

전단변형적합조건에 기반한 철근콘크리트 부재의 전단 해석 모델

김 우¹⁾ · 이창신¹⁾ · 정제평^{1)*}

¹⁾전남대학교 토목공학과

Shear Behavioral Model based on Shear Deformation Compatibility in Reinforced Concrete Members

Woo Kim¹⁾, Chang-Shin Rhee¹⁾, and Jae-Pyong Jeong¹⁾

¹⁾ Dept. of Civil Engineering, Chonnam National University, Gwangju 500-757, Korea

ABSTRACT This paper presents a model for evaluating the contribution by arch action to shear resistance in shear-critical reinforced concrete beams. Based on the relationship between shear and bending moment in beams subjected to combined shear and bending, the behavior of a beam is explicitly divided into two base components of the flexural action and the tied arch action. The compatibility condition of the shear deformation that deviates from Bernoulli bending plane is formulated utilizing the smeared truss idealization with an inclined compression chord. The Modified Compression Field Theory is employed to calculate the shear deformation of the web, and the relative axial displacements of the compression and the tension chord by the shear flow are also calculated. From this shear compatibility condition in a beam, the shear contribution by the arch action is numerically decoupled. Then the validity of the model is examined by applying the model to some selected test beams in literatures. The results may confirm the rationale of the proposed behavioral model.

Keywords arch action, compatibility, reinforced concrete beam, shear, truss model

1. 서 론

철근콘크리트 구조 해석과 설계 분야의 주요 논쟁 중 하나로 전단분야가 남아있지만, 현대트러스모델이론(modern truss model theory)은 콘크리트 구조물을 다루는데 더 발전시킬 수 있는 유망한 방법으로 인정받고 있다. 지난 40년간 트러스모델의 개념은 크게 확장되었으며 지금까지 몇 개의 접근법이 개발되었다. 이에 대해 실험적 자료뿐만 아니라 현재 사용되는 이론들에 대해 ASCE-ACI Committee^{1,2)}의 보고서에 체계적으로 요약 정리되어 있다. 그 중 한 가지 접근법으로 상현재가 평행한 트러스에 스트럿의 경사각을 45°로 가정하여 복부전단철근의 기여분에 콘크리트 기여 강도를 추가시킨 방법이 있다³⁾. 또 다른 접근법으로 복부 스트럿의 경사각이 변각(variable angle)인 평행 현재 트러스모델이 있는데, 콘크리트 기여 강도를 명시적으로 고려하지 않고 경사각을 높게 하여 전단철근의 기여분을 크게 평가하게 하는 모델이 사용되어 왔다. 이 모델을 표준트러스모델(standard truss model)이라 하며, 골재 맞물림 작용, 다월작용에 의한 콘크리트 기여 전단 성분을 명시적으로 정할 수 없

는 한계를 갖고 있다⁴⁾. 이 후 평행 상현재를 갖는 변각 트러스와 콘크리트 기여분을 조합하는 방법이 제안되었다. 이러한 방법을 수정트러스모델(modified truss model)이라고 한다^{5,6)}.

전단저항은 재료의 응력과 변형을 관계로부터 Fig. 1

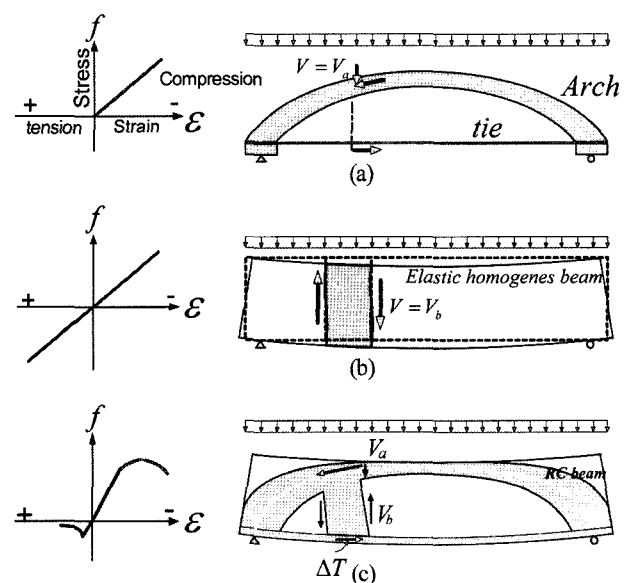


Fig. 1 Shear resistance mechanism: (a) arch action; (b) beam(flexural) action; (c) combined action

*Corresponding author E-mail : safecon@hanmail.net
 Received October 10, 2005, Accepted December 30, 2005
 ©2006 by Korea Concrete Institute

과 같은 3 가지 저항기구로 설명할 수 있다. 인장변형률이 증가해도 인장응력을 받지 못하는 보(Fig. 1(a))는 압축응력만 발생하는 아치와 인장을 받는 타이로 구성된 타이드-아치(tied-arch) 기구에 의해 하중을 저항하게 된다. 이러한 작용을 아치작용(arch action)이라 하며, 전단은 아치축력의 수직분력에 의해서만 저항하게 된다.

인장과 압축 성질이 동일한 등방성 재료를 사용한 부재는 모든 부위가 압축과 인장을 동시에 받을 수 있기 때문에, Fig. 1(b)의 음영진 부분과 같이 변형을 하면서 전단을 저항하게 된다. 이러한 상태는 균열이 발생하지 않는 탄성 상태의 균질 보에 나타나는 거동으로 전단은 복부 보작용에 의해 저항하게 된다. 그러나 콘크리트는 압축은 강하지만 인장은 상대적으로 취약한 재료이기 때문에, 실제 철근콘크리트 보의 전단작용은 Fig. 1(c)와 같이 아치작용과 보작용이 조합되어 저항하게 된다. 따라서 트러스 개념으로 철근콘크리트 보의 전단거동을 정확히 이해하기 위해서는 아치작용에 의한 전단저항과 보작용에 의한 전단저항기구의 조합작용을 정확히 표현할 수 있는 트러스모델 개발이 가장 중요한 문제라고 할 수 있을 것이다.

많은 연구자들은⁷⁻⁹⁾ 균열 형태 관찰과 여러 측정 자료를 근거로 휨과 전단에 지배받는 철근콘크리트 보의 거동을 타이드-아치와 트러스의 조합작용으로 인지하였다. 그리고 실제 철근콘크리트 보에서 복잡한 응력장 뿐만 아니라 콘크리트 전단 기여도를 계산하기 위해서 다수의 연구자가 Fig. 2(b), (c), (d)와 같은 부정정 트러스 구조를 제안하였다.^{8, 10-12)} 제안된 다양한 트러스모델로 보의 거동은 부분적으로 타이드-아치와 보작용이 조합된 거동임을 쉽게 알 수 있다. 이러한 구조계의 내력분포는 구성하고 있는 각 요소의 경사각과 축강성에 크게 지배받는다.

Leonhardt⁸⁾는 전단력의 상당한 부분이 경사진 압축현재(콘크리트 압축영역)에 의해 지지된다는 점을 관찰하였고, 보는 타이드-아치와 같이 거동하며, 전단력의 일정 부분이 경사진 상현재(아치)에 의해 전달되며, 나머지 전단력은 Fig. 2(d)에서 보는 것과 같은 트러스작용에 의해 전달된다고 설명하였다. 그는 T형 보 실험을 통해 보

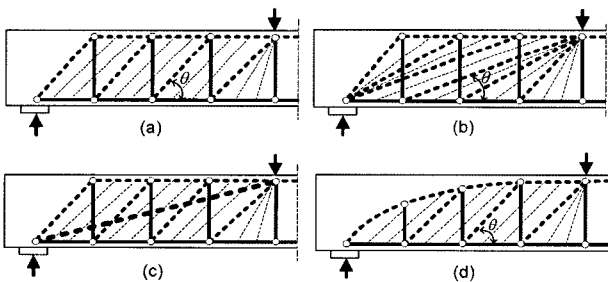


Fig. 2 Typical geometry of various truss models: (a) Standard truss model; (b) Fan truss model(Marti, 1985); (c) Truss model combined with simple strut-tie(Walraven, 1994; Niwa, 1997); (d) Refined truss model with inclined chord(Leonhardt, 1965)

복부는 극한하중단계 이하에서 조차 전체 전단력의 절반보다 작게 전달하며, 이러한 배분은 복부 강성과 상·하현재의 강성비에 크게 지배된다고 하였다.

그러나 Fig. 2(c), (d)와 같은 개선된 모델이 보 전단거동을 표현하는데 우수함에도 불구하고, 실용적 해석 모델로 사용되기 보다는 거동을 표현하는 개념적 도구로만 널리 사용되어 오고 있다. 이러한 주된 이유는 기하적 형상과 아치 그리고 스트럿의 강성이 부정정 구조계의 성질에 기인하여 정확하게 정의할 수 없기 때문이다.

따라서 본 연구에서는 보 전단 거동을 타이드-아치작용과 휨작용으로 분해하여 수치화하려는 것이다. 이러한 접근을 위한 이론적 기본 개념은 균열이 발생한 철근콘크리트 보에서 전단과 휨모멘트 관계식 즉 $V = dM/dx$ 에 근거한다. 최근 수정압축장이론(MCFT)의 Collins¹³⁾와 회전각연성트러스모델(rotating angle softened truss model; RA-STM)의 Hsu¹⁴⁾가 공헌한 자료로부터 연속 응력장(stress field) 형태의 분산트러스(smearred truss) 이상화를 이용하였고, 타이드-아치의 축 변형과 복부의 전단 변형이 서로 일치해야 한다는 전단변형적합조건을 정식화하였다. 이 적합조건을 이용하여 보의 전단 저항 기구를 보작용과 아치작용으로 분해하였다. 제안 방법의 타당성은 기존 실험결과를 비교하여 유효성을 검증하였다.

2. 기본원리와 가정

2.1 기본 개념 유도

Fig. 3(a)와 같이 집중하중을 받는 철근콘크리트 단순보의 경우, 전단지간에는 전단력 V 와 휨모멘트 M 이 동시에 작용한다. 휨 균열이 발생한 뒤 단면 휨모멘트 M 은 보 내부에 유발된 콘크리트 압축력 C 와 주철근 인장력 T 의 짝힘과 내부모멘트 팔길이 z 의 곱인 $M = T \cdot z = C \cdot z$ 에 의해 저항된다. 이 휨 저항 식으로부터 전단력은 보 지간을 따른 휨모멘트 변화율과 같다는 관계식 $V = dM/dx$ 에 대입하면 다음과 같은 두성분의 합으로 나타난다.

$$V = z \frac{dT}{dx} + T \frac{dz}{dx} \quad (1)$$

여러 선행 연구로 잘 알려져 있듯이^{15, 16)}, 첫 번째 항은 Fig. 3(b)에서와 같이 콘크리트 부착에 의해 유발된 전단력이고 보통 “보작용(beam action)”에 의한 전단 저항 성분이라 한다. 두 번째 항은 경사진 압축력 C 의 수직 성분을 의미하며, “아치작용(arch action)”에 의한 전단 성분이라 불린다. 여기서 압축력은 인장력 T 와 같고, Fig. 3(c)에서 보듯이 기울기가 dz/dx 와 같기 때문이다. 이것은 보가 타이드-아치처럼 작용한다는 의미이며, 이때 작용 전단력의 일부분이 경사진 상현재에 의해서 전달된다.

위 식 (1)이 갖는 역학적 의미로부터, 단면의 전단력은 보작용과 아치작용으로 뚜렷하게 구별되는 두 기본 성분의 조합에 의해 근본적으로 저항한다는 것을 알 수 있

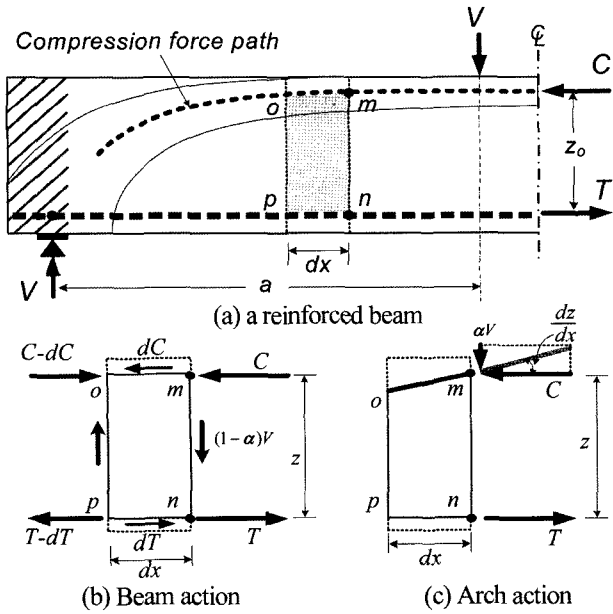


Fig. 3 Mechanical interpretation of shear resistant components

다. 그러므로 보에서 전단력에 저항하는 각 작용의 기여 정도는 이러한 작용에 관여하는 변형적합에 의존할 것이다. 만약 보 전단저항을 이러한 기본 요소로 분해 할 수 있다면, 전단저항 기구를 명확하게 표현할 수 있었을 것이다. 따라서 두 전단저항 구성비로써 전체전단력 V 에 대한 아치작용에 의한 전단력 성분의 비로 정의한 계수 α 를 도입하였다.

$$\alpha = \frac{\text{아치작용에 의한 전단력}}{\text{전체 전단력}} \quad (2)$$

위와 같이 정의하면, 계수 α 는 0에서 1.0 범위의 값을 갖게 되며, 보작용과 아치작용에 관여하는 변형 적합조건에 의존한다.

2.2 경사 현재를 갖는 분산트러스 이상화

일반적인 분산트러스 모델링과 같이¹⁴⁾, Fig. 3(a)의 음영으로 표시된 보 요소의 응력장은 Fig. 4(a)와 같이 각기 다른 기능을 갖는 3개의 이산 요소로 이상화할 수 있다. 콘크리트의 분포 압축응력은 압축합력 C 의 작용점에 집중한다고 가정하고 압축현재 (상현재)로 이상화 하였

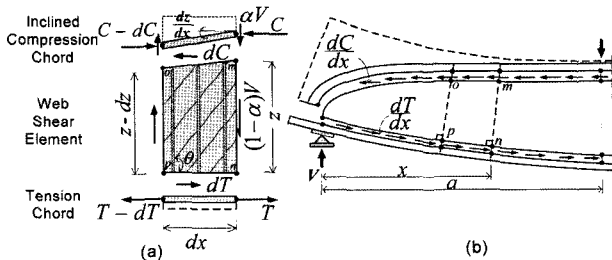


Fig. 4 Shear deformation compatibility condition: (a) smeared truss idealization; (b) idealized beam

다. 휨 인장철근과 주변 콘크리트는 인장현재 (하현재)로 구성시켰다. 인장현재와 압축현재사이의 중간 요소는 등분포 전단력을 받는 면전단요소로 간주할 수 있다.

아치작용에 의한 전단 저항 기구를 포함시키기 위해서 평행한 상현재 대신에 제안 모델에서는 경사진 압축현재를 설치하였다. 경사를 갖는 압축현재는 작용 전단력의 일부 αV 를 저항하는 기능과 추가로 작용 휨모멘트 M 에 의해 유발된 압축합력 C 를 저항하는 기능을 동시에 갖는다. 그리고 나머지 전단력 $(1-\alpha)V$ 는 복부전단요소가 저항한다. 결과적으로 보 지간을 따라 이와 같은 이상화를 확장한다면, 전단지간을 따라 모멘트 팔길이 z 형상과 같은, Fig. 4(b)처럼 면전단요소를 갖는 타이드-아치 형상이 구성될 것이다. 요소사이에 전달되는 $dC/dx (=dT/dx)$ 는 다음 식과 같이 표시할 수 있다.

$$\frac{dC}{dx} = \frac{dT}{dx} = \frac{(1-\alpha)V}{z} \quad (3)$$

위 값은 복부전단요소에는 전단흐름으로 작용하며, 압축현재와 인장현재에는 분포 축력으로 작용한다.

2.3 압축력선의 단순화

Fig. 4(b)에 보인 바와 같이, 제안한 접근법에서 dz/dx 값이 0 이 아닌 경우에는 지간에 따른 모멘트 팔길이 z 가 타이드-아치 형태를 이룬다. 집중하중이 작용하는 등단면 단순보의 경우에 $C = V \cdot x/z$ 관계식과 $\alpha V = Cdz/dx$ 를 결합하여 계수 α 를 z 와 x 항으로 표현하면 다음과 같게 된다.

$$\alpha = \frac{x}{z} \frac{dz}{dx} \quad (4)$$

일반적인 타이드-아치의 정착점사이 지간에는 일정한 힘이 발생된다는 사실로부터, 계수 α 를 상수로 가정할 수 있다. 위 식 (4)와 $x=a$ 에서 팔길이 $z=z_0$ 가 된다는 경계조건을 적용하면 모멘트 팔길이 z 는 다음과 같이 간편한 지수식의 형태로 나타난다.

$$z_x = \left(\frac{x}{a}\right)^\alpha z_0 \quad (5)$$

여기서, z_0 는 최대 휨모멘트 단면에서 고전적 방법으로 계산한 모멘트 팔길이 이다. 이와 같은 해법은 Lorentsen⁷⁾에 의해 처음으로 소개되었다. Fig. 5는 식 (5)를 사용하여 α 를 0에서 1.0 까지 변화시켜 기하학적인 형상을 표현한 것이다. 그림에서 보듯이 계수 α 의 선택 ($0 \leq \alpha \leq 1$)에 따라, 모든 압축력선 (아치형상)을 구성할 수 있고, 모멘트 팔길이가 상수 z_0 ($\alpha=0$)인 베르누이 보 이론으로부터 팔길이 z 가 선형 변화를 갖는 ($\alpha=1$) 단순 스트럿-타이 모델까지 표현할 수 있다. 이러한 지수식을 사용하면, 아치의 곡률 효과에 의해 전단력의 일정 부분을 평행하게 하는 방법으로, 정식화를 훨씬 간편하게 할 수 있는 장점이 있다.

집중 하중 뿐만 아니라 다른 형태의 하중이 작용하는 부재의 경우, 상응하는 압축력선은 다음과 같은 일반식

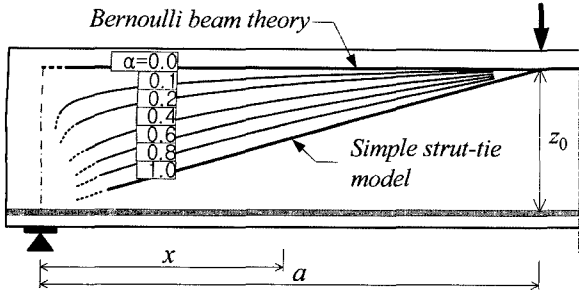


Fig. 5 Simplified compression force path in a point loaded simple beam

으로 표현할 수 있다.

$$z_x = \left(\frac{M_x}{M_{max}} \right)^\alpha z_0 \quad (6)$$

여기서, M_{max} 는 보 지간의 최대 휨모멘트이다. M_x/M_{max} 를 모멘트비 R_x 로 표현하면 $z_x = z_0 R_x^\alpha$ 로 표기된다. 위 일 반식을 이용하면, 등분포하중이나 편심을 받는 기둥에서 적절한 α 값을 알 수 있다면 다양한 형태의 하중이 작용 하는 부재의 압축력선을 쉽게 설정할 수 있다.

3. 정식화

3.1 복부의 평형조건

앞 절에서 설명하였듯이, 작용 전단력의 일부인 αV 는 경사 상현재 (아치)가 저항하고, 나머지 전단력 $(1-\alpha)V$

는 복부 요소가 저항한다. 수직스터럽이 배치된 깊이 z 와 두께 b_w 를 갖는 복부 요소는 등분포 전단력을 받고 있는 전형적인 면전단 판으로 간주할 수 있다. 대각균열 이 발생한 뒤 복부에는 일련의 콘크리트 스트럿이 구성 되고, 스테럽과 주인장 철근이 링크처럼 작용하는 트러 스를 형성한다. 이 트러스작용은 Fig. 6(a)에서 보듯이 주 압축응력 f_2 , 주인장응력 f_1 그리고 경사각 θ 로 구성된 2 축응력상태를 유발한다. 이러한 면 요소의 거동은 MCFT¹³⁾에 의해 잘 표현할 수 있다. 평형조건을 이용하면, 작용 전단응력에 대한 콘크리트 응력과 스테럽의 응력은 평균 응력 항으로 나타낼 수 있다. 즉, Fig. 6(b)와 같은 모어 원으로부터 다음 관계를 유도할 수 있다.

$$f_2 = (1-\alpha)v(\tan\theta + \cot\theta) - f_1 \quad (7)$$

$$f_T = (1-\alpha)v \tan\theta - f_1 \quad (8)$$

$$f_L = (1-\alpha)v \cot\theta - f_1 \quad (9)$$

여기서, $v = \frac{V}{b_w z_x}$ 이고 f_1 과 f_2 는 절대값이고, f_1 와 f_L 은 각각 횡방향 (수직) 응력과 종방향 응력이다.

수직스터럽이 있는 경우, 수직응력 f_1 는 수직 철근의 인장력과 평형을 이루어야한다. 전단에 저항하는 순수 판 요소와 달리 실제 보의 복부 요소는 인접한 요소에 의해 추가적인 구속을 받게 된다. Fig. 7에서와 같이 압축 경사재 (또는 균열)을 지나는 유효 스테럽의 개수가 $z_0 \cot\theta/s$ 이기 때문에 $m-n$ 단면의 수직 응력 검토는 요소 pqr 가 아닌 요소 $pq'r's'$ 에서 이루어져야 한다. 이와 같은 효과는 실제 수직스터럽비 ρ_v 를 $\rho_{vm} = (z_0/z_x)\rho_v$ 으로 수정 함으로써 반영할 수 있다. 따라서, 수직응력 f_1 는 수정된 스테럽응력 $\rho_{vm}f_v$ 와 같아야 한다. 여기서, f_v 는 콘크리트 속에 묻힌 스테럽의 평균응력이다.

$$\rho_{vm}f_v = (1-\alpha)v \tan\theta - f_1 \quad \text{for } f_v \leq f_{vy} \quad (10a)$$

앞에서 유도한 스테럽 응력 f_v 는 평균 응력이다. 그런데 균열 면의 응력은 평균 응력과 다르다. 균열 면에서 콘크리트 인장응력 f_1 이 0이 되는 반면, 철근 인장력은 증가하게 된다. 그러나 실제 보의 균열 면에서 상당히

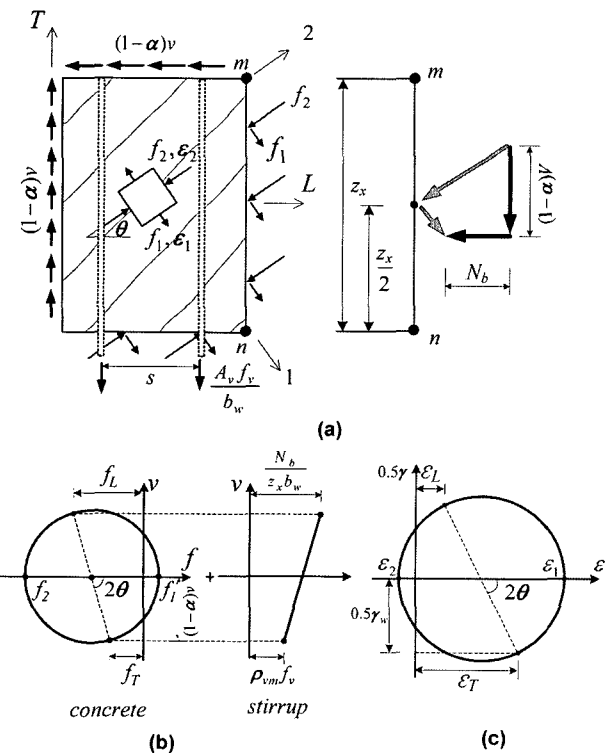


Fig. 6 Equilibrium condition in web shear element: (a) cracked web; (b) stresses on web element; (c) strain on web element

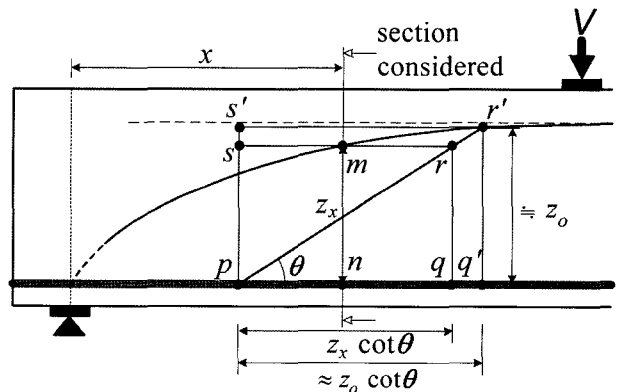


Fig. 7 Influence of vertical confinement supplied by adjacent web elements

큰 전단력이 거친 표면의 맞물림에 의해 전달된다. 더욱이, 전단력의 일정 부분은 복부와 현재 사이의 집합부 강성에 의한 골조작용 (또는 다월작용)에 의해 저항된다. 이와 같이 유용한 전단저항성분은 균열면의 평형 해석에 의해 고려되어야 하고, 등가의 f_1 항으로 $0.5f_1$ 을 사용하면 합리적일 것이다. 그러면, 스테럽의 국부응력 f_{vo} 는 다음 식과 같이 쓸 수 있다.

$$\rho_{vm}f_{vo} = (1 - \alpha)v \tan\theta - 0.5f_1 \text{ for } f_v \leq f_{vy} \quad (10b)$$

스테럽의 국부응력 f_{vo} 가 항복응력 f_{vy} 에 도달하면 균열면에서 스테럽은 항복하기 시작한다. 스테럽이 항복한 이후에도 하중이 계속 증가하면 이때, 국부응력은 다음 식 (10c)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\rho_{vm}f_{vy} = (1 - \alpha)v \tan\theta - 0.5f_1 \quad (10c)$$

그리고 스테럽이 없는 경우, f_T 는 평형을 만족하기 위해 0 되어야 하며 다음 식 (10d)와 같다.

$$0 = (1 - \alpha)v \tan\theta - 0.5f_1 \quad (10d)$$

식 (9)의 종방향 응력 f_L 은 보의 단면에 종방향 압축력을 유발한다. 식 (9)에 단면적 $b_w z_x$ 를 곱하면 종방향 압축합력 N_b 를 다음 식과 같이 표현할 수 있다.

$$N_b = (1 - \alpha)V \cot\theta - f_1 b_w z \quad (11)$$

이 압축합력은 하현재로부터 $z_x/2$ 에 작용한다. 만약 복부 종방향 철근이 있다면 횡방향의 평형과 같은 방법으로, 이 N_b 는 현재와 종방향의 복부철근에 의해 저항될 것이다.

3.2 복부의 적합조건

각각의 주방향 (Fig. 6(a)에서 1-2축)에서 콘크리트의 평균 응력과 변형률은 Collins¹³⁾가 제안한 구성식을 적용할 수 있다. 즉, 대각균열이 발생한 후 주인장방향의 콘크리트 평균 응력은 다음 식과 같다.

$$f_1 = \frac{\beta f_{cr}}{1 + \sqrt{500\varepsilon_1}} \text{ for } \varepsilon_1 \geq \varepsilon_{cr} \quad (12)$$

여기서 f_{cr} 은 콘크리트인장강도이고, β 는 하중형태에 따른 계수이다. 계산시 f_{cr} 은 $0.33\sqrt{f_{ck}}$ (MPa)를 사용하였고, β 는 1.0을 사용하였다.

주압축방향의 콘크리트 평균응력 다음 식과 같다.

$$f_2 = \frac{f_{ck}}{0.8 + 170\varepsilon_1} \left[2\left(\frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_{co}}\right) - \left(\frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_{co}}\right)^2 \right] \text{ for } 0 \leq \varepsilon_2 \leq \varepsilon_{co} \quad (13)$$

수직 스테럽을 갖는 보에서 횡방향 평균 변형률 ε_T 는 평균 스테럽응력 f_v 를 철근 탄성계수 E_s 로 나누면 구할 수 있다.

$$\varepsilon_T = \frac{1}{E_s \rho_v} [(1 - \alpha)v \tan\theta - f_1] \quad (14a)$$

위 식의 ε_T 는 ε_1 과 ε_2 로 계산한 다음 값과 같아야 한다.

$$\varepsilon_T = \varepsilon_1 \cos^2\theta - \varepsilon_2 \sin^2\theta \quad (14b)$$

복부 전단요소의 평균 전단변형률 γ_w 을 ε_1 와 ε_2 항으로 표현하면 다음 식과 같다.

$$\gamma_w = (\varepsilon_1 + \varepsilon_2) \sin 2\theta \quad (15)$$

3.3 부재 단면의 평형조건

작용 전단력에 의해 복부에 형성된 트러스작용은 부재 단면에 현저한 종방향력을 유발한다는 것은 이미 잘 알려진 사실이다.

식 (11)에 의해 정의된 N_b 는 이러한 종방향력의 일부이며, 복부전단력 $(1 - \alpha)V$ 에 의해 유발된 것이다. 잔여 전단력 αV 는 깊은 보에서 종방향 압축응력이 집중적으로 발생하는 사례에서 보듯이 종방향력 N_a 를 발생시키고, 이 N_a 는 Fig. 8에서 보인 바와 같이 작용점 z_x 에서 휨 압축합력 C_o 와 결합된다. 특히 Fig. 8에서 f_L 의 비선형분포 가정은 식 (1)의 물리적 의미를 충실히 반영한 개념으로 기존 등분포 가정과 큰 차이가 있다. 즉 기존 이론이 보 저항기구 만에 의한 f_L 이 등분포 가정이라 한다면, 아치작용에 의한 N_a 는 시간에 따라 변화하는 z_x 의 위치에 집중적으로 압축응력을 유발시키기 때문에 등분포 가정으로는 접근할 수 없다. 따라서 본 연구에서 N_a 는 z_x 작용점에 아치작용에 의한 전단저항력 αV 의 종방향력을 다음과 같이 가정하였다.

$$N_a = \alpha V \cot\theta \quad (16)$$

이러한 방법으로 정의된 N_a 는 α 가 1.0이 될 때 단순 스트럿-타이 모델과 같게 만드는 기능을 한다. 전단력에 의한 부재 단면에 N_a 와 N_b 의 유발은 초기 짝힘 C_o 와 T_o 을 단면 평형조건을 만족하기 위해 $C_o - \Delta C$ 와 $T_o + \Delta T$ 로 재분배된다. 이때 Fig. 9의 단면력 재분배에 의한 철근력 변화량 ΔT_x 는 다음과 같아야 한다.

$$\Delta T_x = [1 - 0.5(1 + \alpha)R_x^\alpha]V \cot\theta - [(1 - 0.5R_x^\alpha)R_x^\alpha]f_1 b_w z_o \quad (17)$$

분력 $C_o - \Delta C$ 와 N_a 그리고 N_b 결국 단면의 모멘트 팔길이 z 에 최종 압축합력 C 의 형태로 결합된다. 그러므로 Fig. 9로부터 ΔT_x 는 다음과 같이 표현된다.

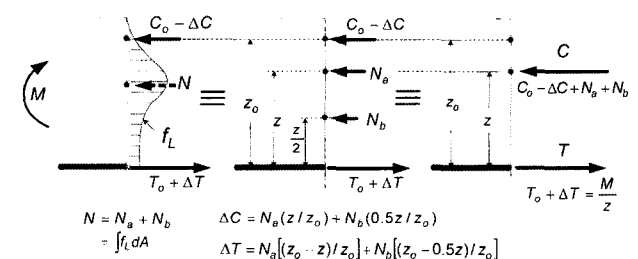


Fig. 8 Redistribution of sectional resulting forces

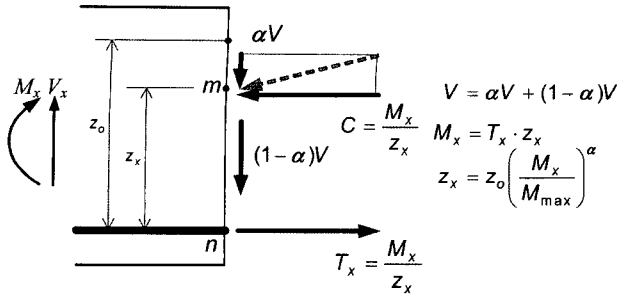


Fig. 9 Final configuration of resulting forces at a section

$$\Delta T_x = \frac{M_x}{z_0} (R_x^{-\alpha} - 1) \quad (18)$$

따라서 식 (17)과 (18)을 등치하면, 경사각 θ 는 α 와 f_1 항으로 구성된 다음식으로 표현할 수 있다.

$$\cot \theta_x = \frac{M_x/z_0(R_x^{-\alpha} - 1) + [(1 - 0.5R_x^\alpha)R_x^\alpha]f_1 b_w z_0}{[1 - 0.5(1 + \alpha)R_x^\alpha]V} \quad (19)$$

Fig. 9는 제안 모델에 의한 단면에 작용하는 최종 합력 상태를 보인 것으로, 단면에서 전단력과 휨모멘트에 대한 평형을 동시에 만족한다는 것을 알 수 있다. 또한 압축현재에서 합력점의 기울기는 $\alpha V/C$ 이다. 단면이 지점을 향할수록, 단면 휨모멘트가 작아지기 때문에 C 가 작아지며, 따라서 합력점의 기울기는 더 증가하게 되고, z_x 는 전단지간을 따라 연속적으로 변화하게 된다. 이것이 균열이 발생한 철근콘크리트 보에서 타이드-아치 작용이 형성의 근본적인 원인이라고 할 수 있다.

3.4 부재 단면의 변형 적합조건

분산트러스 이상화 방법은 철근콘크리트 보의 변형 상태 평가를 가능하게 해준다. Fig. 4(b)와 같이 집중 하중을 받는 보에서 요소 mnp 의 변형을 생각해 보면, 요소의 최종변형은 그림 Fig. 10(a)와 같은 초기 휨변형에 (b)에 나타난 전단변형이 합해진 상태에 해당한다. 베르누이 적합조건에 따라, 휨모멘트 M 에 의해 유발된 좌회 C_o 와 T_o 는 각각 축변형을 발생시킨다. 복부 요소 하단에는 휨곡률 $d\theta$ 에 따라 발생한 초기 인장변형률 ε_o 에 의해 $\varepsilon_o dx$ 가 늘어나게 된다. 이러한 Fig. 10(a)와 같은 변형을 휨변형이라 한다.

추가로 복부전단요소는 전단흐름 dT/dx 에 지배받기 때문에 지간에 따라 전단변형률 γ_w 가 변화하며, 복부전단요소 하단에는 각 단면의 전단곡률에 따라 발생한 추가적인 인장변형률 ε_v 에 의해 $\varepsilon_v dx$ 가 늘어나게 된다. Fig. 10(b)와 같이 전단에 의해서만 발생한 변형을 전단변형이라 한다.

복부전단요소의 전단응력은 단면 깊이에 따라 등분포한다고 가정하기 때문에 평균 전단변형률 γ_w 는 평균 전단응력을 전단탄성계수 G 로 나눈 다음 식과 같이 표현

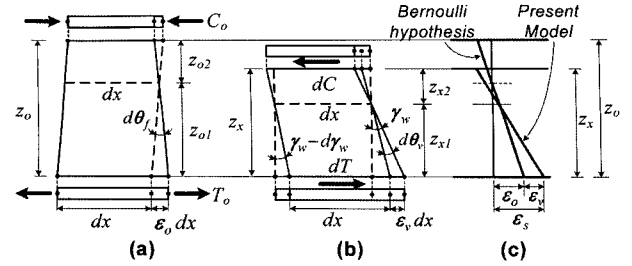


Fig. 10 Deformation state at a section: (a) bending deformation; (b) shear deformation; (c) compatibility of deformation between web and chords

할 수 있다.

$$\gamma_w = \frac{(1 - \alpha)V}{Gb_w z_0 R_x^\alpha} \quad (20)$$

이 전단변형률 γ_w 는 지간에 따라 변하는 연속함수이다. 따라서 전단에 의해 유발되는 전단곡률 $d\theta_v/dx$ 는 다음 식과 같이 정의된다.

$$\frac{d\theta_v}{dx} = \frac{d}{dx} \gamma_w = \frac{V}{Gb_w z_0} \frac{\alpha(1 - \alpha)}{x R_x^\alpha} \quad (21)$$

위 식을 유도할 때, 실용적 단순화 관점에서 전단탄성계수 G 의 지간에 따른 변화는 무시하였다. 전단에 의해 유발된 복부 요소 하단의 늘어난 길이 $\varepsilon_v dx$ 는 Fig. 10(b)에 표현한 $z_{x1} d\theta_v$ 와 같다. 여기서 z_{x1} 은 복부 요소의 중립면으로부터 인장현재까지 거리이며, z_x 와 상·하 현재의강성으로 구성하면 $z_x[E_c A_{cc}/(E_c A_{cc} + E_{sm} A_s)]$ 이 된다. 따라서 전단에 유발된 복부 요소 하단의 인장변형률 ε_v 는 다음과 같다.

$$\varepsilon_v = \frac{V}{Gb_w} \frac{\alpha(1 - \alpha)}{x} \left(\frac{E_c A_{cc}}{E_c A_{cc} + E_{sm} A_s} \right) \quad (22)$$

여기서 $E_c A_{cc}$ 와 $E_{sm} A_s$ 는 압축현재와 인장현재의 축강성이다.

따라서 전단은 복부 요소의 단면에 Fig. 10(c)와 같은 추가적인 종방향 변형률 ε_v 를 유발시킨다. 이로 인한 복부 요소 하단의 변형은 인장현재의 축변형량과 같아야 한다. 즉 식 (18)에 유도된 전단에 의한 인장현재의 인장력 증가분 ΔT_x 를 축강성으로 나눈 다음 값 $\Delta T_x/E_{sm} A_s$ 와 같아야 한다.

$$\varepsilon_v = \frac{V_x}{E_{sm} A_s z_0} (R_x^{-\alpha} - 1) \quad (23)$$

식 (22)와 식 (23)을 등치시키면 복부 요소의 전단탄성계수 G 를 유도할 수 있으며, 이 G 값을 식 (20)에 대입하면 평균 전단변형률 γ_w 는 다음 식과 같게 된다.

$$\gamma_w = \frac{M_x(1 - R_x^\alpha)x}{\alpha(z_0 R_x^\alpha)^2} \left(\frac{E_c A_{cc}}{E_c A_{cc} + E_{sm} A_s} \right) \quad (24)$$

위 식 (24)의 전단변형률 γ_w 는 복부의 전단변형률로부터 유도된 식 (15)와 일치하여야 한다. 이 조건은 타이드-아

4. 예제와 검증

1960년대 초 Leonhardt⁸⁾는 철근콘크리트 보 전단 거동의 수많은 실험에서 보의 전단강도 중 스티럽이 차지하는 유효성에 대해 실험하였다. 동일한 기하학적 제원 그리고 복부 철근과 주철근량이 동일하고, 단지 복부 폭만 변화를 준 4개의 보를 실험하였다. 본 연구에서는 이 실험 자료를 이용하여, 앞에서 설명한 해석 모델의 검증을 위한 기본 자료로 사용하였다. 추가로, Kim, Kim and White¹⁹⁾가 실험한 2개 보의 하중-철근이력 자료를 사용하였다.

4.1 계수- α 의 변화

균열발생 후부터 파괴까지 몇 개의 하중단계에서, Fig. 12의 절차에 따라 여섯 개 보 중앙 전단지간에서 α 값을 계산하여 Fig. 14에 도시 하였다.

계산 결과로부터, 균열발생 하중부터 파괴하중까지 α 값은 하중의 증가에 따라 점진적으로 증가한다. 이러한 결과는, 대각균열의 형성 후에 거동은 보작용에서 타이 드아치 작용으로 점차 변한다는 의미한다. 바꾸어 말하면, 이러한 결과는 보에 하중이 증가 하면 내부 정적구조계가 보다 강한 강성이 작동되는 부분으로 이동된다는 사실을 확신시킨다. Fig. 14의 결과를 보면, 전단지간 대 유효깊이 비 a/d 가 α 의 크기에 영향을 미치는 가장 지배적 변수이고, α 값은 a/d 가 증가할수록 점진적으로 작아진다.

부재의 극한하중상태는 가장 중요한 관심사이기 때문에, 각 보의 극한하중단계에서 α 값을 α_u 로 정의하였다.

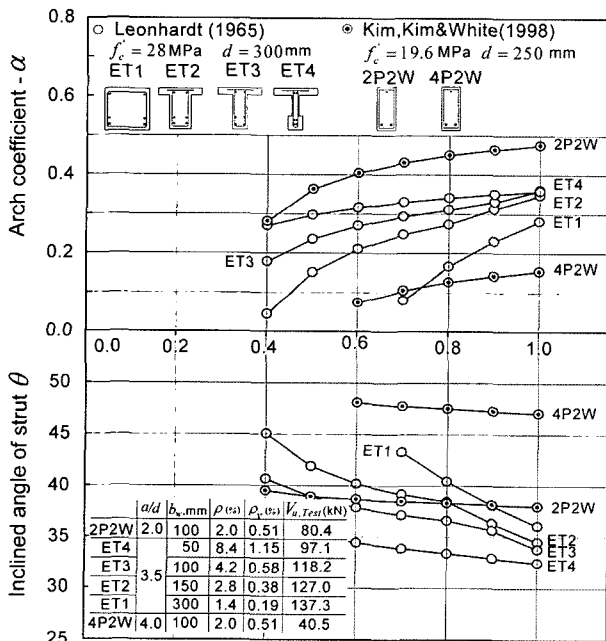


Fig. 14 Variation of the values of α and θ with increase of load

a/d 가 2인 보에서 아치작용에 의한 전단력이 전체 전단력의 약 50%에 해당된다는 것을 알 수 있고, 타이 드아치 강성이 큰 깊고 짧은 보에서는 아치작용이 더 지배적임을 증명한 것이다. Leonhardt가 실험한 4개 보 제원에서 복부 폭의 감소에 따라 α_u 값은 증가하였고, ET1 보의 α_u 는 0.29 이고 ET4 보의 α_u 는 0.36으로 계산했으며, 4개 보의 α_u 는 두 값 사이에서 변하는 결과로 나타났다. 이것은 작용 극한전단력의 29%에서 36%가 아치작용 (콘크리트 압축영역)에 의해 저항한다는 의미이다. 이러한 α 경향은 앞 절에서 논의하였던 상·하현재와 복부요소 사이의 상대 강성비에 의존된다는 사실과 잘 일치하는 것이다.

이것은 Leonhardt가 자신의 보고서에서 언급했듯이, 보에서 경사진 압축현재에 의해 전달되는 전단력(아치작용이 부담하는 전단력)은 전체전단력의 15%에서 25% 정도라고 말한 것과 비교하면 가치 있는 결과이다⁸⁾. 그리고 Taylor는 실험을 통해 콘크리트 압축영역에 의해 전달되는 전단력(아치작용이 부담하는 전단력)은 파괴에 근접함에 따라 전체 전단력의 최대 25%에서 40% 까지 점차 증가함을 발견하였다¹⁵⁾.

추가로, Fig. 14에는 몇몇 하중단계 마다 여섯 개 보의 중앙 전단경간에서 계산한 대각 스트럿의 각 θ 변화를 볼 수 있다. 이 θ 값은 α 값 증가와 동반하여 하중 증가에 따라 점진적으로 작아지는 것을 볼 수 있다. 파괴시의 θ 는 32°에서 47°사이이며, α 값에 상응하여 대략 반비례적으로 나타난다. 이러한 결과로부터, 제안 모델에 의해 계산된 θ 값은 실험 관찰과 비교하여 대체로 일치하며 현실적이다.

이러한 기존 연구자들의 관찰과 비교해 볼 때, Fig. 14의 해석 결과는 현실적임을 알 수 있다.

4.2 철근응력

Fig. 15는 Leonhardt 보의 전단경간 중앙에서 스티럽

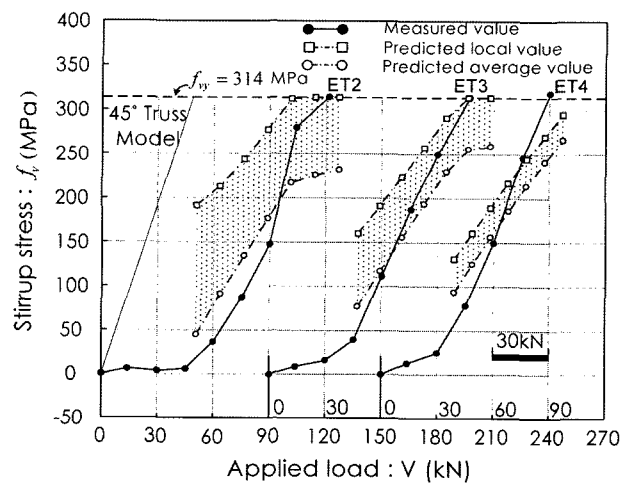


Fig. 15 Comparison of stirrup stressed predicted with those measured

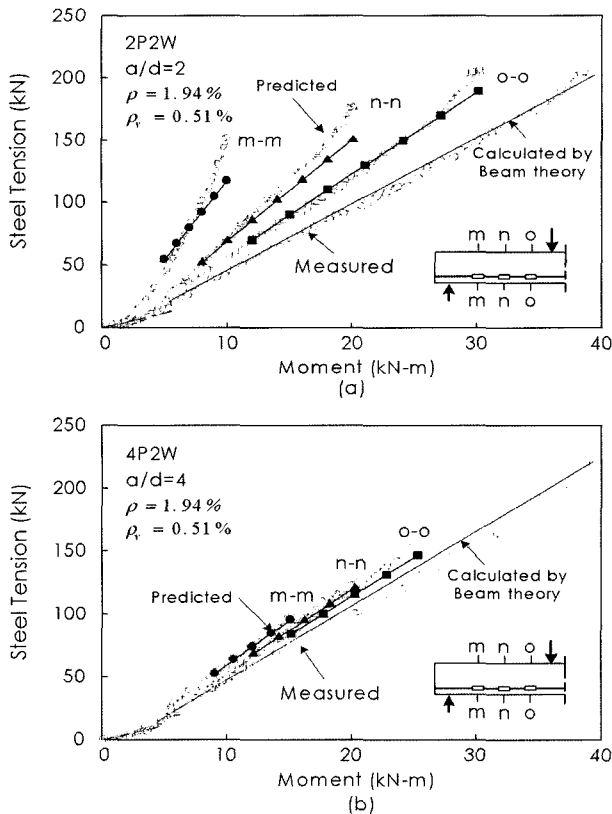


Fig. 16 Comparison of the predicted values with those measured of longitudinal reinforcement tension: (a) $a/d=2$; (b) $a/d=4$

응력을 계산한 것이다. 전단균열이 발생한 후 각 하중단계에서 두 개의 값을 도시화하였는데 즉, 각 하중단계에서 상응하는 α 값을 이용하여 식 (10a)에 의한 평균응력 값과 식 (10b)에 의한 국부응력 값으로 계산한 것이다. 그림에서 보듯이 실험에 의한 실측값은 각 하중 단계에서 두 값 사이에 대부분 위치하고 있다.

이 실측 자료는 Leonhardt의 논문에 수록된 각 실측치가 전단지간 중앙 근처에서 다수의 스테럽 철근응력의 값을 평균화시켜 실제 얻어진 값을 의미한다. 따라서 균열 발생 바로 직후의 각 하중단계에서는 복부에 균열 집중이 상대적으로 작게 발생되기 때문에 콘크리트에 묻혀 있는 스테럽의 평균응력에 가깝게 고려되어야 할 것이다.

그러나 파괴하중 근처의 높은 하중단계에서는 복부의 균열이 집중적으로 발생했기 때문에 국부응력의 값과 가깝게 될 것이다. 이러한 복부요소의 균열 집중상태에 따라서, 하중 증가와 더불어 스테럽 철근의 응력은 평균응력에서 국부응력으로 변화된다는 것을 알 수 있다.

Fig. 16은 Kim, Kim and White가 실험한 주철근인장력 측정자료를 이용하여, 측정치와 계산치를 보인 것이다. Fig. 16에서 보듯이, 하중 증가에 따라 측정치와 계산치가 잘 일치함을 알 수 있다. 스테럽 철근과 종방향 주철근에서 평가된 정확성은 비록 해 계산과정이 다소 복잡하지만 제안 모델의 합리성에 대해 강한 확신을 준다. 또한 이러한 사실로부터, 아치작용이 작용하중에 저항하는 근본적 기구이며, 콘크리트 구조의 전단문제를 다

루는데 반드시 고려되어야 함을 알 수 있게 해준다. 본 연구에서는 파쇄(crushing) 또는 쪼갬(splitting)과 연관된 파괴 및 정착파괴는 다루지 않았다.

5. 요약 및 결론

본 연구의 목적은 휨과 전단에 지배받는 철근콘크리트 보에서 아치작용에 의한 전단기여분을 평가하는 모델을 개발하는 것이다. 전단력은 휨모멘트의 변화율이라는 관계식을 기초로, 분산트러스 이상화 기법을 이용하여 횡단면에서 베르누이 휨 평면으로부터 전단변형적합조건을 새롭게 유도하였다. 전단변형조건을 이용하면, 보 전단거동은 타이드아치작용과 보 작용의 두 성분으로 수치적 분해가 될 수 있었다. 그리고 두 기본 작용의 조합 덕분에 전단에 지배받는 보의 거동을 수치적으로 표현할 수 있었다. 제안 모델의 유효성은 기존 문헌에 수록된 활용 가능한 실험 자료를 통해 검증하였고, 수행 결과는 예측치와 실험치 사이에서 실질적으로 일치하는 결과를 얻었다. 결과의 정확성으로부터 제안 모델의 합리성을 확신할 수 있었다.

본 연구로부터, 전단력의 내력분포는 복부 전단강성과 상·하현재의 축강성 사이의 상대비율에 크게 의존한다는 것이 명료해졌다. 복부 폭이 세장한 보 일수록, 콘크리트 압축영역에 의해 전단저항(아치작용)이 크게 발생한다.

세장비가 같은 제원의 보에서, 아치작용에 의해 전달되는 전단력은 휨주철근과 복부두께에 의존하여 달라진다. 그러므로 스테럽 철근의 전단 저항효율과 콘크리트의 전단 기여도는 계수 α 의 함수에 영향을 받는다. 본 연구자의 생각을 정리하면, 제안 모델은 현재의 보 전단 이론들과 실험 자료를 일원적으로 이해하는데 기본개념을 제공하며, 계수 α 는 전단에 지배받는 철근콘크리트 부재의 거동을 설명하는데 가장 결정적인 변수라 믿는다. 본 연구는 향후 다양한 부재와 실용적 적용을 위한 파괴기준 특성에 관한 연구가 더 필요하다.

감사의 글

이 연구는 건설교통부가 출연하고 한국건설교통기술평가원에서 위탁 시행한 2004년도 건설핵심기술 연구개발사업(과제번호: 04핵심기술C02-02)의 연구비 지원에 의하여 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. ASCE-ACI Committee 445, "Recent approaches to shear design of structural concrete," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.124, No.5, 1998, pp.1375~1417.
2. ASCE-ACI Committee 426, "The shear strength of reinforced concrete members," *Journal of Structural Division*, ASCE, Vol.99, No.6, 1973, pp.1091~1187.
3. ACI Committee 318, "Building Code Requirement for Rein-

- forced Concrete and Commentary (318R-99)*," ACI, Detroit, M.I. 1999, 391pp.
4. Commission of the European Communities, *Eurocode No. 2: Design of Concrete Structures, Part 1: General rules and Rules for Buildings*, ENV 1992-1-1, 1991, 253pp.
 5. Comite Euro International Du Beton, CEB-FIP Model Code for Concrete Structures, *International system of unified standard codes of practice for structure*, Paris, Vol-II, 1978, 348pp.
 6. Ramirez, J. A., and Breen, J. A., "Evaluation of a modified truss-model approach for beams in shear," *ACI Structural Journal*, Vol.88, No.5, Sept.-Oct. 1991, pp.562~571.
 7. Lorentsen, M., "Theory for the Combined Action of Bending Moment and Shear in Reinforced Concrete and Prestressed Concrete Beams", *ACI Journal*, Vol.62, No.4, April 1965, pp.403~419.
 8. Leonhardt, F., "Reducing the shear reinforcement in reinforced concrete beams and slabs", *Magazine of Concrete Research*, Vol.17, No.53, December 1965, pp.187~198.
 9. Kani, G. N. J., "The riddle of shear failure and its solution", *ACI Journal*, Vol.61, No.4, April 1964, pp.441~467.
 10. Marti, P., "Basic tools of reinforced concrete beam design", *ACI Journal*, Vol.82, No.1, Jan.-Feb. 1985, pp.46~56.
 11. Walraven, J., and Lehwalter, N., "Size effect in short beams loaded in shear", *ACI Journal*, Vol.91, No.5, Sept.-Oct. 1994, pp.585~593.
 12. Niwa, J., "Lattice model with concrete tension members for shear resisting mechanism of concrete beams," CEB Bulletin d'Information No.237, 1997, pp.159~170.
 13. Vecchio, F. J. and Collins, M. P., "The modified compression field theory for reinforced concrete elements subjected to shear", *ACI Journal*, Vol.83, No.2, Mar.-Apr. 1986, pp.219~231.
 14. Hsu, T. T. C., *Unified theory of reinforced concrete*, CRC Press, Boca Raton, Fla. 1993, pp.193~256.
 15. Park, R. and Paulay, T., *Reinforced concrete structures*, Wiley, N. Y., 1975, pp.278~281.
 16. Bazant, Z. P. and Kim, J. K., "Size effect in shear failure of longitudinally reinforced beams", *ACI Journal*, Vol.81, No.5, Sept.-Oct. 1984, pp.456~468.
 17. Belarbi, A. and Hsu, T. T. C., "Constitutive laws of softened concrete in biaxial tension-compression", *ACI Structural Journal*, Vol.92, No.5, Sept.-Oct. 1995, pp.562~573.
 18. Belarbi, A., and Hsu, T. T. C., "Constitutive laws of concrete in tension and reinforcing bars stiffened by concrete", *ACI Structural Journal*, Vol.91, No.4, July-Aug. 1994, pp.465~474.
 19. Kim, D.-J., Kim, W., and White, R. N., "Prediction of Reinforcement Tension Produced by Arch Action in RC Beams", *ASCE Journal of Structural Engineering*, Vol.124, No.6, June 1998, pp.611~622.

요약 본 연구의 목적은 휨과 전단에 지배 받는 철근콘크리트 보에서 아치작용에 의한 전단기여분을 평가하는 모델을 개발하는 것이다. 전단력은 휨모멘트의 변화율이라는 관계식을 기초로, 분산트러스 이상화 기법을 이용하여 횡단면에서 베르누이(Bernoulli) 휨 평면으로부터 전단변형적합조건을 새롭게 유도하였다. MCFT와 분산트러스 이상화를 통해 전단흐름에 의한 복부전단요소의 전단곡률을 일치시키는 전단변형적합조건을 수립하였다. 전단변형적합조건을 이용하면, 보 전단거동은 타이드아치작용과 보 작용의 두 성분으로 수치적 분해 될 수 있다. 그리고 두 기본 작용의 분해가 가능하기 때문에 전단에 지배받는 보의 내력을 예측할 수 있다. 제안 모델의 유효성은 기존 문헌에 수록된 활용 가능한 실험 자료를 통해 검증하였고, 수행 결과는 예측치와 실험치 사이에서 실질적으로 일치하는 결과를 얻었다. 결과의 정확성으로부터 제안 모델의 합리성을 확신할 수 있었다.

핵심용어 아치작용, 적합조건, 철근콘크리트 보, 전단, 트러스모델