



주근의 부착작용에 기초하는 깊은보의 전단저항 기구의 모델화

김길희^{1)*}

¹⁾공주대학교 건축공학부

Modeling of Shear Mechanism of RC Deep Beams Incorporating Bond Action between Re-Bar and Concrete

Kil-Hee Kim^{1)*}

¹⁾Dept. of Architectural Engineering, Kongju National University, Kongju, Chungnam 314-701, Korea

ABSTRACT A shear experiment of one-way monotonic loading was carried out with the shear span ratio as the main experimental variable for reinforced concrete beam. Using the finite element analysis as the experimental analysis tool and the analysis method to compute the shear resistance of small shear span ratio, a new macro-model composed of crooked main strut and sub strut is proposed in consideration of the effect of bond action between re-bar and concrete based on the experimental result. The experimental finding affirmed the validity of the proposed macro-model when the shear span ratio was at or below 0.75 and confirmed that the experimental result was the most consistent with the computed analysis result when the effective factor of concrete compressive strength was set at 0.75.

Keywords shear resistance mechanism, bond action, arch action, truss action, effective factor of concrete compressive strength

1. 서 론

철근콘크리트 구조로 된 공동주택의 경우 기능상이나 외장상의 요구에 따라 건물의 외주(外周) 보에 깊은 보를 두는 경우가 있다. 이러한 보의 층에 비해 스패가 짧기 때문에 지진과 같은 횡력이 작용하면 큰 전단력이 발생하여 경사전단균열을 동반하는 전단파괴가 발생하기 쉬운 구조물 전체의 붕괴로 이어질 위험성이 높다.

이러한 현상은 병렬 전단벽을 잇는 경계보(coupling beam)에도 발생하여 과거 많은 지진피해가 보고되었다¹⁾.

이러한 보의 설계방법으로는 X자형으로 주철근을 배근하는 방법과 충분한 양의 전단 보강근을 배치하여 전단파괴보다 주철근의 휨 항복을 선행하게 하는 방법이 있지만, 어느 경우에 대해서도 구조물에 요구되는 변형능력을 만족하게 할 필요가 있다.

과거 주철근을 X자형으로 배근하는 것에 의해 커플링보의 변형능력을 확보하는 연구 및 설계법이 제안되었지만, 이들의 전단저항 메커니즘에 대한 명확한 설명이 되어 있지 않다²⁻⁵⁾.

보 층에 비해 부재의 스패가 매우 짧은 깊은 보가 역대칭의 휨을 받으면 보의 좌우 단부에 형성되는 인장력 이동(tension shift) 영역이 겹치게 된다. 다시 말해, 트러

스 기구가 형성 가능한 영역이 없어지고 전단력은 아치 스트럿 기구에 의해 부담되는 것으로 생각된다. 따라서 지금까지는 부재의 양 단부를 잇는 하나의 아치 스트럿(arch strut)이 유효압축강도에 이르러 전단파괴 한다고 인식되어 왔다^{6,7)}.

그러나 본 연구에 앞서 예비적으로 실시한 유한요소해석에 의한 연구에서는 앞서 언급한 모델과는 다른 저항기구를 나타내고 있음을 발견하였다. 본 논문에서는 실험 결과 및 해석 결과를 토대로 역대칭 휨을 받는 스패가 매우 짧은 깊은 보의 새로운 전단저항기구와 전단강도 산정법을 제안하고자 한다.

2. 실험 계획

보 층에 비해 경간이 짧은 보에서의 전단 경간비와 전단 보강근 양이 전단저항 기구 및 전단내력에 미치는 영향에 대한 실험을 실시하였다.

시험체는 총 3체로 Table 1과 Fig. 1에 각각 시험체 특성과 배근상세를 나타내고 있다. 시험체는 200 mm × 300 mm의 단면을 가지는 시험영역과 양측에 200mm × 600mm의 단면을 가지는 스테어로 구성되어 있으며, 콘크리트의 압축강도는 30.6 MPa, 주철근은 휨 파괴 방지를 위해 항복강도(f_y) 795 MPa의 D16 고강도 철근을, 전단 보강근으로는 항복강도(f_{wy}) 305 MPa인 D6을 사용하였다.

시험체의 전단 경간비는 0.75, 0.5로 2종류로 하였으며, 전

*Corresponding author E-mail : kimkh@kongju.ac.kr
Received March 5, 2006, Accepted August 28, 2006
©2006 by Korea Concrete Institute

Table 1 Specimen

| Specimen | Concrete (f'_c) | Shear reinforcement | | | Longitudinal reinforcement |
|-----------|---------------------|---------------------|-----------|----------|----------------------------|
| | | Pitch | f_{wy} | p_w | |
| S-0.5-50 | 30.6 (MPa) | 50 mm | 305 (MPa) | 0.64 (%) | 1.95 (MPa) |
| S-0.75-50 | | | | 0.43 (%) | 1.3(MPa) |
| s-0.75-75 | | 75 mm | | | |

S - 0.5 - 50

Spacing of shear reinforcement : 50@50 mm, 75-@75 mm

Shear span ratio : 0.5, 0.75 - (a/d) = 0.5, 0.75

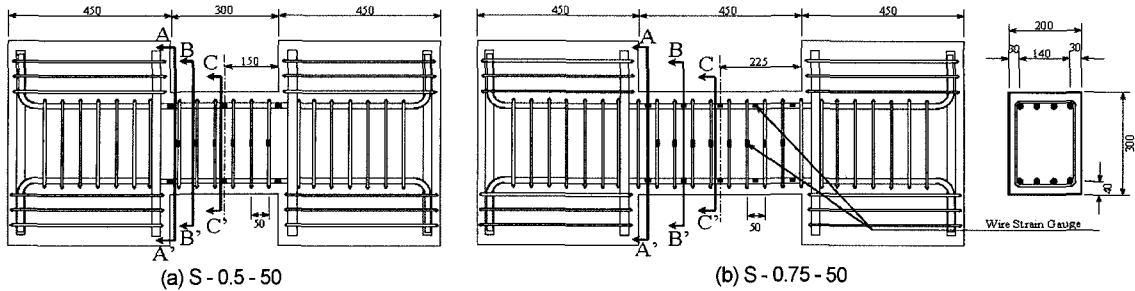


Fig. 1 Detail of specimen

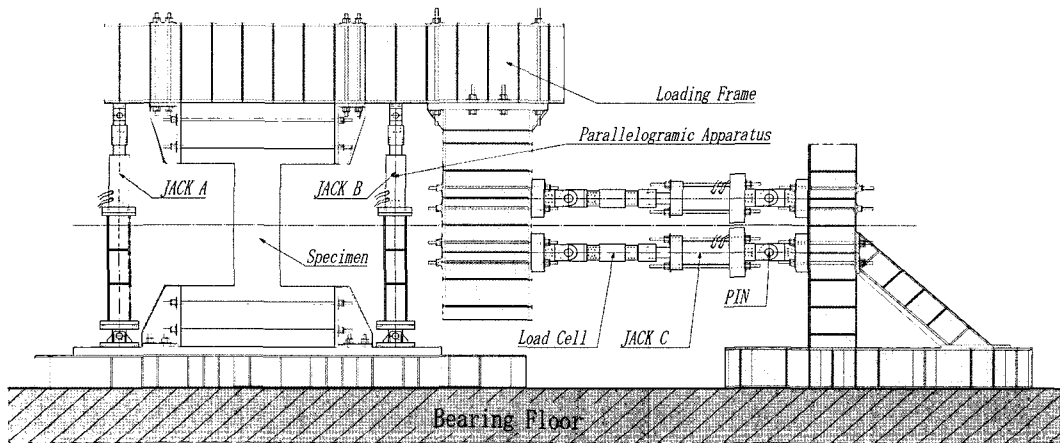


Fig. 2 Test set-up

단 보강근에 의한 주철근 부착응력의 영향을 조사하기 위해 전단 경간비가 0.75인 시험체에 대해 전단 보강근의 간격을 75 mm, 50 mm의 2 종류로 하여 시험체를 구성하였다.

Fig. 2에 가력장치 및 실험 방법을 설명하고 있다. 가력방법은 Jirsa 등이 이용한 방법⁸⁾을 이용하여 시험체 상부의 L자형 가력 프레임과 반력바닥 사이에 유압 잭을 시험체 좌우에 설치하여 상하 스테브의 수평도를 유지하면서 역대칭의 휨모멘트와 전단력이 작용하도록 하였다. 또한 Fig. 1에 보이는 것처럼 철근에 와이어 스트레인 게이지(WSG)를 이용하여 철근의 변형률을 측정하고 이를 바탕으로 주철근에 작용하는 부착력을 조사하였다.

3. 실험 결과

3.1 파괴 상황

시험체는 모두 전단파괴의 양상을 나타내었으며 Table 2의 실험 결과 일람에 보이는 것처럼 일본건축학회 기준식^{6,7)} 및 한국콘크리트학회 기준식 모두 전단 경간이 짧은 본 시험체의 최대 전단강도와 큰 차이를 나타내고 있어 전단 경간비가 작은 보의 경우 기준식의 재정립이 필요함을 알 수 있다.

Fig. 3에 실험에서 얻은 각 시험체의 하중-변형 관계를

Table 2 Test result

| Specimen | f_{ck} (MPa) | $p_w f_{wy}$ (MPa) | V_{ajj} (kN) | V_{kci} (kN) | V_{exp} (kN) | Failure mode |
|-----------|----------------|--------------------|----------------|----------------|----------------|--------------------------|
| S-0.5-50 | 30.6 (MPa) | 1.95 | 190 | 149 | 297 | Shear failure (crushing) |
| S-0.75-50 | | | 181 | 149 | 290 | |
| s-0.75-75 | | 1.3 | 174 | 116 | 274 | |

V_{ajj} : equation of Architectural Institute of Japan, V_{kci} : equation of KCI

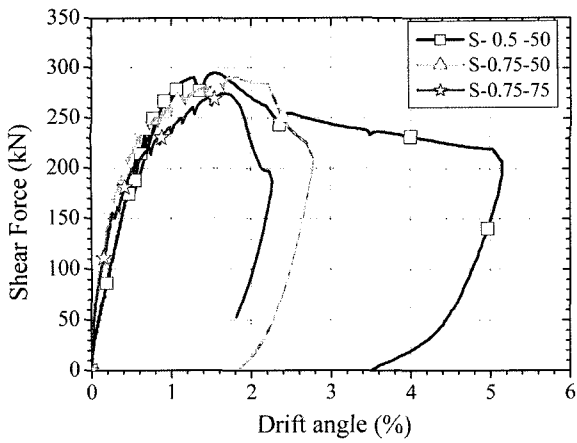


Fig. 3 Relationships between shear force and drift angle

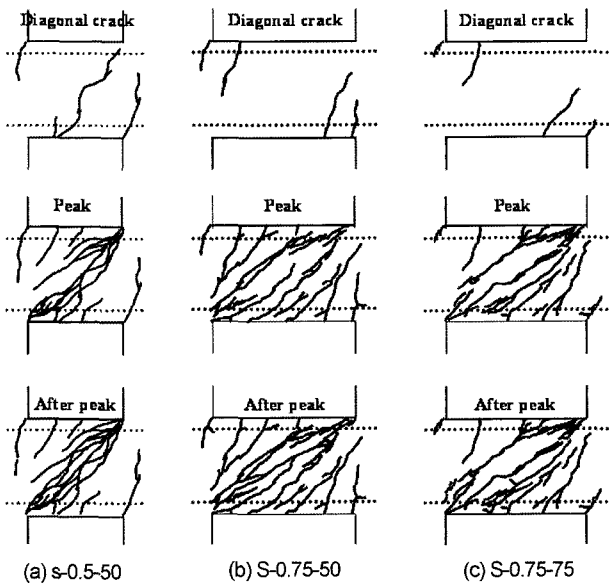


Fig. 4 Crack pattern

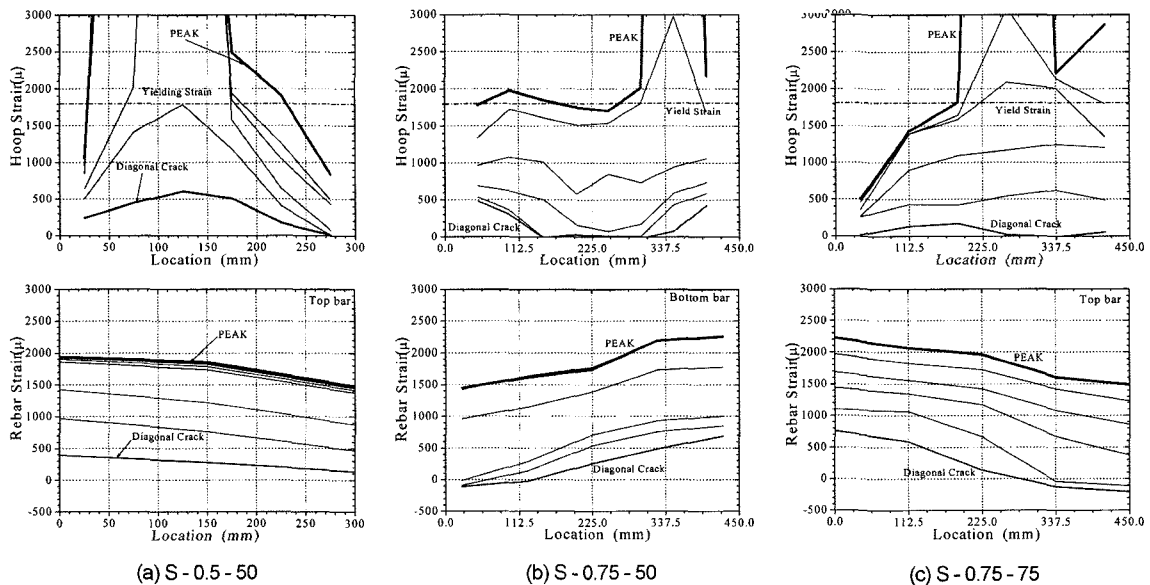


Fig. 5 Distribution of re-bar strain and hoop strain

나타내고 있다. 전단 경간비가 작은 경우 경간비의 변화에 따른 내력의 변화는 그다지 크지 않았으나 전단 보강근의 양이 증가하면 약간의 내력상승이 있었다. Fig. 4에 시험체의 파괴에 이르기까지의 균열상황을 나타내고 있다.

모든 시험체에서 공통적으로 부재의 양 단부를 잇는 경사 균열이 발생한 다음 부재 중앙부의 균열 폭이 확대되어 최종적으로 단부 콘크리트의 압축파괴에 의해 최대내력이 결정되는 전단파괴의 양상을 나타내었다.

3.2 강재의 변형률 분포와 주철근의 부착응력

Fig. 5에 스트레인게이지에 의해 측정된 전단 보강근과 주철근의 변형률 분포를 나타낸다. 그림에서 굵은 선으로 표현된 부분은 최대내력 시의 변형률을 나타내며, X축은 시험구간 내에 붙인 스트레인게이지의 위치를 나타낸다. 그림에서 시험구간 내의 전단 보강근은 최대내력에서 모두 항복하고 있으며 이러한 결과는 경사 전단균열이 전 시험구간에 걸쳐 발생하고 있는 것과 상응하고 있다. 최대내력 시 주철근의 변형률 분포는 전 시험구간에서 인장상태이며 인장단부와 압축단부 사이의 변형률 차이가 크지 않음을 알 수 있다.

이러한 주철근의 변형률 분포를 토대로 전 시험영역에서의 주철근의 평균부착응력을 구한 것을 Fig. 6에 나타낸다. 전단 경간비와 전단 보강근의 양이 적을수록 주철근의 부착응력이 약간 저하하였지만 대체로 유사한 거동과 값을 나타내고 있음을 확인 할 수 있다. 여기서 전단 경간비가 0.5인 시험체의 부착응력 기울기가 0.75인 시험체에 비해 작은 것은 Fig. 5에 보이는 것처럼 전단 경간비가 0.5인 시험체인 경우 tension shift 영역이 겹쳐 인장·압축 양 단부 철근의 변형률 차이가 크지 않고 변형의 증대와 더불어 양 단부 변형률 차이가 서서히 나타난 것에서 기인한다고 사료된다.

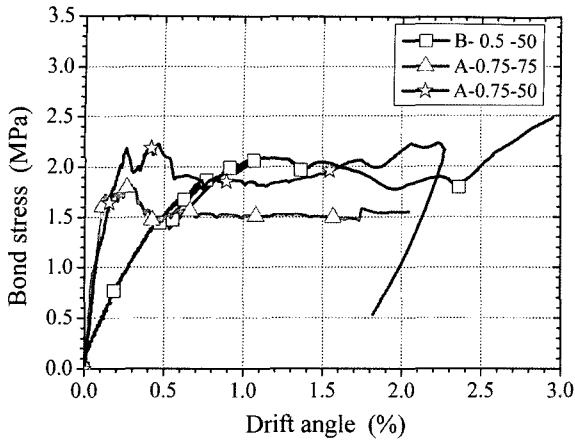


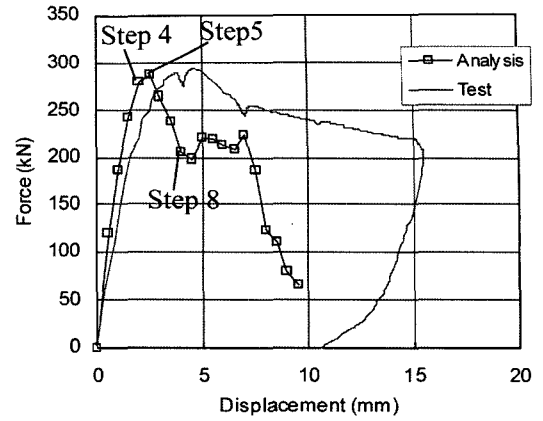
Fig. 6 Relationships between average bond stress and drift angle

4. 유한요소해석에 의한 경간비가 작은 보의 전단거동

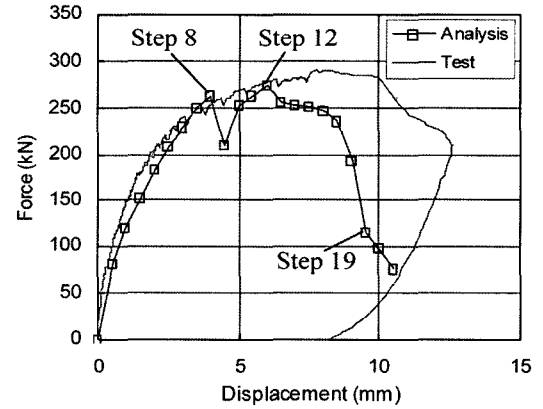
전단경간비가 작은 RC 보 내부에서의 응력 흐름과 파괴에 이르기까지의 과정 및 파괴모드를 조사할 목적으로 전단 경간비가 0.5, 0.75인 두 시험체를 대상으로 유한요소해석을 실시하였다. 해석은 캐나다 토론토 대학의 Vecchio 교수 그룹이 개발한 평면요소 해석프로그램인 'Vector2'를 이용하였으며, 기본적으로 수정 압축장 이론(MCFT)에 기초하고 있다. 본 해석에 사용된 모델은 Table 3에 정리하여 설명하고 있다. 해석에서 콘크리트 요소는 4각형 요소(rectangular element)로, 주근과 전단 보강근은 선재(truss element)로 나타내었으며 이들의 절점은 콘택트 요소(contact element)를 매개로 대응하는 콘크리트 요소의 절점에 결합되어 있다.

Table 3 Model used to FEM analysis

| Analysis parameter | Model |
|------------------------|-----------------------|
| Convergence criteria | Displacement-weighted |
| Compression base curve | Popovics |
| Compression post-peak | Modified Park-Kent |
| Compression softening | Vecchio 1992-A |
| Tension stiffening | Modified Bentz |
| Tension softening | Linear - no residual |
| Tension splitting | Not considered |
| Confinement strength | Kupfer/Richart |
| Concrete dilatation | Variable-Kupfer |
| Cracking criterion | Mohr-Coulomb(stress) |
| Crack width check | Crack limit(Agg/2) |
| Concrete bond | Fujii model |
| Concrete hysteresis | Linear W/Offsets |
| Steel hysteresis | Seckin model |
| Rebar dowel action | Tassios et al |
| Previous load history | Considered |
| Slip distortion | Lai-Vecchio |
| Crack allocation | Variable spacing |

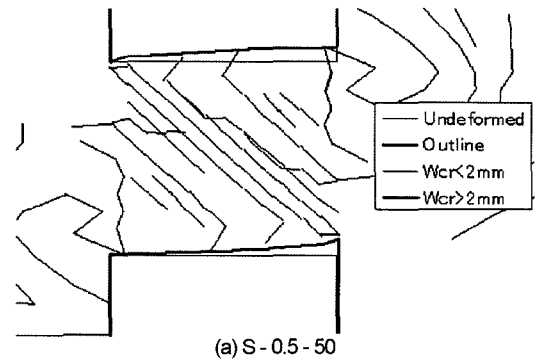


(a) S-0.5-50

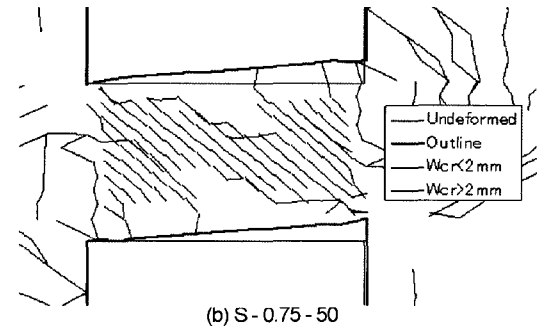


(b) S-0.75-50

Fig. 7 Relationships between shear force and displacement



(a) S-0.5-50



(b) S-0.75-50

Fig. 8 Deformations and crack patterns

Table 3의 모델을 이용한 해석결과에 의한 하중-변형관계와 균열의 발생상황을 Figs. 7과 8에 나타내고 있다. 해석에 의한 최대내력과 균열패턴은 앞서 설명한 실험 결과와 상당히 일치하고 있다. 그러나 실험에서는 최대내

력 이후의 점진적인 내력저하가 일어난데 비해, 해석에서는 약간 이른 단계에서 내력저하가 발생하고 있으나 전체적으로는 유사한 거동을 나타내고 있음을 알 수 있다.

Fig. 9에는 해석에 의해 구한 최대내력 전, 최대내력 시, 최대내력 후의 세 단계에 걸친 주인장·압축변형률과 주 압축·인장 응력의 흐름을 나타내고 있다. 해석 결과 또한 실험 결과와 마찬가지로 Fig. 8과 같이 부재 양 단부를 잇는 하나의 주된 경사균열 폭이 확대되어 최종적으로 단부 콘크리트의 압축파괴에 의해 최대내력에 이르렀다. 이로 인해 Fig. 9에 보이는 것처럼 최대내력 이전에는 아치액션이 탁월하지만, 점진적인 전단경사균열의 확대에 의해 아치작용에 의한 응력전달은 곤란하게 되어 경사균열의 발생이 미미한 영역을 통하여 응력을 전달한다. 그 결과 단면 중앙부분의 균열 확대와 함께 응력전달이 힘든 영역이 점진적으로 증대되어서 내력이 저하한다.

Fig. 10에는 Fig. 9에 보이는 각 단계에서의 응력의 흐름에 상응하는 콘크리트의 전단 응력 및 주압축응력의 분포를 나타낸다. 콘크리트의 전단응력 및 주 압축응력 또한 경사 전단균열의 확대에 의해 응력전달이 어려워지면 단면에서 다른 경로를 찾아 응력을 전달하는 과정을 나타내고 있다. 또한 해석에 의한 최대내력 시의 최대 주 압축응력(principal compression stress)은 단면과 전단

공간비에 따라 약간의 차이는 있지만 콘크리트 실린더 압축강도의 0.7~0.8배 정도의 분포를 나타내었다.

이상과 같이 해석에 의한 하중-변형관계, 균열상황 등이 실험 결과와 잘 일치하고 있음을 확인하였다. 이를 바탕으로 보다 합리적인 전단 공간비가 작은 RC 보의 전단저항에 대한 매크로 모델 제안 및 전단강도 산정 방법을 제안하고자 한다.

5. RC 깊은 보의 전단내력 산정 모델 - crooked main strut and sub-strut mechanism

보 춤에 비해 공간이 매우 짧은 RC 보가 역대칭의 휨을 받으면, 좌우의 보 단부에 형성되는 인장력 이동(tension shift) 영역이 겹치게 된다. 다시 말해 트러스 액션이 형성 가능한 영역이 없어지고 전단력은 하나의 아치 액션에 의해 부담된다고 인식되어 왔다. 지금까지의 일반적인 이론은 부재 양단에 형성되는 하나의 아치 스트럿이 유효압축강도에 도달하여 전단파괴에 이른다고 설명하고 있다. 그러나 유한요소해석을 바탕으로 검토해 본 결과 경사 전단균열이 발생한 후 경사균열의 폭이 확대하기 전까지는 아치기구에 의한 전단력 전달이 지배적이지만 경사균열의 폭이 확대되면 경사균열을 피해 다른 경로로

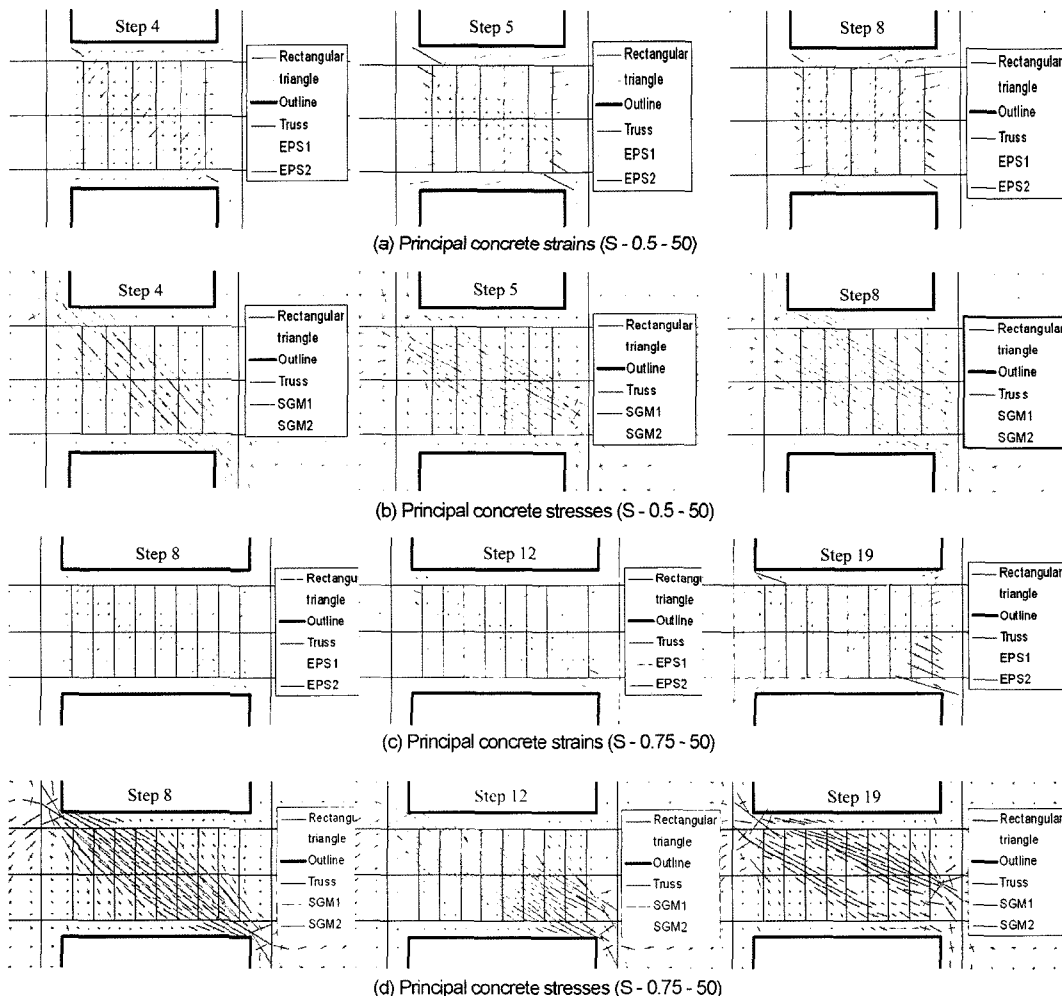


Fig. 9 Principal concrete strains and stresses

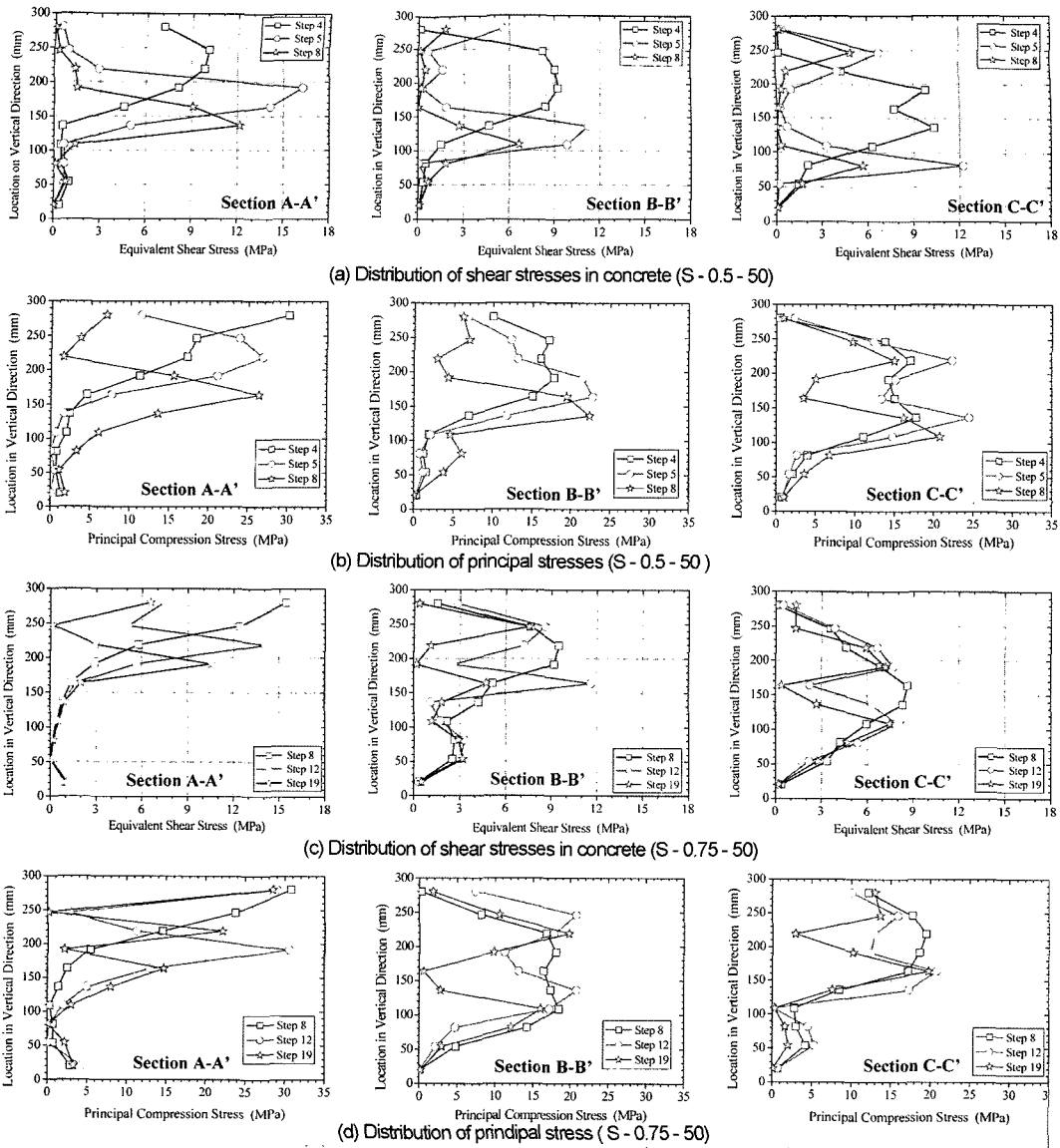


Fig. 10 Distribution of shear stresses and principal stresses (section A-A', B-B', C-C' be to refer to Fig. 1)

전단력을 전달한다는 것을 발견하였다. 여기서는 유한요소해석 및 실험결과에 기초하여 전단 보강근 및 주근의 부착응력의 효과 고려한 만곡 주 스트럿과 서브 스트럿 기구(crooked main strut and sub-strut mechanism)에 의한 새로운 전단 매크로 모델 과 이를 이용한 전단강도 산정법을 제안하고자 한다.

5.1 해석 모델의 설정

실험에 의한 균열발생 상황(Fig. 4), 주근과 전단 보강근의 변형률 분포(Fig. 5)를 보면 인장력 이동에 의해 전단 경간비가 작은 보의 경우 큰 부착력은 아니지만 어느 정도의 부착력이 발생함을 확인하였다(Fig. 6). 또한 실험과 병행하여 실시한 유한요소해석에서도 경사균열의 폭이 확대됨에 따라 경사전단균열을 피해 응력을 전달하는 것(Figs. 9, 10)을 확인하였다. 본 연구에서는 이러한 실험 및 해석 결과를 토대로 Fig. 11에 보이는 것과 같은 crooked main strut과 세 개의 sub-strut으로 구성되는

깊은 보의 전단저항 기구를 설정하였다.

5.1.1 기본 가정

- 1) 위험구간 내의 전단 보강근은 모두 항복하고 있다. 이는 Fig. 5에 보이는 실험에서 구한 전단 보강근의 변형률 분포를 고려하였다.
- 2) 위험구간 내의 주근의 부착응력 분포는 Fig. 11에 보이는 것처럼 압축단부로 갈수록 커지는 삼각형 분포를 하고 있다.
- 3) C영역의 인장측에 위치한 서브 스트럿의 합력은 C 영역의 압축단 T점을 향한다. 이것을 식으로 나타내면 (1)식과 같으며, 가정 1), 2)에 의해 다른 2개의 서브 스트럿의 각도도 (2)식에 의해 구할 수 있다.

$$\tan \theta_3 = \frac{2d}{a} \quad (1)$$

$$\tan \theta_2 = (1/3) \tan \theta_3$$

$$\tan \theta_1 = (1/5) \tan \theta_3 \quad (2)$$

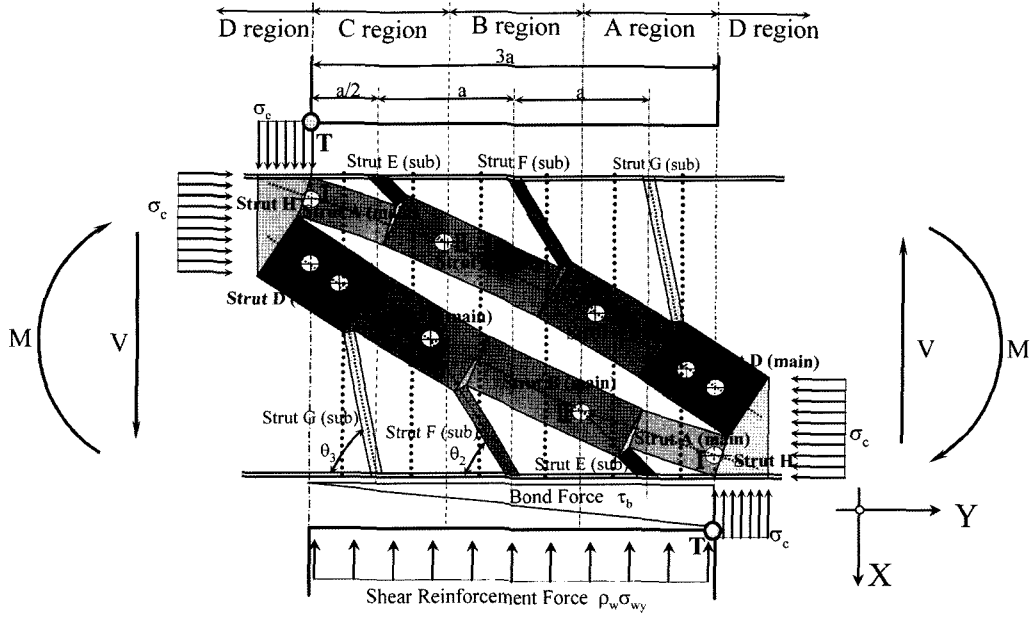


Fig. 11 Crooked main strut and sub-strut model

- 4) Fig. 11과 같이 A영역에서의 A만곡 주 스트럿 (crooked main strut)의 가장자리는 서브 스트럿의 방향으로 휘기 때문에 주근의 중심위치에서 시작한다고 가정한다.
- 5) 만곡 주 스트럿인 A스트럿의 폭은 부재 유효폭의 0.1배 이하로 한다. 이것은 Fig. 11에 보이는 것처럼 A 스트럿의 폭이 지나치게 넓으면 경사전단균열을 가로지르는 부분이 커지기 때문에 유한요소해석의 결과를 기초로 제한을 두었다.

5.2 해석에서의 기본수치의 계산

실험 결과와 해석 결과에 기초하여 sub-strut의 각도를 결정하는 것으로 Fig. 11에 보이는 것처럼 전단저항 메커니즘이 기하학적인 조건에 의해 성립한다. 각각의 스트럿 응력은 동일하다는 것에 기초하여 기하학적 조건을 만족하는 스트럿의 폭을 구하는 것에 의해 전단내력을 구할 수 있다.

A영역 하단 주철근의 중심을 원점으로 하는 좌표계를 설정하여 기하학적인 문제를 푸는 것으로 각 스트럿의 좌표를 구하는 방법에 대하여 설명한다. 중심좌표는 압축단부의 주철근 중심위치를 원점으로 하는 x, y 좌표계를 기본으로 하고 있다.

Fig. 11을 상세하게 표현하면 Fig. 12(a)와 같이 나타낼 수 있으며 A 스트럿의 단위길이 당 힘은 식(3)으로, 좌표는 (4)식으로 나타낼 수 있다.

$$C_{strutA} = \sigma_c \cdot b \cdot x_1 \quad (3)$$

$$y = -(\tan\beta)x + d \quad (4)$$

σ_c : 스트럿에서의 콘크리트 응력, b : 단면의 폭, x_1 : A 스트럿의 폭, $\tan\beta$: A 스트럿과 재축과의 각도, d : A 스트

럿의 중심과 하단 철근 중심과의 거리.

$$C_{strutE} = \sigma_c \cdot b \cdot s_1 \quad (5)$$

$$y = -(\tan\theta_1)x - (a/2)\tan\theta_1 \quad (6)$$

$(a = L/3)$

s_1 : E스트럿의 폭, $\tan\theta_1$: E스트럿과 재축과의 각도, L : 부재의 클리어 스펠

식(2)와 (4)에 의해 A스트럿과 E스트럿이 이루는 절점은 다음 식으로 구할 수 있다.

$$x = \left(\frac{d + (a/2)\tan\theta_1}{\tan\theta_1 - \tan\beta} \right) = \alpha \quad (7)$$

$$y = -(\tan\theta_1)\alpha - (a/2)\tan\theta_1 \quad (8)$$

Fig. 11의 B영역을 상세하게 묘사하면 Fig. 12(b)와 같다. B스트럿의 단위 길이 당 힘은 (9)식, 좌표로 표현하면 (10)식과 같이 나타낼 수 있다.

$$C_{strutB} = \sigma_c \cdot b \cdot x_2 \quad (9)$$

$$y = -(\tan\phi_1)x + \alpha(\tan\phi_1 - \tan\theta_1) - (a/2)\tan\theta_1 \quad (10)$$

$$\tan\phi_1 = \left(\frac{x_1 \cdot \sin\beta + s_1 \cdot \sin\theta_1}{x_1 \cdot \cos\beta + s_1 \cdot \cos\theta_1} \right) \quad (11)$$

$$x_2 = \left[(x_1 \cdot \sin\beta + s_1 \cdot \sin\theta_1)^2 + (x_1 \cdot \cos\beta + s_1 \cdot \cos\theta_1)^2 \right]^{1/2} \quad (12)$$

x_2 : B 스트럿의 폭, $\tan\phi_1$: B 스트럿과 재축과의 각도

서브 스트럿 F는 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$C_{strutF} = \sigma_c \cdot b \cdot s_2 \quad (13)$$

$$y = -(\tan\theta_2)\alpha - (2a/3)\tan\theta_2 \quad (14)$$

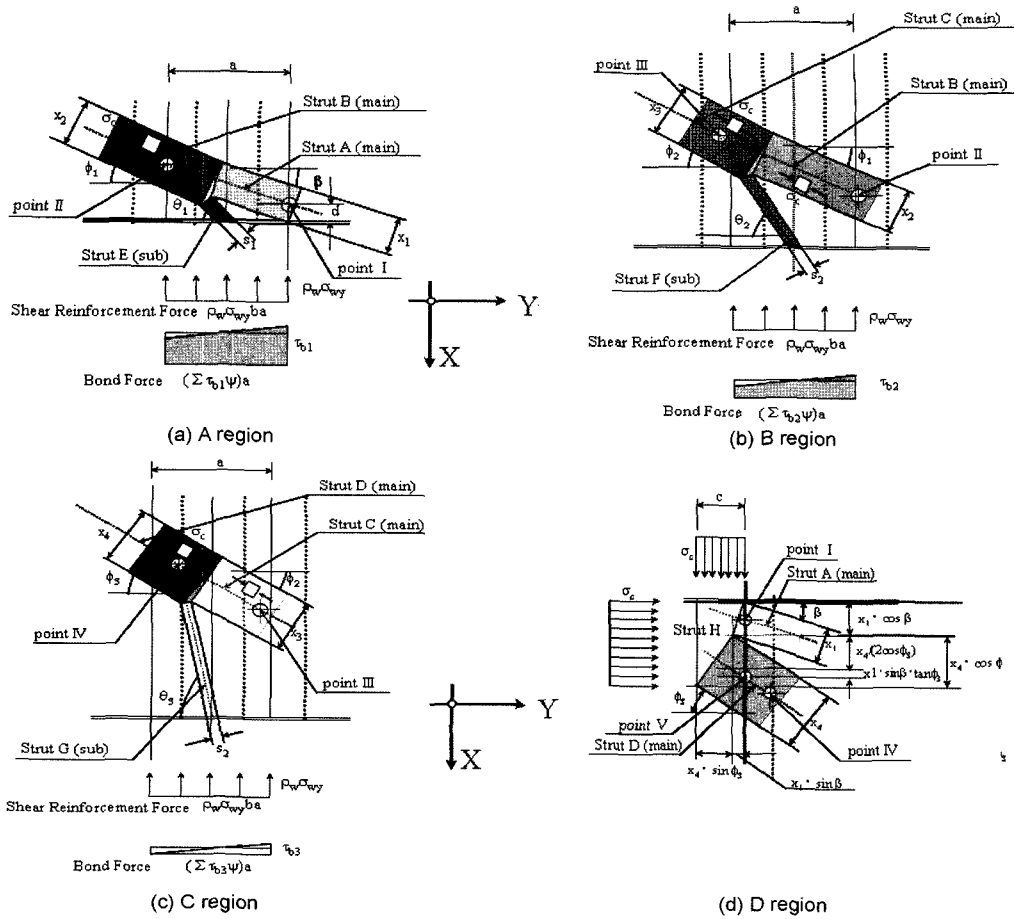


Fig. 12 Detail of crooked main strut and sub-strut model

s_2 : F 스트럿의 폭, $\tan\phi_2$: F 스트럿과 재축과의 각도

B스트럿과 F스트럿이 이루는 절점 III은 (10)식과 (14)식을 이용하여 다음 식으로 구할 수 있다.

$$x = \left\{ \frac{(a/2) \tan\theta_1 - (3a/2) \tan\theta_2 - a(\tan\phi_1 - \tan\theta_1)}{(\tan\theta_2 - \tan\phi_1)} \right\} = \gamma \quad (15)$$

$$y = -(\tan\theta_2)\gamma - (3a/2)\tan\theta_2 \quad (16)$$

Fig. 11의 C영역을 상세하게 나타내면 Fig. 12(c)와 같으며 C 스트럿의 단위 길이 당 힘은 (17)식, 좌표는 (18)식으로 나타낼 수 있다.

$$C_{strutC} = \sigma_c \cdot b \cdot x_3 \quad (17)$$

$$y = -(\tan\phi_2)x + \gamma(\tan\phi_2 - \tan\theta_2) - (3a/2)\tan\theta_2 \quad (18)$$

$$\tan\phi_2 = \left(\frac{x_1 \cdot \sin\beta + s_1 \cdot \sin\theta_1 + s_2 \cdot \sin\theta_2}{x_1 \cdot \cos\beta + s_1 \cdot \cos\theta_1 + s_2 \cdot \cos\theta_2} \right) \quad (19)$$

$$x_2 = \left[(x_1 \cdot \sin\beta + s_1 \cdot \sin\theta_1 + s_2 \cdot \sin\theta_2)^2 + (x_1 \cdot \cos\beta + s_1 \cdot \cos\theta_1 + s_2 \cdot \cos\theta_2)^2 \right]^{1/2} \quad (20)$$

x_3 : C 스트럿의 폭, $\tan\phi_2$: C 스트럿과 재축과의 각도.

서브 스트럿 G는 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$C_{strutF} = \sigma_c \cdot b \cdot s_3 \quad (21)$$

$$y = -(\tan\theta_3)\alpha - (5a/2)\tan\theta_3 \quad (22)$$

s_2 : G 스트럿의 폭, $\tan\theta_2$: G 스트럿과 재축과의 각도를 나타낸다.

C 스트럿과 G 스트럿에 의한 절점 IV는 식(18)과 (22)식에 의해 다음 식으로 구할 수 있다.

$$x = \{ \gamma(\tan\phi_2 - \tan\theta_2) - (5a/2)\tan\theta_3 - (3a/2)\tan\theta_2 \} / (\tan\phi_2 - \tan\theta_3) = \lambda \quad (23)$$

$$y = -(\tan\theta_3)\lambda - (5a/2)\tan\theta_3 \quad (24)$$

D 스트럿의 단위길이 당 힘은 (25)식, 좌표는 (26)식으로 구할 수 있다.

$$C_{strutD} = \sigma_c \cdot b \cdot x_4 \quad (25)$$

$$y = -(\tan\phi_3)x + \lambda(\tan\phi_3 - \tan\theta_3) - (5a/2)\tan\theta_3 \quad (26)$$

$$\tan\phi_3 = (x_1 \sin\beta + s_1 \sin\theta_1 + s_2 \sin\theta_2 + s_3 \sin\theta_3) / (x_1 \cos\beta + s_1 \cos\theta_1 + s_2 \cos\theta_2 + s_3 \cos\theta_3) \quad (27)$$

$$x_2 = \left[(x_1 \sin\beta + s_1 \sin\theta_1 + s_2 \sin\theta_2 + s_3 \sin\theta_3)^2 + (x_1 \cos\beta + s_1 \cos\theta_1 + s_2 \cos\theta_2 + s_3 \cos\theta_3)^2 \right]^{1/2} \quad (28)$$

x_4 : D 스트럿의 폭, $\tan\phi_3$: D 스트럿과 재축과의 각도

Fig. 12(d)에서 D 스트럿의 점은 다음 식으로 구할 수 있다.

$$x = -(3a) \quad (29)$$

$$y = j_i - d - \eta \quad (30)$$

$$\eta = x_1 \cdot \cos\beta + x_4 / (2\sin\phi_3) + x_1 \cdot \sin\beta \cdot \tan\phi_3 - x_1 / (2\cos\beta)$$

j_i : 주근의 중심 간 거리

식(26)에 식(29)와 (30)식을 대입하는 것에 의해 식(31)을 구할 수 있으며, 스트럿 내의 콘크리트 응력을 결정하여 식을 풀면 각각의 스트럿 폭이 결정 된다.

$$j_i - d - \eta + ((5a/2)\tan\theta_3 - 3a \cdot \tan\phi_3 - \lambda(\tan\phi_3 - \tan\theta_3)) = 0 \quad (31)$$

또한 스트럿 H의 재축방향 길이 c 는 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$c = x_1 \cdot \sin\beta + x_4 \cdot \cos\phi_3 \quad (32)$$

따라서 구하고자 하는 부재의 전단내력은 다음 식과 같다.

$$V = \sigma_c \cdot b \cdot c = \sigma_c \cdot b \cdot (x_1 \cdot \sin\beta + x_4 \cdot \cos\phi_3) \quad (33)$$

이상과 같은 방법에 의해 기하학적 문제를 해결하는

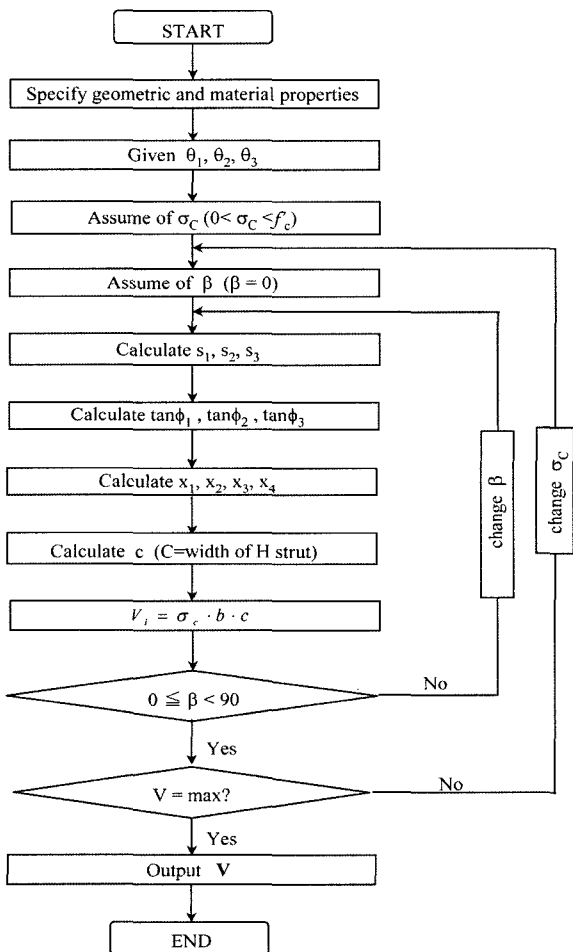


Fig. 13 Flow of analysis

것으로 부재의 전단내력을 산정할 수 있다. 해석의 전반적 흐름을 Fig. 13에 설명하고 있다. 주근의 부착력과 전단 보강근의 인장력과 협력에 의해 형성되는 서브 스트럿의 각도 $\theta_1, \theta_2, \theta_3$ 을 결정한 후, 스트럿 내의 콘크리트 압축응력(σ_c)과 main strut A가 재축과 이루는 각도 β 를 가정하는 것으로 Fig. 11과 같은 기하학적인 조건을 만족하는 crooked main strut의 폭을 찾는 과정으로 되어 있다.

6. 해석 결과 및 고찰

전단 경간비를 변수로 한 실험 및 유한요소 해석을 실시하여 Fig. 11(전단 경간비 0.5) 및 Fig. 15(전단 경간비 0.75)와 같은 crooked main strut과 sud-strut으로 이루어지는 새로운 전단저항 모델을 제안하고 전단강도를 예측하는 해석수법을 제시하였다. 그 결과 Figs. 11, 15에 보이는 것처럼 전단 경간비가 작아질수록 main strut인 strut의 기울기가 크게 되며 전단 경간비가 커질수록 주철근의 부착력이 상대적으로 증대되어 main strut이 부착력의 영향을 받는 sub-strut에 의해 좀 더 휘는 경향을 나타내었다.

또한 본 연구에서 제안 한 모델은 경사균열 발생 후 경사균열의 폭이 확대될 때 부재 양단부를 잇는 대각경사균열을 피하면서 전단력을 전달하는 메카니즘으로 이루어져 있어서 strut 내의 콘크리트 압축강도가 유효강도에 이르러 파괴하는 것이 특징이다.

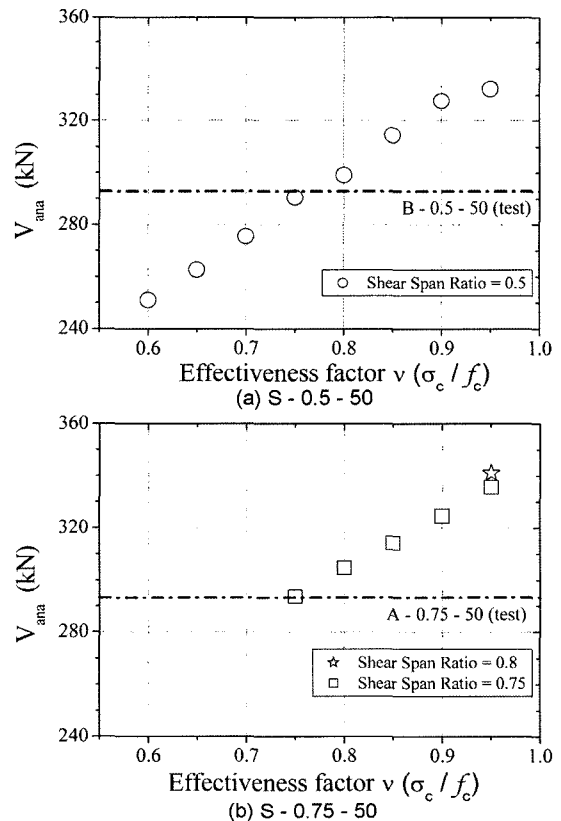


Fig. 14 Relationships between shear force and effective factor of concrete compressive strength

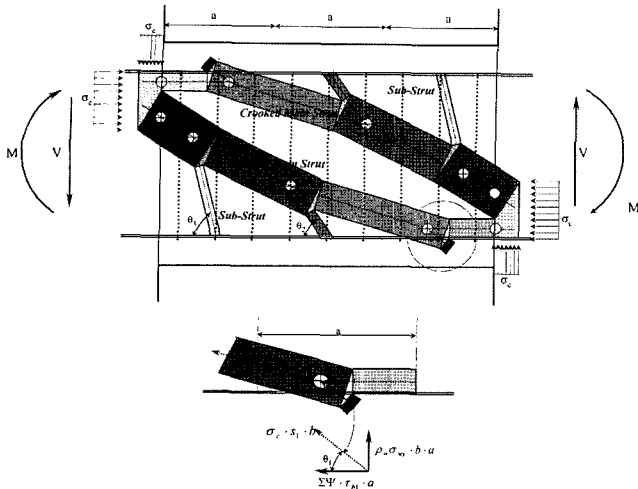


Fig. 15 Crooked main strut and sub-strut model(shear span ratio 0.75)

Fig. 14는 해석에 의해 구한 strut 내의 콘크리트 유효강도와 전단 경간비의 관계를 나타낸다. 그림에서 알 수 있는 것처럼 본 연구에서 제안한 모델은 콘크리트의 유효강도를 자유로이 사용해도 전단 경간비가 0.8이하의 RC 보에서만 적용가능하다. 또한 본 실험결과와 해석에 의해 제안된 crooked main strut과 sub-strut 기구는 콘크리트의 유효압축강도를 실린더 강도의 0.75배로 하였을 때 실험 결과와 가장 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

이러한 결과는 Fig. 10에서 설명한 유한요소해석에 의한 콘크리트 압축강도의 유효계수 0.7~0.8과 일치한다.

또한 Fig. 14에서 콘크리트의 유효계수 값을 0.75로 할 경우, crooked main strut & sub-strut mechanism은 부재의 전단 경간비가 0.75 이하인 경우에서만 형성된다.

이상의 해석결과를 바탕으로 전단경간비가 0.75 이하의 보에 대해 부재의 기하학적 형상이 결정되면 본 논문에서 설명한 해석수법에 의해 매우 우수하게 부재의 전단내력을 예측할 수 있다.

그러나 본 매크로 모델의 정밀도를 높이기 위해서는 주철근의 부착거동을 보다 상세하게 파악할 필요가 있으며 이에 대한 추가적인 연구가 필요하다고 사료된다.

7. 결 론

깊은 보에 대한 전단 경간비를 실험 변수로 철근콘크리트 보 부재의 1방향 단조제하에 의한 전단실험을 실시하여 실험결과 및 유한요소 해석결과에 기초하여 깊은

보의 전단내력을 구하는 해석방법과 전단저항기구의 새로운 매크로 모델을 제안하였다. 실험과 해석에서 구한 결과를 요약하면 다음과 같다.

- 1) 전단 파괴가 일어난 전단 경간비가 0.5, 0.75인 시험체를 대상으로 유한요소해석을 실시하여 응력의 흐름과 파괴에 이르기까지의 과정을 구명하였다.
- 2) 전단 보강근의 횡구속력과 주근의 부착력을 고려한 crooked main strut과 sub strut으로 구성되는 새로운 매크로 모델의 제안과 전단강도 산정법을 제시하였다.
- 3) 해석 결과 전단 경간비가 0.75 이하에서 제안한 전단저항기구가 형성되는 것을 확인하였다. 또한 콘크리트 압축강도의 유효계수를 0.75로 하였을 때 실험 결과와 해석 결과가 가장 잘 일치함을 확인하였으며 유한요소해석법에 의한 콘크리트의 주 압축응력의 크기와 일치하였다.

참고문헌

1. Paulay, T., "Simulated Seismic Loading of Spandrel Beams", *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol.97, ST9, pp.2407~2419.
2. Paulay, T., and Binney, J. R., "Diagonally Reinforced Coupling beams of Shear walls", *ACI Special Publication 42*, Vol.2, 1974, pp.579~598.
3. Park, R., and Paulay, T., *Reinforced Concrete Structures*, John Wiley & Sons, 1975, pp.645~660.
4. Kim and Kamitani, "Effect of shear span ratio and reinforcing arrangement on shear and bond capacities of RC beam", *Proceedings of the Japan Concrete Institute*, Vol.23, 2001. 7, pp.307~312.
5. Nielsen, M. P., *Limit Analysis and Concrete Plasticity*, Prentice Hall, 1984, 420pp.
6. AIJ, *Design Guidelines for Earthquake Resistant Reinforced Concrete Buildings Based on Ultimate Strength Concept*, Architectural Institute of Japan, Tokyo, 1990, pp.104~150.
7. AIJ, *Design Guidelines for Earthquake Resistant Reinforced Concrete Buildings Based on Inelastic Displacement Concept*, Architectural Institute of Japan, Tokyo, 1999, pp.138~162.
8. Jirsa, J. O., Maruyama, K., and Ramirez, H., *Development of Loading System and Initial Tests Short Columns under Bidirectional Loading*, CESRL Report No. 78-2, Sept. 1978.
9. S. Fujii., et al, *Effect of Transverse Reinforcement on Splitting Bond Strength*, *Transactions of the Japan Concrete Institute*, Vol.3, 1981, pp.237~244.

요 약 전단 경간비를 실험 변수로 하여 철근콘크리트 보에 대한 1방향 단조제하의 전단실험을 실시하였다. 실험에 병행하여 실시한 유한요소 해석과 실험결과를 기초로 전단 경간비가 작은 보의 전단내력을 구하는 해석 방법과 주근의 부착작용의 효과를 고려한 crooked main strut과 sub strut으로 구성되는 새로운 매크로 모델을 제안하였다. 그 결과 전단 경간비가 0.75 이하에서 본 연구에서 제안한 매크로 모델이 형성 가능하다는 것과 콘크리트 압축강도의 유효계수를 0.75로 하였을 때 실험 결과와 해석 결과가 가장 잘 일치함을 확인하였다.

핵심어 전단저항기구, 부착작용, 아치기구, 트러스 기구, 콘크리트의 유효압축 강도