

단순지지 RC 깊은 보 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율- (I) 하중분배율의 제안

Load Distribution Ratios of Indeterminate Strut-Tie Models for Simply Supported RC Deep Beams - (I) Proposal of Load Distribution Ratios

김병헌* · 윤영목**

Kim, Byung Hun · Yun, Young Mook

Abstract

The ultimate strengths of reinforced concrete deep beams are governed by the capacity of the shear resistance mechanism composed of concrete and shear reinforcing bars, and the structural behaviors of the beams are mainly controlled by the mechanical relationships according to the shear span-to-effective depth ratio, flexural reinforcement ratio, load and support conditions, and material properties. In this study, a simple indeterminate strut-tie model reflecting all characteristics of the ultimate strengths and complicated structural behaviors is presented for the design of simply supported reinforced concrete deep beams. In addition, a load distribution ratio, defined as a magnitude of load transferred by a vertical truss mechanism, is proposed to help structural designers perform the design of simply supported reinforced concrete deep beams by using the strut-tie model approaches of current design codes. In the determination of a load distribution ratio, a concept of balanced shear reinforcement ratio requiring a simultaneous failure of inclined concrete strut and vertical steel tie is introduced to ensure the ductile shear failure of reinforced concrete deep beams, and the prime design variables including the shear span-to-effective depth ratio, flexural reinforcement ratio, and compressive strength of concrete influencing the ultimate strength and behavior are reflected upon based on various and numerous numerical analysis results. In the companion paper, the validity of presented model and load distribution ratio was examined by employing them to the evaluation of the ultimate strengths of various simply supported reinforced concrete deep beams tested to failure.

Keywords : reinforced concrete deep beam, indeterminate strut-tie model, load distribution ratio, ultimate strength

요 지

철근콘크리트 깊은 보는 콘크리트와 전단철근에 의한 전단저항 메커니즘의 성능에 의해 극한강도가 지배된다. 깊은 보의 거동은 전단지간대 유효깊이의 비, 휨철근비, 하중점과 지지점의 조건, 그리고 사용재료의 성질 등의 여러 변수간의 복합적인 역학관계로 인해 매우 복잡하다. 본 논문에서는 이러한 깊은 보의 강도 및 거동 특성을 모두 반영하여 단순지지 철근콘크리트 깊은 보의 설계를 수행할 수 있는 부정정 스트럿-타이 모델을 제안하였다. 또한 현 스트럿-타이 모델 설계기준을 부정정 스트럿-타이 모델을 이용한 단순지지 철근콘크리트 깊은 보의 설계에 합리적으로 적용하기 위해 수직 트러스 메커니즘에 의해 전달되는 하중의 크기 즉 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율을 제안하였다. 하중분배율의 결정 시 단순지지 철근콘크리트 깊은 보의 전단에 대한 연성과파괴거동을 확보하기 위하여 깊은 보의 전단저항 메커니즘을 구성하는 콘크리트 스트럿과 수직철근 타이 가 동시에 파괴된다는 전단평형철근비 개념을 도입하였으며, 다양한 수치해석결과를 바탕으로 단순지지 깊은 보의 강도 및 거동에 영향을 미치는 전단지간대 유효깊이의 비, 휨철근비, 그리고 콘크리트의 압축강도 등의 설계변수를 고려하였다. 본 논문의 후속편에서는 기존의 여러 설계방법들과 본 연구에서 제안한 방법을 이용하여 파괴실험이 수행된 다양한 종류의 단순지지 깊은 보의 강도를 평가하고, 본 연구에서 제안한 방법의 적합성을 검증하였다.

핵심용어 : 철근콘크리트 깊은 보, 부정정 스트럿-타이 모델, 하중분배율, 극한강도

1. 서 론

전단지간대 유효깊이의 비가 2.5이하인 단순지지 철근콘크리트 깊은 보(이하 단순 깊은 보)는 일반적으로 휨강도에 의

해 극한강도가 지배되는 세장한 보와는 달리 전단강도에 의해 극한강도가 지배된다. 단순 깊은 보의 이러한 전단에 의한 파괴는 보의 강도를 휨 성능 이하로 감소시켜 매우 취약적이므로, 이러한 취성과파괴가 일어나지 않도록 전단거동을

*정회원 · 콜로라도대학교 토목공학과 박사후 연구원 (E-mail : byunghun@colorado.edu)

**정회원 · 교신저자 · 경북대학교 건축토목공학부 교수 (E-mail : ymyun@knu.ac.kr)

정확히 파악하여 설계하여야 한다. 단순 깊은 보의 전단거동은 보의 크기, 전단지간대 유효깊이의 비, 휨철근과 전단철근의 비, 하중점과 지지점의 조건, 사용재료의 성질 등의 여러 변수간의 복합적인 역학관계로 인해 매우 복잡하다. 이러한 단순 깊은 보의 복잡한 전단거동을 규명하기 위해 많은 실험 및 이론적 연구가 진행되었으나, 현재까지 명확한 이론이 확립되지 못하고 있는 실정이다.

최근 들어 응력교란영역(D-영역)의 합리적인 설계방법으로 알려진 스트럿-타이 모델 방법이 단순 깊은 보의 합리적인 전단설계방법으로 제시되어, CSA(1984), NZS 3101(1995), BS8110(1997), FIB(1999), ACI 318-05(2005), 그리고 AASTHO-LRFD(2007) 등의 세계 주요설계기준에 도입되고 있다. 그러나 현재의 세계 주요 스트럿-타이 모델 설계기준은 단순 깊은 보에 관한 연구결과를 바탕으로 정립되었음에도 불구하고, 단순 깊은 보의 전단거동에 영향을 미치는 주요설계변수와 단순 깊은 보의 하중전달 메커니즘을 적절히 반영하는 스트럿-타이 모델을 제시하지 못하고 있다. 즉 현재의 스트럿-타이 모델 설계기준은 단순 깊은 보의 전단거동에 영향을 미치는 전단지간대 유효깊이의 비(a/d), 콘크리트 압축강도(f_{ck}), 그리고 휨철근비(ρ) 등의 주요설계변수의 변화에 따른 영향을 반영하지 못하는 물론, 단순 깊은 보의 전단력이 전단지간 내의 콘크리트와 전단철근에 의해 전달된다는 기본적인 개념 또한 충족시키지 못하고 있다. 이는 스트럿-타이 모델 설계기준의 하한소성이론의 기본개념에 따른 정정 트러스 구조의 스트럿-타이 모델(이하 정정 스트럿-타이 모델)을 사용하여야 한다는 제한에 의해 단순 깊은 보의 전단지간 내의 하중전달 메커니즘을 콘크리트에 의한 아치 메커니즘 또는 철근에 의한 트러스 메커니즘 중 하나의 하중전달 메커니즘으로 지나치게 단순화함에 기인한다.

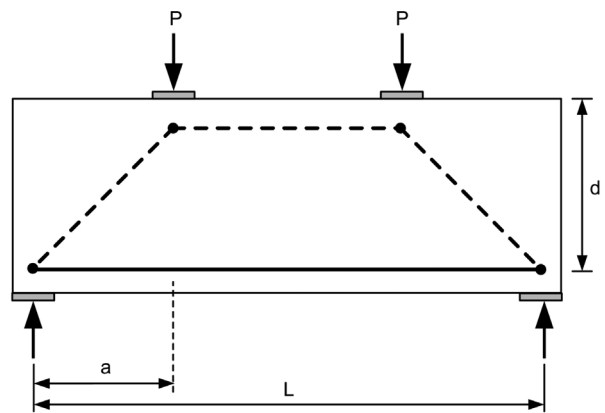
이러한 문제를 해결하기 위해서는 아치 메커니즘과 트러스 메커니즘을 모두 포함하는 부정정 트러스 구조의 스트럿-타이 모델(이하 부정정 스트럿-타이 모델)을 단순 깊은 보의 해석 및 설계를 위한 스트럿-타이 모델로 사용하여야 한다. 부정정 스트럿-타이 모델은 스트럿 및 타이 요소의 강성에 따라 이들 요소의 단면력이 다르게 결정되므로, 현재의 스트럿-타이 모델 설계기준을 부정정 스트럿-타이 모델을 이용한 단순 깊은 보의 설계에 적용하기 위해서는 각 하중전달 메커니즘을 구성하는 스트럿 및 타이 요소의 상대강성에 따른 각 하중전달 메커니즘이 부담하는 하중의 크기 즉 하중분배율을 합리적인 방법을 통해 결정하여야 한다. 이와 같은 스트럿-타이 모델 설계기준의 문제점을 해결하기 위해 여러 연구자들이 부정정 스트럿-타이 모델을 이용한 해석 및 설계 방법(Alshegeir, 1992; Yun, 2000; Tjhin & Kuchma, 2002; 박홍근 등, 2005), 단순 깊은 보를 위한 부정정 스트럿-타이 모델의 제안(윤영목, 2002; Hwang *et al.*, 2000; Bakir & Boduroglu, 2005), 그리고 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율에 관한 연구(Foster & Gilbert, 1998; FIB, 1999) 등을 수행하였다. 그러나 기존의 연구에서는 부정정 스트럿-타이 모델 자체의 비탄성 구조해석에 바탕을 둔 해석 및 설계를 수행하거나, 연구자의 경험과 주관에 따라 결정된 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율을 제안하고 있다.

본 연구에서는 단순 깊은 보의 강도 및 거동 특성을 모두

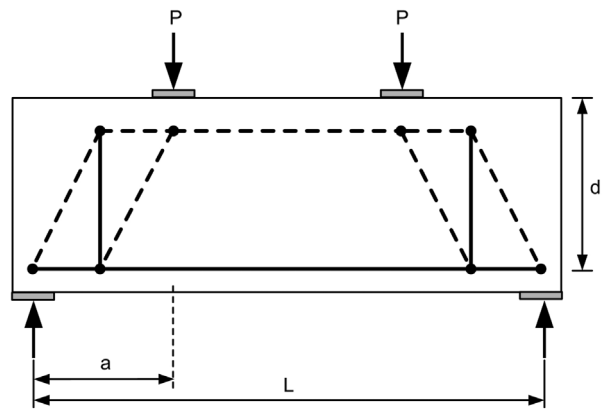
반영하여 설계를 수행할 수 있는 부정정 스트럿-타이 모델을 제안하고, 부정정 스트럿-타이 모델의 변형적합조건 및 스트럿과 타이의 재료비선형 거동을 고려하는 부정정 스트럿-타이 모델의 비탄성 구조해석을 통해 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율을 제안하였다. 제안한 하중분배율을 단순 깊은 보의 전단저항 메커니즘을 구성하는 콘크리트 스트럿과 수직철근 타이이 동시에 파괴된다는 전단평형철근비 개념을 도입하여 결정하였으므로, 제안한 하중분배율을 이용한 스트럿-타이 모델 설계 시 단순 깊은 보의 전단에 대한 연성과 파괴거동을 확보할 수 있다. 또한 제안한 하중분배율은 단순 깊은 보의 강도 및 거동에 영향을 미치는 전단지간대 유효깊이의 비, 휨철근비, 그리고 콘크리트의 압축강도 등의 주요설계변수들의 영향을 고려할 수 있을 뿐만 아니라 부정정 스트럿-타이 모델을 정정 구조화 할 수 있는 합리적인 기준을 제공함으로써 현 스트럿-타이 모델 설계기준에 근거한 단순 깊은 보의 합리적인 설계를 가능하게 한다.

2. 기존문헌의 스트럿-타이 모델 및 하중분배율

단순 깊은 보의 설계는 일반적으로 그림 1(a)의 하중점과 지지점을 스트럿으로 연결한 아치 메커니즘을 나타내는 모델과 그림 1(b)의 수직 철근의 영향을 고려한 수직 트러스 메커니즘을 나타내는 모델등과 같은 정정 스트럿-타이 모델을 이용하여 수행한다. 이러한 스트럿-타이 모델은 정정의 트러스 구조이므로 스트럿 및 타이 요소의 강성에 관계없이 일정한 단면력을 가진다.



(a) 아치 메커니즘을 나타내는 스트럿-타이 모델



(b) 수직 트러스 메커니즘을 나타내는 스트럿-타이 모델

그림 1. 단순 깊은 보를 위한 정정 스트럿-타이 모델

CSA(1984)와 AASHTO-LRFD(2007)에서는 설계영역의 하중경로나 응력흐름을 적절히 표현할 수 있는 모델을 선정하여야 한다는 기본적인 개념을 제시하였으며, 그림 1(a)와 같은 스트럿-타이 모델을 이용하여 단순지지 깊은 보의 설계를 수행할 수 있도록 하고 있다. 이러한 개념은 ACI 318-05(2005)에서도 도입되어 그림 1(a)와 같은 하중점과 지지점을 연결한 스트럿-타이 모델을 이용하여 단순 깊은 보의 설계를 수행할 수 있도록 하고 있다. 그러나 ACI 318-05에서

는 압축과 인장의 방향이 유사할 수 없다는 원칙에 입각하여 스트럿과 타이의 이루는 각이 25° 보다 커야 한다는 기준을 제시함에 따라 그림 1(a)와 같은 모델은 실제적으로 $a/d=1.8(a/z=2.0, z=0.9d, d=0.9h)$ 이하의 부재에서만 적용이 가능하도록 규정되어 있다. 따라서 $a/d \geq 1.8$ 의 단순 깊은 보에 대해서는 ACI 318-02의 스트럿-타이 모델 설계예제집(2002)에서 소개한 것과 같이 그림 1(b)와 같은 모델을 이용할 수 있도록 규정하고 있다. CSA, AASHTO-LRFD, 그리고 ACI 318-05에서는 설계를 위한 부정정 스트럿-타이 모델에 관한 별도 기준을 제시하고 있지 않으므로 단순 깊은 보를 위한 부정정 스트럿-타이 모델의 사용은 제안하지 않고 있다.

FIB(1999)에서는 단순 깊은 보의 설계를 위해 그림 2와 같이 전단지간대 모멘트 팔길이의 비(a/z)에 따라 아치 메커니즘을 대변하는 모델($a/z \leq 0.5$, 그림 2(a)), 아치 메커니즘과 수직 트러스 메커니즘이 조합된 모델($0.5 < a/z < 2.0$, 그림 2(b)), 그리고 수직 트러스 메커니즘을 대변하는 모델($a/z \geq 2.0$, 그림 2(c))을 이용하는 스트럿-타이 모델 설계기준을 제안하였다. 아치 메커니즘과 수직 트러스 메커니즘이 조합된 모델($0.5 < a/z < 2.0$)은 부정정 트러스 구조이므로 FIB에서는 아치 메커니즘과 수직 트러스 메커니즘이 각각 부담하는 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율에 관한 기준을 제시함으로써 힘의 평형조건을 이용하여 각 스트럿과 타이의 단면력을 구할 수 있도록 하였다. 아치 메커니즘과 수직 트러스 메커니즘이 조합된 모델을 위해 제시한 $0.5 < a/z < 2.0$ 범위에서의 하중분배율은 다음과 같은 식에 의해 선형적으로 변화한다고 정의하였다.

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

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

Foster & Gilbert(1998)은 FIB(1999)와 같이 단순 깊은 보의 설계를 위해 세 가지 형태 Type I, Type II, Type III의 스트럿-타이 모델 선정기준을 다음과 같이 제안하였다.

$$\text{Type I: } a/z \leq 1, \text{ Type II: } 1 < a/z < \sqrt{3}, \text{ Type III: } a/z \geq \sqrt{3} \quad (2)$$

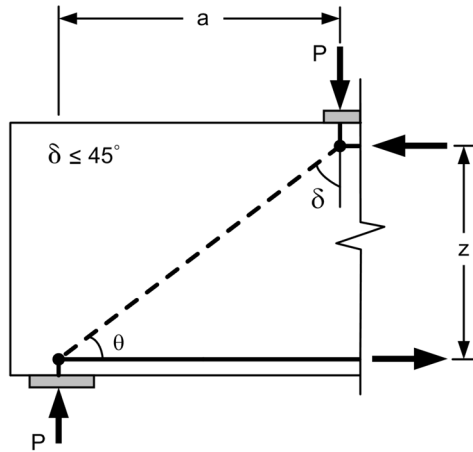
Type II의 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율은 FIB와 동일한 개념을 적용하여 다음과 같이 제안하였다.

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

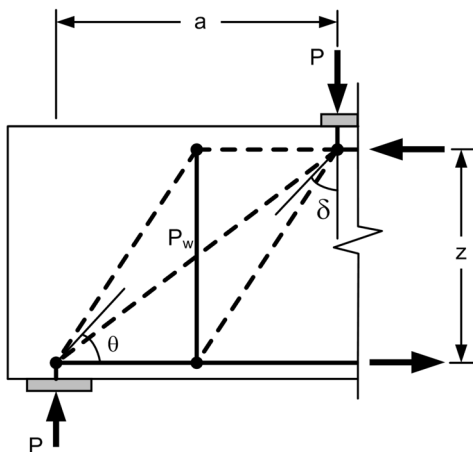
3. 본 연구의 부정정 스트럿-타이 모델 및 하중분배율

3.1 단순 깊은 보의 부정정 스트럿-타이 모델

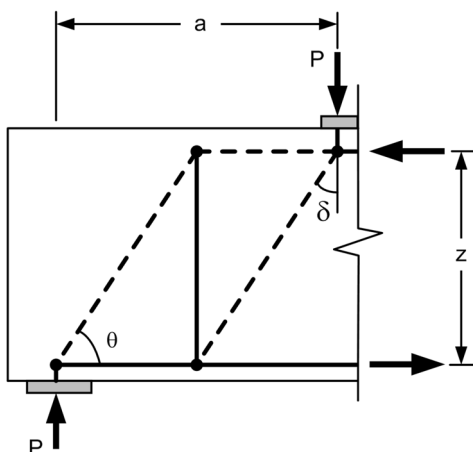
단순 깊은 보의 강도 및 거동은 전단지간대 유효깊이의 비, 휨철근 및 전단철근비, 하중점과 지지점의 조건, 그리고 사용재료의 성질 등의 여러 설계변수들의 영향으로 비선형적인 변화를 보이므로, 본 연구에서는 이러한 비선형적인 강도 및 거동 특성을 고려할 수 있는 부정정 스트럿-타이 모델과 부정정 스트럿-타이 모델을 단순 깊은 보의 설계에 합리적으로 적용하기 위한 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율을 제안하였다. 본 연구에서 제안한 부정정 스트럿-타이



(a) $a/z \leq 0.5$



(b) $0.5 < a/z < 2.0$



(c) $a/z \geq 2.0$

그림 2. FIB(1999)의 단순 깊은 보를 위한 스트럿-타이 모델

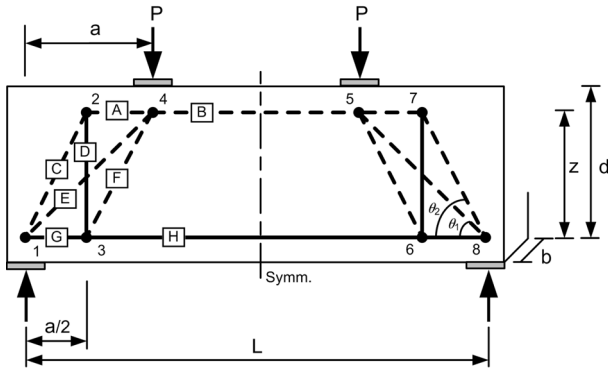


그림 3. 본 연구의 부정정 스트럿-타이 모델

모델은 단순 깊은 보의 주요 하중전달 메커니즘을 스트럿의 직접전달에 의한 아치 메커니즘과 수직 전단철근에 의한 수직 트러스 메커니즘으로 정의한 그림 3과 같은 1차 부정정 트러스 구조이다. 제안한 부정정 스트럿-타이 모델에서 수평 전단철근에 의한 하중전달 기능을 표현하는 수평 트러스 메커니즘을 고려하지 않은 것은 많은 양의 수평철근이 배근될 경우를 제외하고는 수평철근이 보의 전단강도에 미치는 영향이 크지 않다는 연구결과(Smith & Vantsiotis, 1982; Bazant, 1997; Shin *et al.*, 1999; Zararis, 2003)에 근거한 것이다.

3.2 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율

본 연구에서는 스트럿과 타이 요소의 재료비선형 거동을 고려하는 부정정 스트럿-타이 모델의 비탄성 구조해석을 수행하여 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율(α)을 결정하였다. 비탄성 구조해석 시 전단저항 메커니즘을 구성하는 콘크리트 스트럿과 철근 타이로 선정된 후 선정된 스트럿과 타이이 동시에 파괴되는 상태 즉 전단평형철근비 상태를 하중분배율 결정조건으로 사용하였다. 단순 깊은 보의 전단저항 메커니즘을 구성하는 주요 콘크리트 스트럿과 철근 타이는 휨평형철근비 개념에 의해 전단에 대한 연성 거동을 보장할 수 있는 그림 3의 A, B 스트럿과 G, H 타이로 제외한 C, E, 그리고 F 경사 스트럿과 수직 전단철근을 대변하는 D 타이로 선정하였다. 선정된 주요 콘크리트 스트럿과 철근 타이이 동시에 파괴되는 전단평형철근비 상태는 단순 깊은 보의 전단저항 메커니즘에 따라 아치 메커니즘의 파괴(E 스트럿과 D 타이의 파괴)와 수직 트러스 메커니즘의 파괴(C, F 스트럿과 D 타이의 파괴)로 구분하였으며, 두 하중전달 메커니즘 중 하나의 하중전달 메커니즘에 파괴가 발생하면 전단평형철근비 상태에 도달한 것으로 정의하였다. 전단평형철근비 상태에서의 각 주요 하중전달 메커니즘의 하중분배율을 찾기 위해 작용하중(P)과 수직 전단철근량(A_{Dtie})을 변화시키면서 부정정 스트럿-타이 모델의 비탄성 구조해석을 그림 4와 같은 절차에 따라 수행하였다. 이와 같이 결정된 하중분배율은 각 주요 하중전달 메커니즘을 구성하는 콘크리트 스트럿이 파괴됨과 동시에 항복하는 철근 타이의 필요철근량을 결정해 줌으로서 경제적인 설계가 이루어지도록 할 뿐만 아니라 설계 시 철근의 항복이후에 콘크리트 스트럿의 파괴가 이루어지도록 설계할 수 있는 기준을 제공하므로 단순 깊은 보의 연성거동을 보장한다.

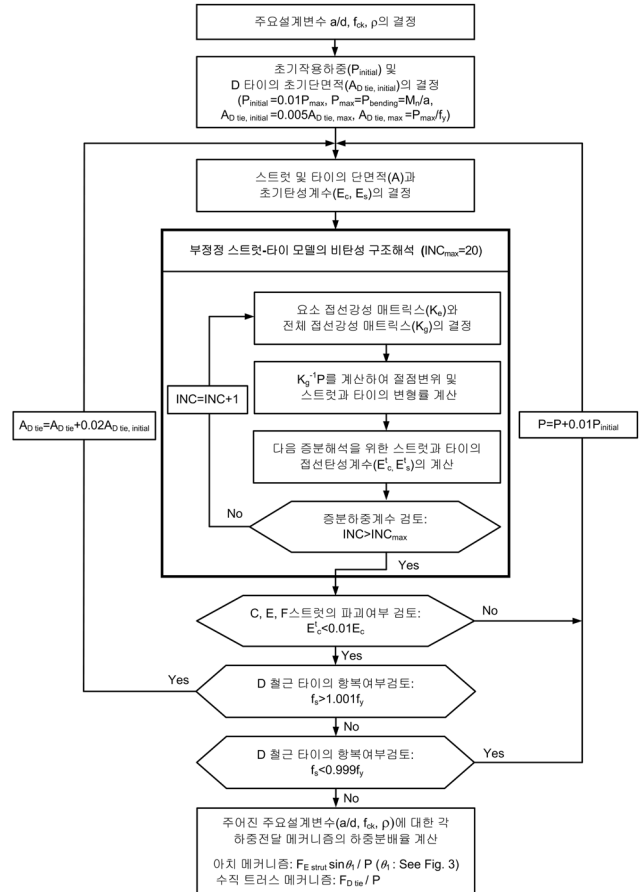


그림 4. 전단평형철근비 개념에 의한 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율 결정 알고리즘

본 연구의 하중분배율은 부정정 스트럿-타이 모델의 비탄성 구조해석을 수행하여 결정하므로 요소의 응력상태에 따른 스트럿과 타이의 축강성(EA, E=탄성계수, A=단면적)을 고려하여야 한다. 축강성의 산정을 위한 각 콘크리트 스트럿의 단면적은 그림 5와 같이 스트럿-타이 모델 설계기준에서 일반적으로 사용하는 최대단면적으로 취하였다. 즉 그림 5의 압축영역에 위치한 A 및 B 스트럿의 단면적은 식 (4)와 같이 스트럿의 유효폭(w_s =휨철근량에 따라 결정된 등가응력블록의 깊이 a)과 부재폭(b)의 곱으로 결정하였다.

$$A_{A, Bstrut} = ab = \beta_1 cb = \frac{f_y A_s}{0.85 f_{ck}} = \frac{f_y \xi \rho_b}{0.85 f_{ck}} bd \quad (4)$$

여기서, β_1 는 등가응력블록에 대한 계수, c 는 중립축까지의 거리, $A_s (= \xi \rho_b bd)$ 는 휨철근량, d 는 유효깊이, ρ_b 는 휨평형철근비, 그리고 ξ 는 휨철근비수(ρ_{max} 의 경우, $\xi=0.75$)를 의미한다. 전단지간 내에 위치한 C, E, 그리고 F 경사스트럿의 단면적은 경사스트럿과 연결된 절점영역 경계면의 폭으로부터 다음과 같이 결정하였다.

$$A_{Cstrut} = w_{Cstrut} b = (w_{Gtie} \cos \theta_2 + l_{b,1} \sin \theta_2) b \quad (5)$$

$$A_{Estrut} = w_{Estrut} b = \min(w_{Gtie} \cos \theta_1 + l_{b,1} \sin \theta_1, w_{Astrut} \cos \theta_1 + l_{b,4} \sin \theta_1) b \quad (6)$$

$$A_{Fstrut} = w_{Fstrut} b = (w_{Astrut} \cos \theta_2 + l_{b,4} \sin \theta_2) b \quad (7)$$

여기서, w_{Cstrut} 는 C스트럿의 유효폭, w_{Htie} 는 H타이의 유효폭, θ_1 및 θ_2 는 경사스트럿이 수평축과 이루는 각, 그리고 $l_{b,1}$ 는

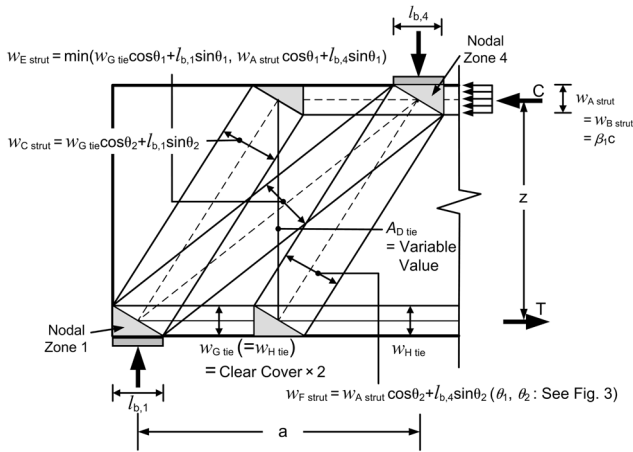


그림 5. 부정정 스트럿-타이 모델의 스트럿과 타이 요소의 최대단면적

1번 절점의 지지판(또는 하중판)의 폭을 의미한다. 본 연구에서 절점의 지지판(하중판)의 폭 l_b 는 식 (8)과 같이 ACI 318-05(2005)에서 제시하고 있는 절점유효강도를 만족하는 값을 가지는 것으로 결정하였다.

$$l_b = \frac{P}{0.85\beta_n f_{ck} b} \quad (8)$$

여기서, β_n 는 절점 유효강도계수를 나타내며, CCT 절점인 1번 절점에서는 $\beta_n=0.8$ 을 적용하였으며, CCC 절점인 4번 절점에서는 $\beta_n=1.0$ 을 적용하였다. 하단부에 위치한 G 및 H 타이의 단면적은 단순 깊은 보의 강도와 거동에 영향을 미치는 주요변수인 휨철근비($\rho=\xi\rho_b$)값에 의해 결정된 휨철근량($A_{tie}=\xi\rho_b b d$)을 사용하였다. 수직전단철근에 해당하는 D 타이의 단면적(A_{Dtie})은 수직 트러스 메커니즘이 부담하는 하중을 철근의 항복강도(f_y)로 나눈 값을 의미하므로, 각 하중전달 메커니즘의 하중분배율을 찾기 위해 D 타이의 단면적을 반복적으로 변화시키면서 부정정 스트럿-타이 모델의 비탄성 구조해석을 수행하였다.

부정정 스트럿-타이 모델의 비탄성 구조해석 시 콘크리트 스트럿의 재료구성모델은 그림 6(a)와 같이 Hsu와 Pang (1995)이 제안한 식 (9)와 같은 응력-변형률 관계를 따른다고 정의하였으며, 비탄성 구조해석의 각 증분단계에서 사용하는 콘크리트 스트럿의 접선탄성계수(E_c^t)는 식 (9)를 콘크리트 스트럿의 증분변형률 $d\epsilon_c$ 에 대해 미분하여 식 (10)과 같이 구할 수 있다.

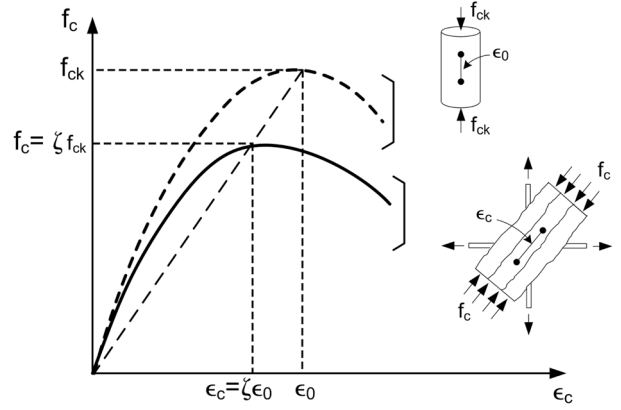
$$\sigma_c = \zeta f_{ck} \left[2 \left(\frac{\epsilon_c}{\zeta \epsilon_0} \right) - \left(\frac{\epsilon_c}{\zeta \epsilon_0} \right)^2 \right] \quad \text{for } \epsilon_c / \zeta \epsilon_0 \leq 1 \quad (9)$$

$$\sigma_c = \zeta f_{ck} \left[1 - \left(\frac{\epsilon_c / \zeta \epsilon_0 - 1}{2/\zeta - 1} \right)^2 \right] \quad \text{for } \epsilon_c / \zeta \epsilon_0 > 1$$

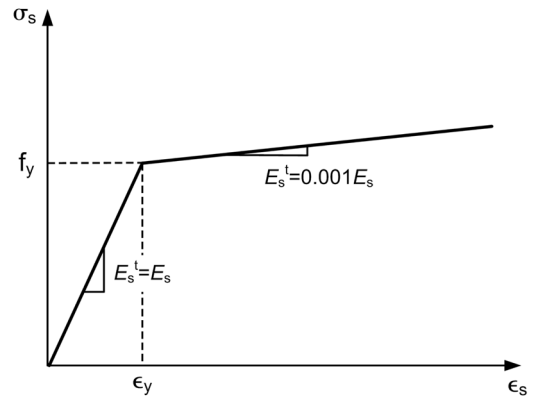
$$E_c^t = E_c \left[1 - \frac{\epsilon_c}{\zeta \epsilon_0} \right] \quad \text{for } \epsilon_c / \zeta \epsilon_0 \leq 1 \quad (10)$$

$$E_c^t = -E_c \left[\frac{(\epsilon_c / \zeta \epsilon_0 - 1)}{(2/\zeta - 1)^2} \right] \quad \text{for } \epsilon_c / \zeta \epsilon_0 > 1$$

여기서, σ_c 및 ϵ_c 는 각각 콘크리트 스트럿의 압축응력과 압축변형률을 나타내며, ζ 는 콘크리트의 연화계수를 의미하며, ϵ_0 는 콘크리트 스트럿의 일축압축변형률로서 $\epsilon_0=2f_{ck}/E_c$ 로 정의하였다. 그리고 콘크리트 스트럿의 초기탄성계수 E_c 는 f_{ck}



(a) 콘크리트 스트럿의 응력-변형률 관계



(b) 철근 타이의 응력-변형률 관계

그림 6. 스트럿과 타이의 재료구성모델

≤ 30 MPa의 경우 $E_c=4700\sqrt{f_{ck}}$ 을, $f_{ck}>30$ MPa의 경우 $E_c=3300\sqrt{f_{ck}}+7700$ 을 사용하였다. 콘크리트 스트럿 A 및 B의 연화계수(ζ)는 이들 스트럿이 2축 압축영역에 위치하므로 그림 5의 단면적 계산에 도입한 스트럿의 유효강도계수와 동일한 $\zeta=0.85$ 를 사용하였으며, 콘크리트 스트럿 C, E, 그리고 F의 연화계수로는 ACI 318-05 설계기준(2005)에서 제시하고 있는 일반적인 스트럿의 유효강도계수와 동일한 $\zeta=0.638(=0.85\beta_n=0.85\times 0.75)$ 을 사용하였다. 본 연구의 하중분배율 결정과정에서는 절점영역의 국부파괴는 발생하지 않는다고 가정하였다. 철근 타이의 재료구성모델은 그림 5(b)와 같이 철근에 일반적으로 적용되는 탄성-완전소성 응력-변형률 관계를 따른다고 정의하면, 철근타이의 접선탄성계수(E_s^t)는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} E_s^t &= E_s & \text{for } \epsilon_s \leq \epsilon_y \\ E_s^t &= 0.001E_s & \text{for } \epsilon_s > \epsilon_y \end{aligned} \quad (11)$$

여기서 E_s 는 철근의 초기탄성계수를 의미한다.

표 1은 $a/d=1.4$, $f_{ck}=40$ MPa, $\rho=0.45\rho_b$ 인 수치해석모델의 비탄성 구조해석과정을 보여주고 있다. 주요 하중전달 메커니즘의 하중분배율을 찾기 위해 작용하중(P)과 수직 전단철근량(A_{Dtie})을 변화시키면서 부정정 스트럿-타이 모델의 비탄성 구조해석을 수행한 결과, 작용하중 145.2 kN에서 E 스트럿이 파괴됨과 동시에 수직 전단철근도 파괴되는 전단평형 철근비 상태에 도달하였다. 전단평형철근비 상태에서의 수직 전단철근량은 163.3 mm^2 으로 결정되었으며, 이에 따라 수치

표 1. 하중분배율 결정과정($a/d=1.4$, $f_{ck}=40$ MPa, $\rho=0.45\rho_b$)

P (kN)	하중판 및 지지판의 폭 (mm)		Strut의 단면적 (mm ³)			Strut의 탄성계수 (MPa)			Strut의 파괴여부			전단철근	
	$l_{b,1}$	$l_{b,4}$	A_{Cstrut}	A_{Estrut}	A_{Fstrut}	E_{Cstrut}^t	E_{Estrut}^t	E_{Fstrut}^t	Strut C	Strut E	Strut F	$A_{D,tie}$	전단평형철근비상태여부
14.52	5.3	4.3	7017	8964	11268	28568	26232	28568	×	×	×	0.05	×
29.04	10.7	8.5	7417	9227	11588	28560	23598	28560	×	×	×	0.21	×
43.56	16.0	12.8	7818	9490	11909	28547	20368	28547	×	×	×	0.48	×
58.08	21.4	17.1	8218	9753	12229	28530	15501	28530	×	×	×	0.88	×
72.59	26.7	21.4	8618	10016	12549	28392	321	28392	×	×	×	4.06	×
87.11	32.0	25.6	9018	10279	12869	26955	269	26955	×	○	×	36.9	×
101.63	37.4	29.9	9418	10542	13189	25551	287	25551	×	×	×	69.0	×
116.17	42.7	34.2	9819	10806	13510	24149	270	24149	×	○	×	100.7	×
130.69	48.1	38.4	10219	11069	13830	22720	293	22720	×	×	×	132.1	×
145.21	53.4	42.7	10620	11332	14150	21226	270	21226	×	○	×	163.3	○

하중분배율 (P_w/P) = $F_{D,tie}/P = (A_{D,tie} \times f_y) / P = (163.3 \times 400) / 145210 = 44.9\%$

○: fail; ×: safe

해석모델의 하중분배율은 44.9%로 결정되었다.

3.3 주요설계변수에 따른 하중분배율의 변화

단순 깊은 보의 강도 및 거동에 영향을 미치는 전단지간대 유효깊이의 비(a/d), 휨철근비(ρ), 그리고 콘크리트의 압축강도(f_{ck}) 등의 주요설계변수가 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율에 미치는 영향을 그림 7과 같은 단순 깊은 보 수치해석모델을 적용하여 분석하였다. 주요설계변수의 최대, 최소, 그리고 변화량은 표 2와 같이 결정하였다. 전단지간대 유효깊이의 비의 범위는 일반적으로 단순 깊은 보로 결정되는 영역으로 결정하였으며, 휨철근비의 범위는 설계기준에서 제시하고 있는 최대 및 최소철근량 규정을 고려하여 결정하였다.

그림 4의 하중분배율 결정 알고리즘에 따라 결정한 주요

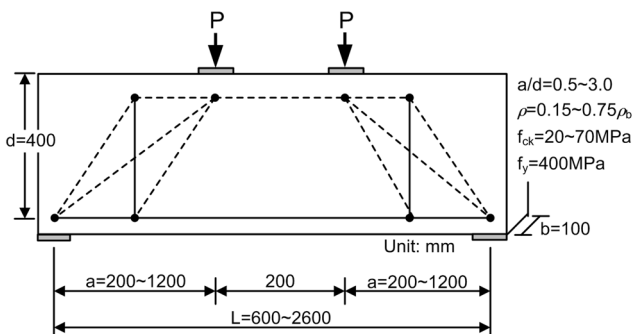


그림 7. 주요설계변수가 하중분배율에 미치는 영향을 분석하기 위한 단순 깊은 보 수치해석모델

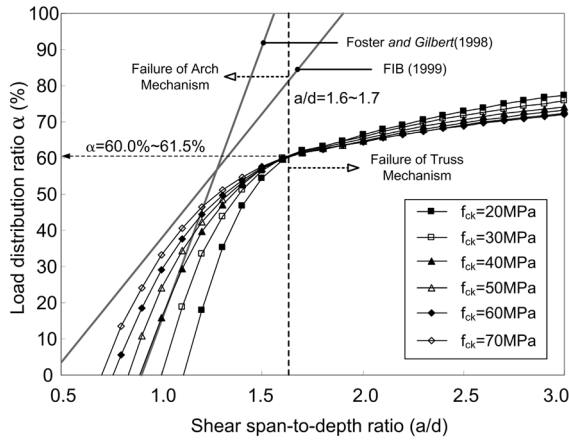
표 2. 주요설계변수의 범위

Range of design parameters	Shear span/depth ratio (a/d)	Longitudinal tensile reinf. ratio (ρ)	Concrete compressive strength (f_{ck})
Maximum value	3.0	0.75	70
Minimum value	0.5	0.15	20
Variation value	0.1	0.15	10

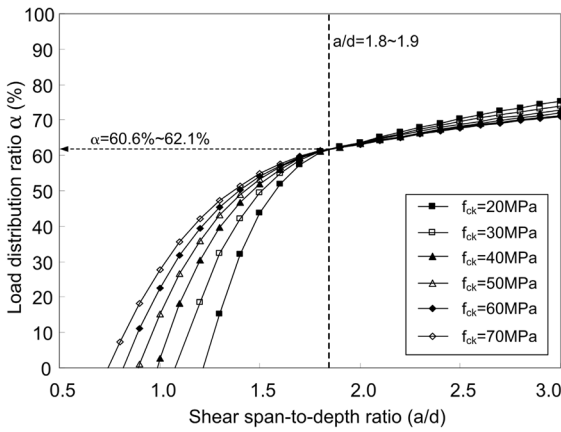
설계변수의 변화에 따른 수직 트러스 메커니즘의 하중분담을 즉 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율은 그림 8과 같다. 그림 8(a)의 FIB(1999)와 Foster & Gilbert(1998)에 의해 제안된 전단지간대 유효깊이의 비(a/d)에 따라 선형적으로 변화하는 하중분배율과는 달리 전단지간대 유효깊이의 비(a/d) 뿐만 아니라 콘크리트 압축강도(f_{ck})와 휨철근비(ρ)에 따라 하중분배율이 비선형적으로 변화하였다. 이는 본 연구에서 제안한 하중분배율 결정방법이 단순 깊은 보의 비선형적인 강도 및 거동특성을 반영할 수 있음을 의미할 뿐만 아니라 전단지간대 유효깊이의 비(a/d), 콘크리트의 압축강도(f_{ck}), 그리고 휨철근비(ρ)의 영향에 따른 단순 깊은 보 주요 하중전달 메커니즘상의 하중저항성능의 변화를 적절히 반영할 수 있음을 의미하는 결과이다.

전단지간대 유효깊이의 비(a/d)가 1.0이하에서는 Foster & Gilbert(1998)의 하중분배율과 유사하게 아치 메커니즘의 하중분담율이 매우 크나, a/d 가 증가할수록 수직 트러스 메커니즘의 하중분담율이 증가하는 것으로 나타났다. 그러나 전단지간대 유효깊이의 비가 $a/d=1.80$ (FIB, 1999)와 $a/d=1.56$ (Foster & Gilbert, 1998) 이상일 때 수직 트러스 메커니즘이 모든 하중을 부담하는 기존 연구결과와는 달리 본 연구에서 제안한 하중분배율에서는 $a/d=2.0$ 이상인 경우에서도 아치 메커니즘이 20%이상의 하중분담율을 가지는 것으로 나타났다. 이는 전단지간대 유효깊이의 비(a/d)가 증가하여도 아치 콘크리트 스트럿에 의한 전단저항성능이 존재함을 의미하므로, 본 연구의 하중분배율이 실제 깊은 보의 거동을 유사하게 묘사함을 입증하는 결과라 할 수 있다 (Leonhardt, 1965; Park & Paulay, 1975; 김우 등, 2003a, 2003b).

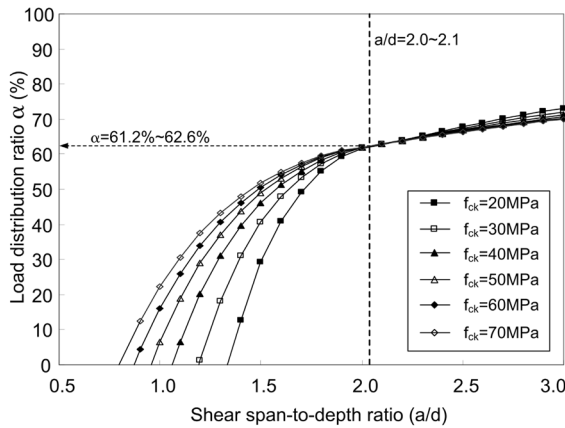
부정정 스트럿-타이 모델의 비탄성 구조해석에서 아치 메커니즘과 수직 트러스 메커니즘의 동시파괴 즉 C, E 스트럿과 D 타이의 동시파괴 또는 E, F 스트럿과 D 타이의 동시파괴가 발생할 때의 전단지간대 유효깊이의 비(a/d)는 그림 8에 나타난 것과 같이 휨철근비나 콘크리트 압축강도의 변화



(a) $\rho = 0.75\rho_b (= \rho_{max})$



(b) $\rho = 0.45\rho_b$



(c) $\rho = 0.15\rho_b$

그림 8. 주요설계변수에 따른 하중분배율의 변화

에 관계없이 거의 비슷한 하중분담율($\rho=0.75\rho_b$ 의 경우 $a/d \approx 1.65$, 그림 8(a))을 가지는 것으로 나타났다. 단순 깊은 보의 주요 하중전달 메커니즘이 모두 동시에 파괴되는 이러한 경우는 휨철근비나 콘크리트 압축강도의 증가에 따른 스트러트와 타이 요소의 강성의 증가로 인해 그림 9와 같이 파괴하중은 증가하나 구성요소의 상대강성이 비례적으로 증가하므로 각 하중전달 메커니즘이 부담하는 하중분담율은 동일하기 때문에 나타나는 결과라 할 수 있다.

휨철근비가 증가할수록 아치 메커니즘과 수직 트러스 메커니즘의 동시파괴가 발생하는 전단지간대 유효깊이의 비(a/d)가 감소함을 알 수 있다. 즉 아치 메커니즘에 의한 파괴가

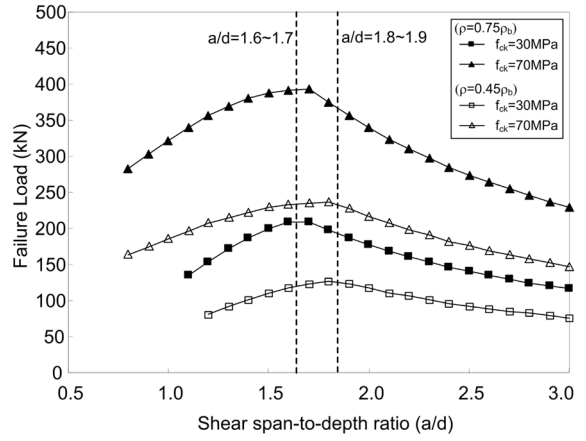


그림 9. 주요설계변수에 따른 파괴강도의 변화

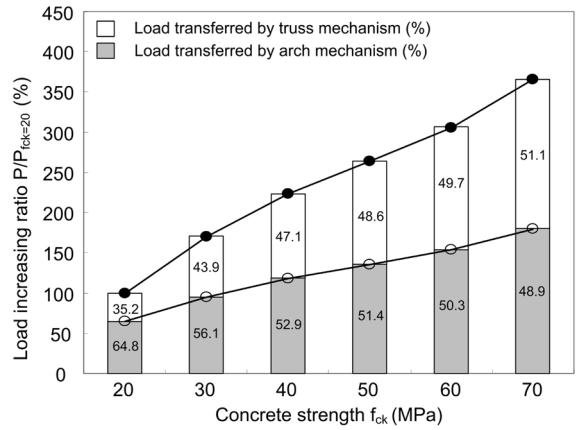


그림 10. 콘크리트 압축강도 변화에 따른 각 하중전달 메커니즘의 하중저항성능($a/d=1.3, \rho=0.75\rho_b$)

지배되는 영역이 감소하는 현상($\rho=0.75\rho_b$ 일 때 $a/d=0.5\sim 1.6$, $\rho=0.15\rho_b$ 일 때 $a/d=0.5\sim 2.0$)은 휨철근비의 증가에 의해 아치 메커니즘의 하중전달성능이 향상됨으로서 수직 트러스 메커니즘에 의해 파괴되는 a/d 범위의 증가를 의미하는 것이다. 이는 휨철근비가 증가할수록 콘크리트가 부담하는 전단력의 크기 즉 아치 메커니즘의 하중분담율이 커지는 기존 참고문헌(Zsutty, 1971; Okamura & Hugai, 1980; Niwa *et al.*, 1986; EC2, 1992; Bazant, 1997; ACI 318-99, 1999)의 결과와 동일한 것으로, 본 연구의 하중분배율은 휨철근비의 변화에 따른 단순 깊은 보의 거동을 적절히 반영하고 있음을 알 수 있다.

콘크리트의 압축강도가 증가할수록 수직 트러스 메커니즘에 의해 파괴되는 그림 8(a)의 $a/d \geq (1.6\sim 1.7)$ 범위에서는 아치 메커니즘의 하중분배율이 증가하는 것으로 나타났으나, 아치 메커니즘에 의해 파괴되는 그림 8(a)의 $a/d \leq (1.6\sim 1.7)$ 범위에서는 아치 메커니즘의 하중분배율이 감소하는 것으로 나타났다. 이는 그림 10에서 알 수 있듯이 콘크리트 압축강도가 증가할수록 아치 메커니즘에 의한 하중전달 역할이 트러스 메커니즘에 의한 역할보다 더 향상되기 때문인 것으로 판단된다. 또한 그림 10으로부터 콘크리트의 압축강도가 증가할수록 아치 메커니즘에 의한 콘크리트의 전단저항성능(콘크리트가 부담하는 전단력의 크기)과 수직 트러스 메커니즘에 의한 전단저항성능이, 비록 비례적이진 않지만, 거의 선형적으로 증가함을 알 수 있다. 이는 콘크리트 압축강도의

증가에 따른 콘크리트의 전단저항능력이 증가할 경우 이 콘크리트의 전단저항성을 최대한 발휘하면서 연성거동을 보장하기 위해서는 이에 대응하는 전단철근비가 증가하여야 함을 의미하는 결과이다.

3.4 하중분배율 결정식

본 연구의 주요설계변수에 따른 그림 8의 하중분배율을 모든 단순 깊은 보의 설계에 간단히 적용할 수 있는 식을 극선조정을 통해 다음과 같이 제안하였다.

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

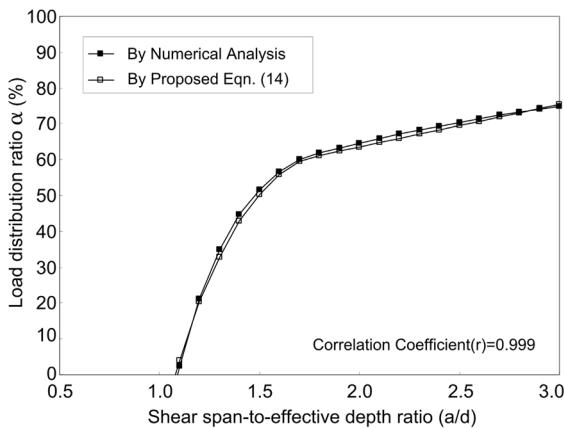
$$\alpha = \beta\left(\frac{a}{d} - \eta\right) + \left(61.5 - 2\frac{\rho}{\rho_b}\right) \text{ for } \frac{a}{d} \geq \eta \quad (14)$$

여기서, $\alpha = P_w/P$ 는 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율로서 작용하중에 대한 수직 트러스 메커니즘의 하중분담율을, ρ_b 는 휩평형철근비를 나타낸다. 그리고 η 및 β 는 각각 단순 깊은 보의 파괴를 지배하는 메커니즘을 결정하는 변수 및 주요설계변수에 따른 하중분배율의 변화를 고려하는 변수로서 다음과 같이 정의하였다.

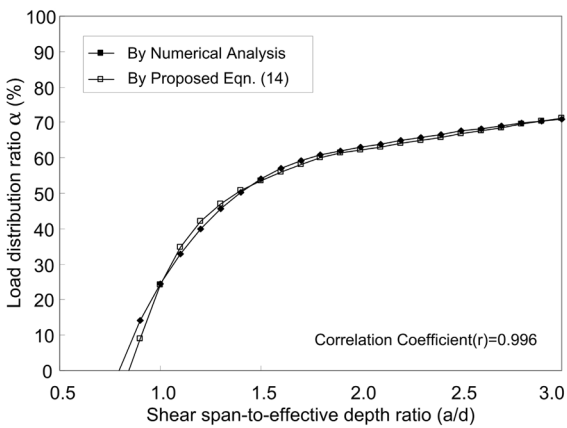
$$\eta = 2.1 - \left(\frac{\rho}{\rho_b}\right) \quad (15)$$

$$\beta = \begin{cases} (1 + \rho/\rho_b)(a/d - \eta)^2, & f_{ck} > 40\text{MPa} \\ (2 + 3\rho/\rho_b)(a/d - \eta)^2, & f_{ck} > 40\text{MPa} \end{cases} \text{ for } a/d < \eta \quad (16)$$

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



(a) $f_{ck} = 28\text{MPa}$, $\rho = 0.55\rho_b$



(b) $f_{ck} = 65\text{MPa}$, $\rho = 0.40\rho_b$

그림 11. 수치해석과 제안식에 의해 결정한 하중분배율의 비교

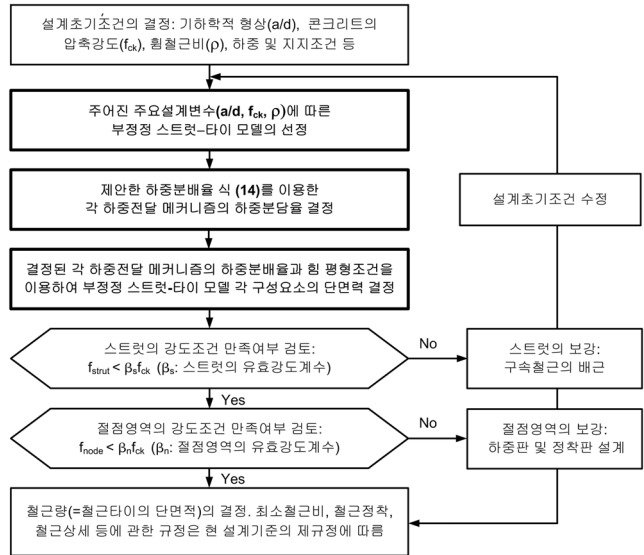


그림 12. 하중분배율을 이용한 스트럿-타이 모델 설계절차

그림 11은 식 (14)를 이용하여 계산한 하중분배율과 3.2절의 부정정 스트럿-타이 모델의 비탄성 구조해석을 통해 결정한 하중분배율을 비교한 것으로, 제안한 식을 이용하여 계산한 하중분배율은 비탄성 구조해석에 의해 결정한 하중분배율과 유사한 값을 나타낸다. 따라서 주어진 주요설계변수에 대해 부정정 스트럿-타이 모델의 비탄성 구조해석을 직접 수행하지 않고 제안식 (14)를 이용하여 하중분배율을 결정할 수 있다.

하중분배율은 부정정 스트럿-타이 모델을 정정 트러스 구조화하여 힘 평형조건으로 스트럿-타이 모델 구성요소의 단면력을 결정할 수 있는 기준을 제공한다. 따라서 제안한 하중분배율을 현 스트럿-타이 모델 설계기준에 도입하면 그림 3과 같은 부정정 스트럿-타이 모델을 이용하여 단순 깊은 보의 설계를 가능하게 함과 동시에, 단순 깊은 보의 극한강도에 영향을 미치는 주요설계변수들을 설계에 반영할 수 있다. 그림 12는 제안한 하중분배율을 이용한 단순 깊은 보의 스트럿-타이 모델 설계절차를 보여주고 있다.

4. 결 론

단순 깊은 보의 전단거동은 보의 크기 및 전단지간대 유효깊이의 비, 휩철근과 전단철근의 양, 하중점과 지지점의 조건, 그리고 사용재료의 특성 등 여러 변수들의 영향을 받음으로서 복잡한 역학적 관계를 가진다. 스트럿-타이 모델 방법이 단순 깊은 보의 합리적인 설계방법으로 정립되기 위해서는 단순 깊은 보의 하중전달 메커니즘을 적절히 반영하는 모델이 제시되어야 함은 물론 주요설계변수에 의한 단순 깊은 보의 강도 및 거동에 미치는 영향을 설계과정에 고려하여야 한다. 본 연구에서는 단순 깊은 보의 주요 하중전달 메커니즘을 정의하고 이를 반영한 부정정 스트럿-타이 모델을 제시하였다. 또한 스트럿과 타이 요소의 재료적 비선형 거동을 고려한 부정정 스트럿-타이 모델의 비탄성 구조해석을 통해 단순 깊은 보의 강도 및 거동에 영향을 미치는 전단지간대 유효깊이의 비, 휩철근비, 그리고 콘크리트의 압축강도 등의 주요설계변수를 고려함과 동시에 단순 깊은 보의

전단에 대한 연성거동을 보장할 수 있는 부정정 스트럿-타이 모델의 하중분배율을 제안하였다. 본 연구의 하중분배율은 기존문헌의 하중분배율에 비해 단순 깊은 보의 주요 하중전달 메커니즘의 강성변화의 영향을 단순 깊은 보의 해석 및 설계 시 더 적절하게 반영할 수 있다. 본 연구에서 제안한 단순 깊은 보의 부정정 스트럿-타이 모델과 하중분배율의 타당성 평가는 후편논문에서 다룬다.

참고문헌

김우, 정제평, 김대중(2003a) 휨과 전단이 작용하는 RC 부재의 해석을 위한 비-베르누이-적합 트러스 모델링 기법 연구(I), **대한토목학회 논문집**, 대한토목학회, 제23권 제6호, pp. 1247~1256.

김우, 정제평, 박대성(2003b) 휨과 전단이 작용하는 RC 부재의 해석을 위한 비-베르누이-적합 트러스 모델링 기법 연구(II), **대한토목학회 논문집**, 대한토목학회, 제23권 제6호, pp. 1257~1266.

박홍근, 김윤곤, 엄태성(2005) 활선강성을 이용한 직접 비탄성 스트럿-타이 모델, **한국콘크리트학회 논문집**, 한국콘크리트학회, 제17권 제2호, pp. 201-212.

윤영목 (2002) 철근콘크리트 보의 비선형 스트럿-타이 모델 해석, **대한토목학회 논문집**, 대한토목학회, 제22권 제5호, pp. 1153-1163.

Alshegeir, A. (1992) *Analysis and Design of Disturbed Regions with Strut-Tie Models*, Ph.D Dissertation, School of Civil Engineering, Purdue University, West Lafayette, Indiana, USA.

American Association of State Highway and Transportation Officials (2007) *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications*, 2nd edition, Washington, D.C., USA.

American Concrete Institute (1999) *Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-99) and Commentary (ACI 318R-99)*, Farmington Hills, Michigan, USA.

American Concrete Institute (2005) *Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-05) and Commentary (ACI 318R-05)*, Farmington Hills, Michigan, USA.

ACI Subcommittee 445-1 (2002) *Examples for the Design for Structural Concrete with Strut-and-Tie Models; SP-208*, Reinneck R. H. eds, American Concrete Institute, Michigan, USA.

Bakir, P.G and Boduroglu, H.M. (2005) Mechanical Behaviour and Non-linear analysis of Short Beams using Softened Truss and Direct Strut & Tie Models, *Engineering Structures*, Elsevier Ltd, Vol. 27, No. 4, pp. 639-651.

Bazant, Z.P. (1997) Fracturing Truss Model: Size Effect in Shear Failure of Reinforced Concrete, *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, Vol. 123, No. 12, pp. 1276-1288.

British Standards Institution (1997) *Code of Practice for Design and Construction (BS8110 Part 1)*, British Standard, UK.

Canadian Standards Association (1984) *Design of Concrete Structures for Buildings*, CAN3-A23.3-M84, Rexdale, Ontario, Canada.

Concrete Design Committee (1995) *The Design of Concrete(NZS 3101: Part I and II)*, New Zealand Standard, New Zealand.

Eurocode 2 (1992) *Design of Concrete Structures, Part I: General Rules and Rules for buildings(DD ENV 1992-1-1)*, Commission of the European Communities, UK.

Foster, S.J. and Gilbert, R.I. (1998) Experimental Studies on High-Strength Concrete Deep Beams, *ACI Structural Journal*, Vol. 95, No. 4, pp. 382-390.

Hwang, S.J., Lu, W.Y., and Lee, H.J. (2000) Shear Strength Prediction for Deep Beams, *ACI Structural Journal*, Vol. 97, No. 3, pp. 367-376.

The International Federation for Structural Concrete(fib) (1999) *Structural Concrete; Textbook on Behavior, Design and Performance Updated Knowledge of the CEB/FIP Model Code 1999 Volume 3*, The International Federation for Structural Concrete(fib), Lausanne, Switzerland.

Leonhardt, F. (1965) Reducing the Shear Reinforcement in Reinforced Concrete Beams and Slabs, *Magazine of Concrete Research*, Vol. 17, No. 53, pp. 187-198.

Niwa, J., Yamada, K., Yokozawa, K., and Okamura, M. (1986) Reevaluation of the Equation for Shear Strength of R.C.-Beams without Web Reinforcement, *Proceeding of Japan Society of Civil Engineering*, pp. 1986-1988.

Okamura, H. and Higai, T. (1980) Proposed Design Equation for Shear Strength of R.C. Beams without Web Reinforcement, *Proceeding of Japan Society of Civil Engineering*, pp. 131-141.

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.

Park, R. and Paulay, T (1970) *Reinforced Concrete Structures*, Wiley, N.Y.

Shin, S.W., Lee, K.S., Moon, J., and Ghosh, S.K. (1999) Shear Strength of Reinforced High-strength Concrete Beams with Shear Span-to-Depth Ratios between 1.5 and 2.5, *ACI Structural Journal*, Vol. 96, No. 4, pp. 549-556.

Smith, K.M. and Vantsiotis, A.S. (1982) Shear Strength of Deep Beams, *ACI Material Journal*, Vol. 79, No. 3, pp. 201-213.

Tjhin, T.N. and Kuchma, D.A. (2002) Computer-based Tools for Design by Strut-and-tie Method: Advances and Challenges, *ACI Structural Journal*, Vol. 99, No. 5, pp. 586-594.

Yun, Y.M. (2000) Nonlinear Strut-Tie Model Approach for Structural Concrete, *ACI Structural Journal*, Vol. 97, No. 4 pp. 581-590.

Zararis P.D. (2003) Shear Compression Failure in Reinforced Concrete Deep Beams, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 129, No. 4, pp. 544-553.

Zsutty, T.C. (1971) Shear strenght prediction for Separate Categories of Simple Beam Tests, *ACI Journal*, Vol. 68, No. 2, pp. 138-143.

(접수일: 2007.7.18/심사일: 2007.9.11/심사완료일: 2007.9.11)