있다. 이러한 개념은 ACI 318-14에도 도입되어 Fig. 1(a)의 하중 작용점과 지지점을 콘크리트 스트럿으로 연결한 정정 스트럿-타이 모델을 이용하여 철근콘크리트 깊은 보의 설계를 수행할 수 있도록 하고 있다. ACI 318-14는 압축과 인장의 방향이 유사할 수 없다는 원칙에 입각하여 스트럿과 타이의 이루는 각이 25°보다 커야 한다는 기준을 제시하였다. 이에 따라 Fig. 1(a)의 모델은 실제적으로 $a/d = 1.93$ ($a/z = 2.14$, $z = 0.9d$, a =전단경간, d =유효깊이) 이하의 부재에서만 적용이 가능하다. $a/d > 1.93$ 인 철근콘크리트 보는, ACI 445⁸⁾의 스트럿-타이 모델 설계 예제집에서 소개한바와 같이, Fig. 1(b)의 모델을 이용하여 설계해야 한다. CSA, AASHTO, 그리고 ACI 318-14는 깊은 보 거동을 보이는 철근콘크리트 보의 설계를 위한 부정정 스트럿-타이 모델에 관한 별도의 기준은 제시하지 않고 있다.

FIB는 깊은 보 거동을 보이는 철근 및 프리스트레스트 콘크리트 보의 설계를 위해 전단경간대 모멘트 팔길이의 비 a/z 에 따라 아치 메커니즘의 모델($a/z \leq 0.5$, Fig. 1(a)), 수직 트러스 메커니즘의 모델($a/z \geq 2.0$, Fig. 1(b)), 그리고 아치 메커니즘과 수직 트러스 메커니즘을 조합한 복합 메커니즘의 모델($0.5 < a/z < 2.0$, Fig. 1(c))을 제안하였다. 제안한 복합 메커니즘의 모델은 1차 부정정 트러스 구조이므로 힘의 평형조건을 이용하여 각 스트럿과 타이의 단면력을 구할 수 없다. 따라서 FIB는 수직 트러스 메커니즘이 부담하는 전단력을 다음의 하중분배율 α (%)를 이용하여 직접 구할 수 있도록 하였다.

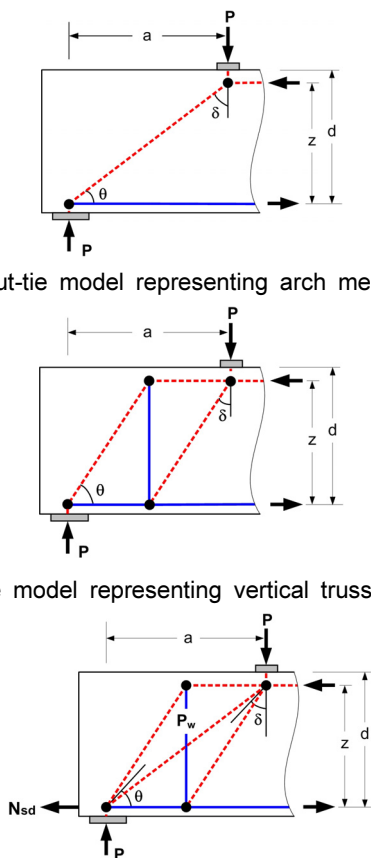
$$\alpha(\%) = \frac{P_w}{P} \times 100 = \frac{2a/z - 1}{3 - N_{sd}/P} \times 100 \quad (1)$$

여기서, P_w 는 수직 타이의 단면력, P 는 작용하중, 그리고 N_{sd} 는 부재에 작용하는 축력을 나타낸다.

Foster & Gilbert¹⁰⁾은 FIB와 같이 깊은 보 거동을 보이는 콘크리트 보의 설계를 위해 $a/z \leq 1$ 인 경우는 아치 메커니즘의 모델을, $a/z \geq \sqrt{3}$ 인 경우는 수직 트러스 메커니즘의 모델을, 그리고 $1 < a/z < \sqrt{3}$ 인 경우는 Fig. 1(c)의 복합 메커니즘의 1차 부정정 스트럿-타이 모델을 제안하였다. 또한 복합 메커니즘의 모델에 대한 하중분배율을 다음과 같이 제안하였다.

$$\alpha(\%) = \frac{P_w}{P} \times 100 = \frac{a/z - 1}{\sqrt{3} - 1} \times 100 \quad (2)$$

Kim & Yun¹¹⁾은 철근콘크리트 보의 전 영역에 적용할 수 있는 Fig. 1(c)의 1차 부정정 스트럿-타이 모델과 보의 전단저항 메커니즘을 구성하는 콘크리트 스트럿과 수직 철근 타이이 동시에 파괴된다는 전단평형철근비 개념을 도입하여 구한 하중분배율을 다음과 같이 제안하였다.



(a) Strut-tie model representing arch mechanism

(b) Strut-tie model representing vertical truss mechanism

(c) Strut-tie model representing combined mechanism

Fig. 1 Typical strut-tie models for reinforced concrete beams

$$\alpha = \left\{ \beta(f_{ck} - 40) + \frac{200 - 40(\rho/\rho_b)}{a/d} \ln \left(\frac{a/d}{1.1 - 0.25(\rho/\rho_b)} \right) \right\} \quad \text{for } a/d < \eta \quad (3)$$

$$\alpha = \left\{ \beta \left(\frac{a}{d} - \eta \right) + \left(61.5 - 2 \frac{\rho}{\rho_b} \right) \right\} \quad \text{for } a/d \geq \eta$$

여기서, ρ_b 는 휨평형철근비를 나타내며, η 및 β 는 각각 보의 파괴를 지배하는 메커니즘을 결정하는 변수 및 주요설계변수에 따른 하중분배율의 변화를 고려하는 변수로서 다음과 같이 정의하였다.

$$\eta = 2.1 - \frac{2}{3} \left(\frac{\rho}{\rho_b} \right) \quad (4)$$

$$\beta = \begin{cases} (1 + \rho/\rho_b)(a/d - \eta)^2, & f_{ck} > 40 \text{ MPa} \\ (2 + 3\rho/\rho_b)(a/d - \eta)^2, & f_{ck} \leq 40 \text{ MPa} \end{cases} \quad \text{for } a/d < \eta \quad (5)$$

$$\beta = -0.07f_{ck} + (13 + 1.5\rho/\rho_b) \quad \text{for } a/d \geq \eta$$

전단평형철근비 개념에 근거한 식 (3)의 하중분배율은 Foster & Gilbert 및 FIB의 하중분배율 보다 더 향상된 것이라 판명되었으나,¹¹⁾ 이 하중분배율 식은 기존의 것에 비해 다소 복잡하며 보의 전단경간비가 증가할 때도 아치 메커니즘에 의해 무시할 수 없을 정도의 큰 하중을 지점으로 전달하는 특징을 가지고 있다. 이와 같은 결과는 전단경간비가 커질수록 아치 메커니즘의 역할이 줄어든다는 일반적인 생각과는 다른 것이다.

3. 스트럿-타이 모델 및 하중분배율 제안

3.1 스트럿-타이 모델

깊은 보 거동을 보이는 철근콘크리트 보의 하중전달 메커니즘은 크게 콘크리트 스트럿을 통해 하중 작용점에서 지점으로 하중을 전달하는 아치 메커니즘, 수직의 전단철근과 경사 스트럿을 통해 하중을 전달하는 수직 트러스 메커니즘, 그리고 수평의 전단철근과 경사 스트럿을 통해 하중을 전달하는 수평 트러스 메커니즘 등으로 구분할 수 있다. 이 연구에서는 지금까지 밝혀진 깊은 보 거동을 보이는 철근콘크리트 보의 파괴거동 및 주요설계변수 간의 상관관계와 관련한 여러 실험 및 이론적인 연구결과¹²⁻¹⁸⁾와 부정정 스트럿-타이 모델이 정정 스트럿-타이 모델에 비하여 더 향상된 강도예측 결과를 보인다는 연구결과^{11,20)}에 근거하여 두 종류의 1차 부정정 스트럿-타이 모델을 제안하고자 한다. 제안한 모델은 Fig. 2와 같이 전단경간비가 $a/d < 1.0$ 일 때는 아치 및 수평 트러스 메커니즘을 조합한 수평 복합 메커니즘의 모델이며, $1.0 \leq a/d \leq 3.0$ 일 때는 아치 및 수직 트러스 메커니즘을 조합한 수직 복합 메커니즘의 모델이다.

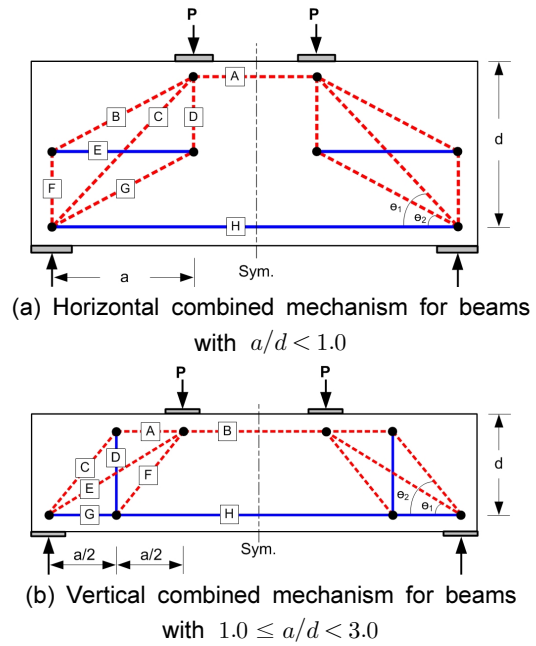


Fig. 2 Proposed indeterminate strut-tie models for reinforced concrete beams

3.2 하중분배율 결정방법

이 연구에서 제안한 수평 및 수직 복합 메커니즘의 스트럿-타이 모델은 1차 부정정 트러스 구조로서, 이들 모델의 스트럿 및 타이의 단면력은 스트럿 및 타이의 축강성에 따라 변한다. 따라서 이 연구의 부정정 스트럿-타이 모델을 이용한 철근콘크리트 보의 설계 시 각 스트럿 및 타이의 축강성을 결정해야 한다. 부정정 스트럿-타이 모델의 각 스트럿 및 타이의 축강성은 일반적으로 다음의 단계를 갖는 시산법을 통해 결정한다. 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, 비효율적이다. 이 연구에서는 수평 및 수직 복합 메커니즘의 1차 부정정 스트럿-타이 모델을 정정 트러스 구조의 스트럿-타이 모델로 변환하여 전단경간비가 3 이하인 철근콘크리트 보의 설계를 효율적으로 수행하기 위한 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율을 제안하고자 한다.

철근콘크리트 보의 전단경간비, 휨철근비, 콘크리트의 압축강도, 하중점과 지지점의 조건 등 여러 설계변수의 영향으로 비선형적으로 거동한다. 이 연구에서는 이러한

비선형적인 거동특성을 반영하기 위하여 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율 결정 시 스트럿 및 타이의 재료 비선형 거동을 고려한 비탄성 구조해석을 수행하였다. Fig. 2의 두 종류의 1차 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율 $\alpha_h (= F_E / (P \times a/z) \times 100, \%$, $F_E =$ Fig. 2(a)의 수평 타이 E의 단면력) 및 $\alpha_v (= F_D / P \times 100, \%$, $F_D =$ Fig. 2(b)의 수직 타이 D의 단면력)는 Fig. 3의 알고리즘에 따라 결정하였다. 알고리즘의 주요 단계에 대한 부연설명은 다음과 같다.

단계 1~2: 임의 설계조건을 갖는 철근콘크리트 보의 부정정 스트럿-타이 모델에 최대수직하중 P_{max} 을 가정하여 작용시키고, 이 하중에 대한 지점 반력 R 을 구한다. 가정한 최대수직하중이 부정정 스트럿-타이 모델이 받을 수 있는 참된 최대수직하중인지 판단하기 위해 Fig. 2(a)의 콘크리트 스트럿 B, C, D, F, G 및 Fig. 2(b)의 콘크리트 스트럿 C, E, F의 최대단면적을 정의해야 한다. 이를 위해 먼저 가정한 최대수직하중 P_{max} 에 대한 하중판의 폭 및 지점 반력에 대한 지지판의 폭 l_b 를 ACI 318-14 설계기준서의 절점영역의 유효강도를 만족하도록 다음과 같이 결정한다.

$$l_b = \frac{P_{max} \text{ (or } R)}{0.85 \beta_n f_{ck} b_w} \quad (6)$$

여기서, b_w 는 보의 폭이며, β_n 은 절점영역의 유효강도계수이다. Fig. 2(a) 및 2(b)의 하중판 및 지지판이 있는 곳은 각각 CCT 및 CCC 절점영역이므로 β_n 의 값으로 각각 0.8 및 1.0을 취한다. 압축영역에 위치한 Fig. 2(a)의 스트럿 A 및 Fig. 2(b)의 스트럿 A, B의 단면적은 식 (7)과 같

이 등가응력블록의 깊이로 취한 스트럿의 단면폭에 보의 두께 b 를 곱한 값으로 취한다.

$$A_{A,B \text{ strut}} = \beta_1 cb = \frac{f_y A_s}{0.85 f_{ck}} = \frac{f_y \xi \rho_b}{0.85 f_{ck}} bd \quad (7)$$

여기서, β_1 는 등가응력블록에 대한 계수, c 는 보 상단에서 중립축까지의 거리, $A_s (= \xi \rho_b bd)$ 는 휨철근량, d 는 유효 깊이, 그리고 ξ 는 휨철근변수(ρ_{max} 의 경우, $\xi = 0.75$)이다. Fig. 2의 철근 타이 H의 최대단면적은 (가정한 최대수직 하중에 의한 모멘트는 압축영역의 스트럿에 작용하는 압축력과 강재타이 H에 작용하는 인장력의 우력모멘트와 같다는 조건으로부터 구한) 보 최하연에서부터 강재타이 중심까지의 거리의 두 배에 보의 폭을 곱하여 결정해야 하나, 이 철근 타이의 단면적이 피복두께에 의한 단면적보다 상대적으로 매우 작게 나타나기 때문에 계산의 편의를 위해 피복두께의 두 배에 보의 폭을 곱한 값을 사용한다. 하중판 및 지지판의 면적, 압축영역에 위치한 스트럿의 최대단면적, 철근 타이의 위치 등을 고려한 Fig. 2(a) 및 2(b)의 각 콘크리트 스트럿의 최대단면적은 식 (8) 및 (9)로 나타나며 이를 Fig. 4에 도식화하였다.

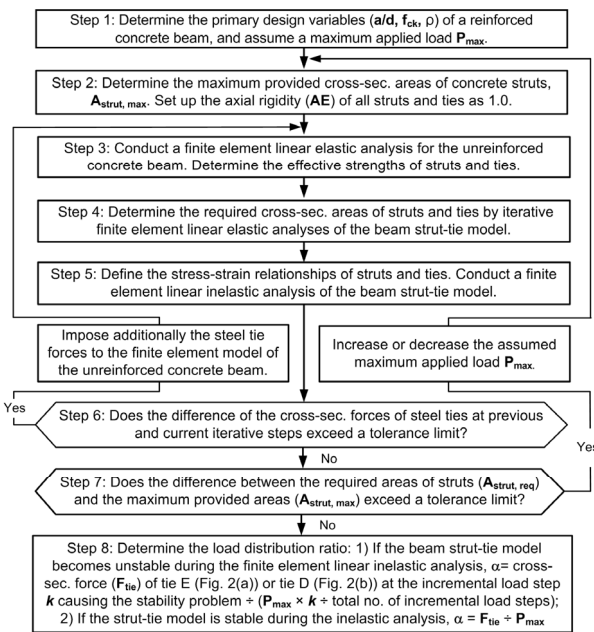
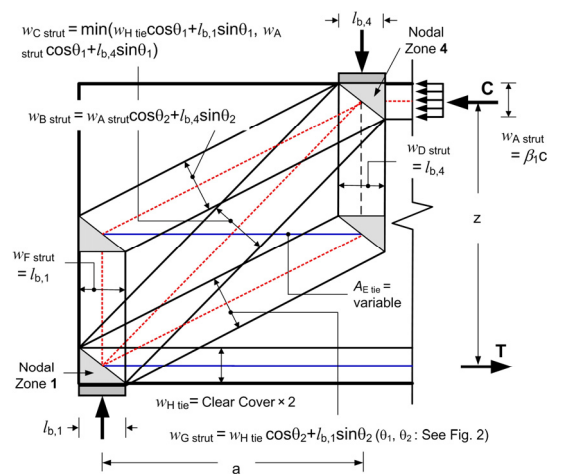
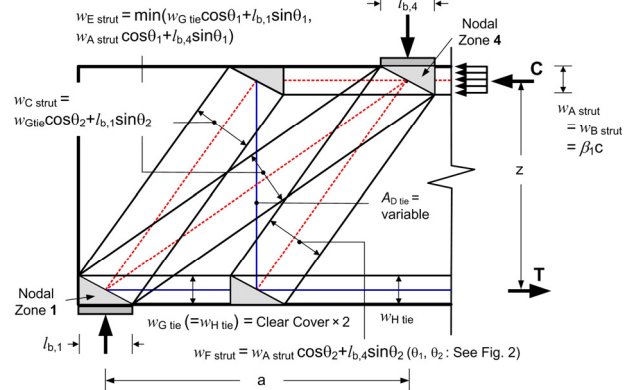


Fig. 3 Algorithm for determining load distribution ratios of indeterminate beam strut-tie models



(a) Horizontal combined mechanism



(b) Vertical combined mechanism

Fig. 4 Maximum provided widths (areas) of struts and ties in indeterminate strut-tie models

$$A_{Bstrut} = w_{Bstrut} b = (w_{Astrut} \cos \theta_2 + l_{b,4} \sin \theta_2) b \quad (8a)$$

$$A_{Cstrut} = w_{Cstrut} b = \min(w_{Htie} \cos \theta_1 + l_{b,1} \sin \theta_1, w_{Astrut} \cos \theta_1 + l_{b,4} \sin \theta_1) b \quad (8b)$$

$$A_{Dstrut} = w_{Dstrut} b = l_{b,4} b \quad (8c)$$

$$A_{Fstrut} = w_{Fstrut} b = l_{b,1} b \quad (8d)$$

$$A_{Gstrut} = w_{Gstrut} b = (w_{Htie} \cos \theta_2 + l_{b,1} \sin \theta_2) b \quad (8e)$$

$$A_{Cstrut} = w_{Cstrut} b = (w_{Gtie} \cos \theta_2 + l_{b,1} \sin \theta_2) b \quad (9a)$$

$$A_{Estrut} = w_{Estrut} b = \min(w_{Gtie} \cos \theta_1 + l_{b,1} \sin \theta_1, w_{Astrut} \cos \theta_1 + l_{b,4} \sin \theta_1) b \quad (9b)$$

여기서, w_{Bstrut} 는 스트럿 B의 최대단면적, w_{Htie} 는 타이 H의 최대단면적, θ_1 및 θ_2 는 콘크리트 스트럿이 수평과 이루는 각, 그리고 $l_{b,1}$ 및 $l_{b,4}$ 는 지지판 및 하중판의 폭이다.

단계 3: 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 윤영목¹⁹⁾의 방법으로 콘크리트 스트럿의 유효강도를 결정한다. 이 방법의 적용을 위하여 단순지지 철근 콘크리트 보를 2차원 무근콘크리트의 평면응력 유한요소로 모델링하여 선형탄성 유한요소해석을 수행한다. 또한 단위 축강성을 갖는 요소로 구성된 부정정 스트럿-타이 모델에 대해 선형탄성 유한요소해석을 수행하여 압축과 인장을 받는 요소를 결정한다. 압축을 받는 요소는 콘크리트 스트럿으로, 인장을 받는 요소는 철근 타이로 정한 후, 각 콘크리트 스트럿 및 타이의 탄성계수와 유효강도를 입력한다.

단계 4: 각 스트럿 및 타이의 단면적을 단위 값으로 가정한 후, 각 스트럿과 타이의 축강성을 단위강성에서 탄성계수 값에 단위 값이 곱해진 값으로 가정한다. 이후 단순지지 부정정 스트럿-타이 모델에 대한 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 차이

가 일정 범위 내에 들어올 때까지 부정정 스트럿-타이 모델에 대한 유한요소해석을 반복적으로 수행한다. 마지막 유한요소해석 단계에서의 스트럿과 타이의 단면적을 스트럿과 타이의 필요단면적으로 취한다.

단계 5: 콘크리트 스트럿 및 철근 타이의 재료구성모델을 Fig. 5와 같이 정의하고, 스트럿 및 타이의 접선탄성계수를 재료구성모델로부터 구하여 단순지지 부정정 스트럿-타이 모델에 대한 선형비탄성 유한요소해석을 수행한다. 콘크리트 스트럿의 접선탄성계수 E_c^t 는 Fig. 5(a)와 같이 표현되는 Pang & Hsu²¹⁾의 응력-변형률 식을 콘크리트 스트럿의 증분변형률 $d\epsilon_c$ 로 미분하여 얻은 다음의 식으로부터 구한다.

$$E_c^t = E_c \left[1 - \frac{\epsilon_c}{\zeta \epsilon_o} \right] \quad \text{for } \epsilon_c / \zeta \epsilon_o \leq 1 \quad (10)$$

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

여기서, ϵ_c 는 각 콘크리트 스트럿의 압축변형률을, ϵ_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 3에서 결정한 콘크리트 스트럿의 유효강도를 콘크리트의 압축강도로 나눈 값인 콘크리트 스트럿의 유효강도계수로 취한다. 철근 타이의 접선탄성계수는 각각 Fig. 5(b)의 두 개 직선의 기울기 값으로 취한다.

단계 6-8: 부정정 스트럿-타이 모델의 각 철근 타이의

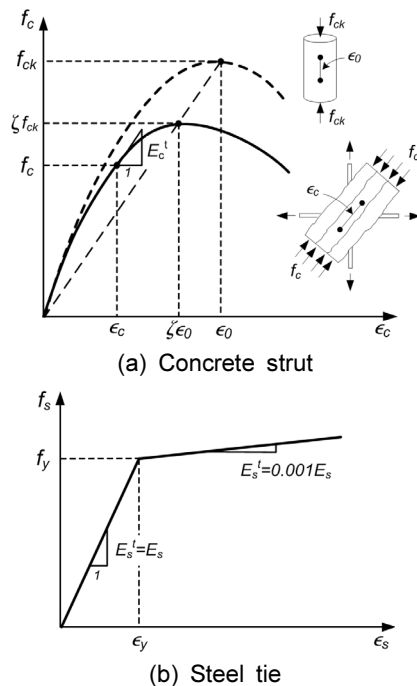


Fig. 5 Stress-strain relationships of concrete strut and steel tie

이전 단면력과 현 단면력의 차이가 일정 범위 내에 들어 오는지 확인한다. 일정 범위 내에 들어오지 않을 경우 단계 3으로 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 4에서 결정한 각 스트럿의 필요 단면적과 단계 2에서 정의한 각 스트럿의 최대단면적의 차이가 일정 범위 내에 들어오는지 확인한다. 그 차이가 일정범위 내에 들어올 경우 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율을 Fig. 3의 마지막과 같이 정의하고, 그렇지 않을 경우 최대수직하중을 수정하여 단계 2로 되돌아간다.

3.3 주요설계변수에 따른 하중분배율

철근콘크리트 보의 강도 및 거동에 영향을 미치는 전단경간비 a/d , 휨철근비 ρ , 그리고 콘크리트의 압축강도 f_{ck} 등의 주요설계변수가 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율에 미치는 영향을 Fig. 6과 같은 보의 수치해석 모델을 이용하여 분석하였다.

Fig. 3의 알고리즘에 따라 결정한 주요설계변수의 변화에 따른 수직 및 수평 복합 메커니즘의 하중분담률 즉 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율을 결정하였다. Fig. 7은 그 결과의 일부를 보인 것으로, 이 연구에서 결정한 하중분배율의 특징을 고찰하면 다음과 같다. 첫째, 수평 및 수직 복합 메커니즘의 부정정 스트럿-타이 모델에서 전단경간비가 각각 감소 및 증가할수록 하중분배율이 커지는 것을 알 수 있다. 수평 복합 메커니즘에서 전단경간비가 감소할수록 하중분배율이 커지는 것은 수직하중이

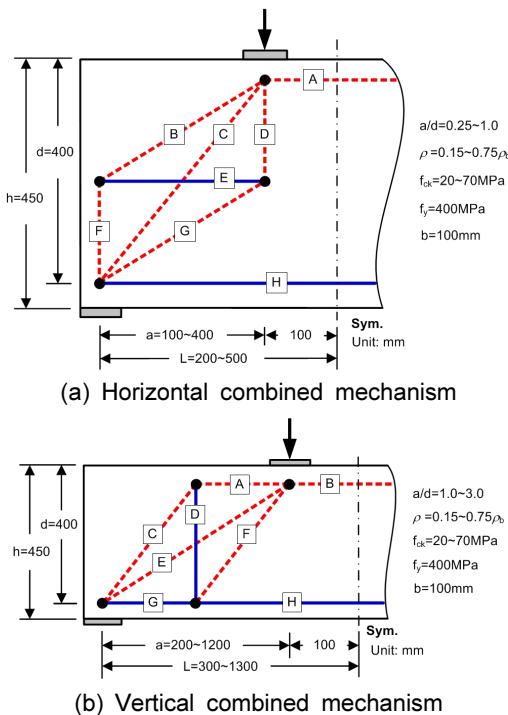


Fig. 6 Strut-tie models for determining load distribution ratios

지점으로 병모양 형태의 스트럿을 통해 점점 더 많이 전달되는 것을 의미한다. 수직 복합 메커니즘에서 전단경간비가 증가할수록 하중분배율이 커지는 것은 수직하중이 하중점과 지지점을 직접 잇는 콘크리트 스트럿에 의한 것보다 여러 경사 스트럿과 전단철근의 조합을 통해 점점 더 많이 전달되는 것을 의미한다. 둘째, FIB 및 Foster & Gilbert의 수직 복합 메커니즘의 하중분배율과 전단경간비는 선형적인 상관관계를 보이지만, 이 연구의 수평 및 수직 복합 메커니즘의 하중분배율은 전단경간비를 비롯한 주요설계변수와 서로 비선형적인 상관관계를 보인다. 이는 이 연구의 하중분배율이 주요설계변수 간의 상관관계를 비선형적으로 묘사하여 철근콘크리트 보의 하중저항 성능 및 파괴거동의 변화를 반영하는 것임을 의미한다. 셋째, 수직 복합 메커니즘의 하중분배율에서 전단경간비가 1.80(FIB) 및 1.56(Foster & Gilbert) 이상일 때는 수직 트러스 메커니즘이 모든 하중을 부담하는 기존 연구결과와는 달리 이 연구의 하중분배율은 전단경간비가 3까지 아치 메커니즘이 일정 부분의 하중분담을 부담하는 것으로 나타났다. 이는 전단경간비가 어느 정도 증가하여도 아치 메커니즘의 콘크리트 스트럿에 의한 전단저항성능이 존재함을 의미하므로, 이 연구의 하중분배율이 실제 철근콘크리트 보의 거동을 유사하게 묘사함을 입증하는 결과라 할 수 있다.²²⁻²⁵⁾

이 연구에서는 Fig. 7과 같은 주요설계변수에 따른 하중분배율을 정확하게 묘사할 수 있는 수평 및 수직 복합 메커니즘의 하중분배율 식 $\alpha_h (= F_E / (P \times a/z) \times 100, \%)$

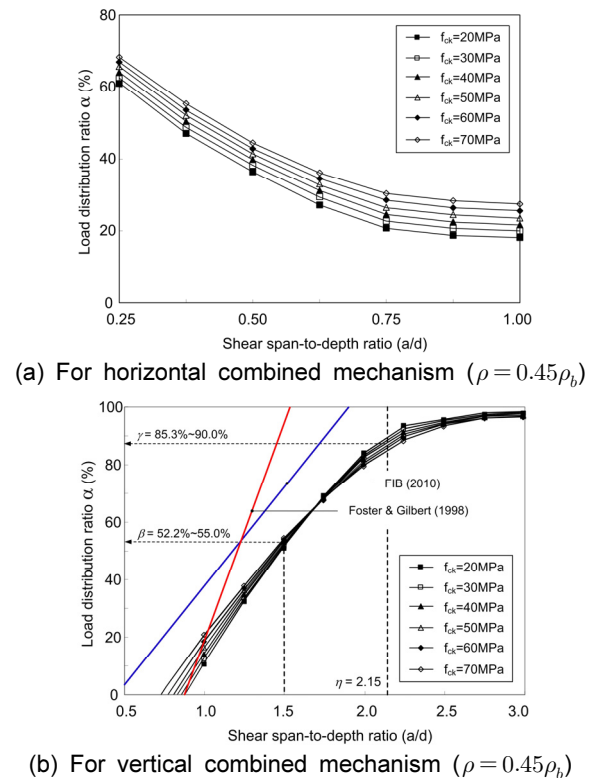


Fig. 7 Load distribution ratios associated with primary design variables

및 $\alpha_v(=F_D/P \times 100, \%)$ 를 곡선조정을 통해 개발, 제안하고자 한다. 제안한 식은 각각 $a/d < 1.0$ 및 $1.0 \leq a/d < 3.0$ 인 모든 철근콘크리트 보의 해석 및 설계에 편리하게 적용할 수 있다.

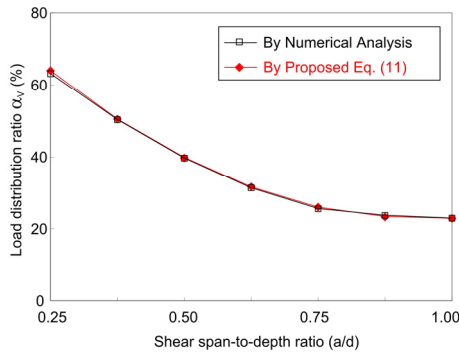
$$\begin{aligned} \alpha_h(\%) &= \beta(a/d - \eta)^2 + \gamma_h & \text{for } a/d \leq \eta_h \\ \alpha_h(\%) &= \gamma_h & \text{for } a/d > \eta_h \end{aligned} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \alpha_v(\%) &= A(a/d - 1.5) + \beta_v & \text{for } a/d \leq 1.5 \\ \alpha_v(\%) &= B(a/d - 1.5) + \beta_v & \text{for } 1.5 < a/d \leq \eta_v \\ \alpha_v(\%) &= C(a/d - \eta) + \gamma_v & \text{for } a/d > \eta_v \end{aligned} \quad (12)$$

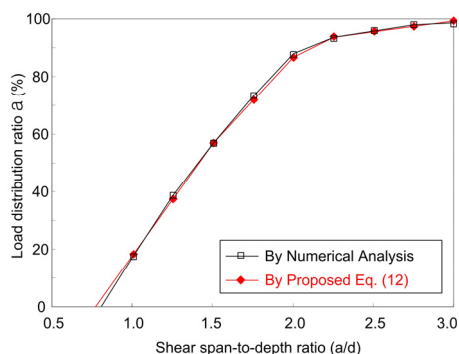
여기서, $\eta_h, \beta_h, \gamma_h$ 및 $\eta_v, \beta_v, \gamma_v, A, B, C$ 는 주요설계변수에 따른 하중분배율의 변화를 고려하는 변수로서 다음과 같이 정의하였다.

$$\begin{aligned} \eta_h &= 0.9 + 0.001f_{ck} \\ \beta_h &= 100 - 10\rho/\rho_b - 0.3(f_{ck} - 20) \\ \gamma_h &= 29.5 - 4\rho/\rho_b + 0.18(f_{ck} - 70) \end{aligned} \quad (13)$$

$$\begin{aligned} \eta_v &= 2.3 - \frac{1}{3}\rho/\rho_b \\ \beta_v &= 36.5 + 0.05f_{ck} + 32\rho/\rho_b \\ \gamma_v &= \beta_v + B(\eta_v - 1.5) \\ A &= 78 - 0.1f_{ck} + (18 - 0.4f_{ck})\rho/\rho_b \\ B &= 67 - 0.1f_{ck} + (1 - 0.3f_{ck})\rho/\rho_b \\ C &= 17(1 - \rho/\rho_b) + 0.2(f_{ck} - 20)\rho/\rho_b \end{aligned} \quad (14)$$



(a) For horizontal combined mechanism
($f_{ck} = 50\text{MPa}$, $\rho/\rho_b = 0.75$)



(b) For vertical combined mechanism
($f_{ck} = 30\text{MPa}$, $\rho/\rho_b = 0.60$)

Fig. 8 Comparison of load distribution ratios

Fig. 8은 식 (11) 및 (12)를 이용하여 계산한 하중분배율과 3.2절의 부정정 스트럿-타이 모델의 비탄성 구조해석을 통해 결정한 하중분배율을 비교한 것이다. 제안한 식에 의한 하중분배율은 부정정 스트럿-타이 모델의 비탄성 구조해석에 의해 결정한 하중분배율과 유사함을 알 수 있다.

이 연구에서 제안한 하중분배율은 부정정 스트럿-타이 모델을 정정 트러스 구조화하여 힘 평형조건으로 스트럿-타이 모델 구성요소의 단면력을 결정할 수 있는 기준을 제공한다. 따라서 이 연구의 하중분배율을 현행 스트럿-타이 모델 설계기준에 도입하면 Fig. 2와 같은 부정정 스트럿-타이 모델을 이용하여 전단경간비가 3 이하인 철근콘크리트 보의 설계를 가능하게 함과 동시에 철근콘크리트 보의 강도 및 거동을 지배하는 주요설계변수들의 영향을 설계에 직접적으로 반영할 수 있다.

4. 결 론

철근콘크리트 보의 파괴거동은 전단경간비, 휨철근과 전단철근의 양, 하중점과 지지점의 조건, 그리고 사용재료의 특성 등 여러 설계변수들의 영향을 받는다. 현행 설계기준의 스트럿-타이 모델 방법을 철근콘크리트 보의 합리적인 설계방법으로 정립시키기 위해서는 깊은 보 거동을 보이는 철근콘크리트 보의 하중전달 메커니즘을 적절히 반영할 수 있는 스트럿-타이 모델과 철근콘크리트 보의 강도 및 거동을 지배하는 주요설계변수들의 영향을 합리적으로 반영할 수 있는 방법이 제시되어야 한다. 이 연구에서는 전단경간비가 3 이하인 철근콘크리트 보의 주요 하중전달 메커니즘을 반영할 수 있는 두 종류의 1차 부정정 스트럿-타이 모델을 제시하였다. 또한 스트럿과 타이의 재료적 비선형 거동을 고려할 수 있는 부정정 스트럿-타이 모델의 비탄성 구조해석을 통해 전단경간비, 휨철근비, 그리고 콘크리트의 압축강도 등의 주요설계변수가 철근콘크리트 보의 강도 및 거동에 미치는 영향뿐만 아니라 철근콘크리트 보의 주요 하중전달 메커니즘의 강성변화의 영향을 철근콘크리트 보의 해석 및 설계 시 적합하게 반영할 수 있는 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율을 개발, 제안하였다. 이 연구에서 제안한 부정정 스트럿-타이 모델과 하중분배율에 대한 타당성 평가는 이 논문의 동반논문⁷⁾에서 다룬다.

감사의 글

이 논문은 2015년도 정부(교육부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업임(2015R1D-1A1A01061333).

References

1. Canadian Standards Association, *Design of Concrete Structures for Buildings*, A23.3-M04, Rexdale, Ontario, Canada, 2004.
2. European Committee for Standardization, *Eurocode 2: Design of Concrete Structures*, Brussels, Belgium, 2004.
3. American Association of State Highway and Transportation Officials, *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications, 5th Edition*, Washington, D. C., USA, 2010.
4. Comite Euro-International du Beton, *CEB-FIP Model Code 2010*, International Federation for Structural Concrete (*fib*), Lausanne, Switzerland, 2010.
5. American Concrete Institute, *Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-14) and Commentary*, Farmington Hills, Michigan, USA, 2014.
6. Korean Concrete Institute, *Design Specifications for Structural Concrete*, Seoul, Korea, 2012. (in Korean)
7. Chae, H. S. and Yun, Y. M., "Strut-Tie Models and Load Distribution Ratios for Reinforced Concrete Beams with Shear Span-to-Effective Depth Ratio of Less than 3 - (II) Validity Evaluation", *Journal of Korean Concrete Institute*, in Review, 2016. (in Korean)
8. ACI Subcommittee 445, *Examples for the Design of Structural Concrete with Strut-and-Tie Models; SP-208*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 2002.
9. Portland Cement Association, *AASHTO LRFD Strut-Tie Model Design Examples*, Skokie, Illinois, USA, 2004.
10. Foster, S. J. and Gilbert, R. I., "Experimental Studies on High-Strength Concrete Deep Beams", *ACI Structural Journal*, Vol.95, No.4, 1998, pp. 382-390.
11. Kim, B.H., and Yun, Y.M., "An Indeterminate Strut-Tie Model and Load Distribution Ratio for RC Deep Beams -(I) Model & Load Distribution Ratio", *Advances in Structural Engineering*, Vol.14, No.6, 2011, pp.1031-1041.
12. Smith, K.M., and Vantsiotis, A.S., "Shear Strength of Deep Beams", *ACI Material Journal*, Vol.79, No.3, 1982, pp. 201-213.
13. American Concrete Institute, *Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-99) and Commentary (ACI 318R-99)*, Farmington Hills, Michigan, USA, 1999.
14. Hwang, S.J., Lu, W.Y., and Lee, H.J., "Shear Strength Prediction for Deep Beams", *ACI Structural Journal*, Vol.97, No.3, 2000, pp.367-376.
15. Oh, J.K., and Shin, S.W., "Shear Strength of Reinforced High-Strength Concrete Deep Beams", *ACI Structural Journal*, Vol.98, No.2, 2001, pp.164-173.
16. Matamoros, A.B., and Wong, K.H., "Design of Simply Supported Deep Beams Using Strut-and-Tie Models", *ACI Structural Journal*, Vol.100, No.6, 2003, pp.704-712.
17. Kim, S.C., and Park, S.Y., "A Study on Shear Steel Effect on RC Deep Beams", *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, Vol.25, No.2, 2005, pp.365-373 (in Korean).
18. He, Z.Q., Liu, Z., and Ma, Z.J., "Investigation of Load-Transfer Mechanisms in Deep Beams and Corbels", *ACI Structural Journal*, Vol.109, No.4, 2012, pp.467-476.
19. Yun, Y.M., "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.1, 2005, pp.49-59 (in Korean).
20. Jeon, C.H., and Yun, Y.M., "Validity Evaluation of Effective Strength of Concrete Strut using Strut-Tie Model Analysis of Structural Concrete", *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, Vol.30, No.5, 2010, pp.443-462 (in Korean).
21. Pang, X.B., and Hsu, T.T.C., "Behavior of Reinforced Concrete Membrane Elements in Shear", *ACI Structural Journal*, Vol.92, No.6, 1995, pp.665-679.
22. Leonhardt, F., "Reducing the Shear Reinforcement in Reinforced Concrete Beams and Slabs", *Magazine of Concrete Research*, Vol.17, No.53, 1965, pp.187-198.
23. Park, R., and Paulay, T., *Reinforced Concrete Structures*, John Wiley & Sons, New York, USA, 1975.
24. Kim, W., Jeong, J.P., and Kim, D.J., "Non-Bernoulli-Compatibility Truss Model for RC Members Subjected to Combined Action of Flexure and Shear (I) - Its Derivation of Theoretical Concept", *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, Vol.23, No.6, 2003, pp.1247-1256 (in Koeran).
25. Kim, W, Jeong, J.P., and Park, D.S., "Non-Bernoulli-Compatibility Truss Model for RC Members Subjected to Combined Action of Flexure and Shear (II) - Its Practical Solution", *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, Vol.23, No.6, 2003, pp.1257-1266 (in Korean).

요약 철근콘크리트 깊은 보의 파괴거동은 전단경간비, 휨철근비, 하중점과 지지점의 조건, 그리고 사용재료의 성질 등의 여러 변수간의 복합적인 역학관계로 인해 매우 복잡하다. 이 논문에서는 철근콘크리트 깊은 보의 파괴거동 특성을 합리적인 방법으로 반영하여 전단경간비가 3 이하인 철근콘크리트 보의 설계를 수행할 수 있는 두 종류의 단순 1차 부정정 스트럿-타이 모델을 제안하였다. 또한 1차 부정정 스트럿-타이 모델을 정정 스트럿-타이 모델로 변환시켜 현행 스트럿-타이 모델 설계기준에 의한 철근콘크리트 깊은 보의 설계를 가능하게 하는 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율을 제안하였다. 하중분배율 결정 시 철근콘크리트 보의 강도 및 거동에 영향을 미치는 전단경간비, 휨철근비, 콘크리트의 압축강도 등의 영향을 반영하였다. 이 논문의 동반논문에서는 여러 현행 설계기준의 방법들과 이 연구에서 제안한 스트럿-타이 모델 및 하중분배율을 이용하여 파괴실험이 수행된 전단경간비가 3 이하인 다양한 종류의 335개 철근콘크리트 보의 강도를 평가하고, 이 연구에서 제안한 스트럿-타이 모델 및 하중분배율의 타당성을 검증하였다.

핵심용어 : 철근콘크리트, 보, 스트럿-타이 모델, 하중분배율