



철근콘크리트 깊은 보의 파괴거동과 전단강도 산정식

원대연 ^{1)*}

¹⁾(주)지아이에프 기술연구소

Failure Behaviour and Shear Strength Equations of Reinforced Concrete Deep Beams

Dae-Yon Won ^{1)*}

¹⁾Research Center of Girder Innovation Forever, Ltd., Anyang 431-804, Korea

ABSTRACT Failure behaviour of deep beams is largely depend on shear span to effective depth ratio(a/d). For deep beams with $a/d \leq 1.0$, the diagonal splitting of the web and local crushing of concrete near applied loads or supports is the most common failure mode. If the beam contains sufficient web reinforcement, area of local crushing will be increased while area of diagonal splitting is decreased. When web reinforcement above purpose, web should be reinforced both in the horizontal and vertical directions or be reinforced in perpendicular direction to diagonal cracks. For deep beams with $1.0 < a/d \leq 2.5$, the increment of shear strength by the horizontal web reinforcement are hardly expected unless amount of main bars very small that the main bars should be reached yielding state when shear failure occurs. In contrast, the vertical web reinforcement prevent the beam from being transferred to tied arch mechanism, and as a result th shear strength of beam increase. In this study, formulas based on upper bound theorem of plastic theory are proposed to predict the shear strength of reinforced concrete deep beams with $a/d \leq 1.0$. Comparisons with other experiment results are performed, and good agreement between measured and predicted value by proposed formulas is obtained.

Keywords : deep beams, failure mode, web reinforcement, upper bound theorem, shear strength

1. 서 론

철근콘크리트(RC) 깊은 보는 경간에 비해 부재 높이가 비교적 높은 보를 총칭하는 것으로 경간과 부재높이의 비(L/h), 전단경간과 유효높이의 비(a/d), 콘크리트의 압축강도, 전단보강철근, 주철근의 양과 정착방법, 지지조건, 하중의 재하위치 등에 따라 파괴거동이 변화되는 매우 복잡한 구조부재이다. 이러한 깊은 보의 설계를 위해 각 나라의 설계기준에서는 모형실험 결과에 근거한 경험적 설계식을 제안하고 있지만, 이들 설계기준들은 깊은 보의 취급범위, 주철근 또는 전단철근의 보강효과에 대해서로 다른 규정을 적용하고 있다. 이처럼 각 나라의 설계규정이 상이하계된 주된 원인으로서는 그 설계기준이 근거로 하고 있는 실험조건, 즉 실험에 사용된 공시체의 기하학적 조건의 차이를 들 수 있다.¹⁾

깊은 보에 대한 각 나라의 설계규정에 있어서의 가장

큰 견해 차이로는 첫째, 복부에 배치된 전단철근의 유효성 여부, 특히 수평철근이 전단강도 증진에 유효한 것으로 볼 것인지와, 둘째 깊은 보의 주 파괴모드를 복부 콘크리트의 쪼갬파괴(splitting failure)로 볼 것인지, 아치작용에 의한 복부 콘크리트 리브의 압축파괴(compression or shear sliding failure)로 볼 것인지, 아니면 복부에 생긴 균열이 콘크리트의 휨 압축영역에 진전되어 생기는 전단 압축파괴(shear-compression failure)로 볼 것인지에 있다.

이 연구에서는 깊은 보에 대한 기존의 실험연구로부터 얻어진 파괴거동과 그것에 영향을 미치는 주요 인자들에 대해 정성적으로 분석하고, 소성이론을 적용하여 파괴강도를 구하는데 기초가 되는 역학모델을 정의한다. 또한 정의된 역학모델을 근거로 소성이론의 상계정리(upper bound theorem)를 적용하여 a/d 가 1이하의 깊은 보에 대한 전단강도식을 이론적으로 유도한다. 그런 다음 기존의 실험연구에 의한 파괴하중과의 비교검토를 통하여 이 제안식의 타당성을 검증한다.

*Corresponding author E-mail : dywon365@hotmail.co.kr
 Received November 20, 2013, Revised December 13, 2013,
 Accepted December 15, 2013

©2013 by Korea Concrete Institute

2. 깊은 보의 파괴모드와 구조특성

2.1 전단경간과 유효깊이의 비에 따른 영향

전단철근을 갖지 않는 보에서 나타나는 a/d 의 변화에 따른 전형적인 파괴모드와 그 특징을 기술하면 다음과 같다(Fig. 1 참조).

- ① $a/d > 6$: a/d 의 비가 상기 범위의 보는 일반적으로 휨에 의해 파괴된다.
- ② $2.5 < a/d \leq 6.0$: 전단경간 내에 먼저 휨 균열이 발생하고, 하중이 보다 증가하면 지점부근에 생긴 휨 균열의 선단에서 재하점을 향한 사인장균열이 발생, 이 균열로 인해 보가 두개의 부분으로 분리되어 파괴된다. 파괴하중은 a/d 의 비에 따라 다소 차이는 있지만 사인장균열 발생하중과 거의 같다.
- ③ $1.0 < a/d \leq 2.5$: 복부의 사인장균열은 휨 균열과는 별

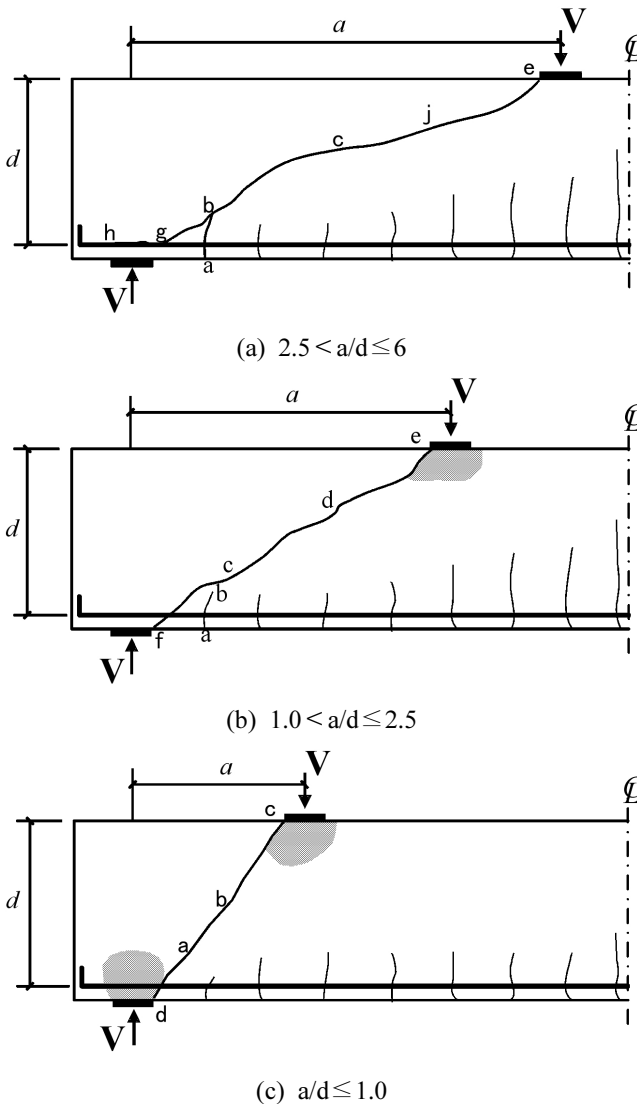


Fig. 1 Change of failure modes according to shear-span to effective depth ratio (a/d)

도로 생기고, 사인장균열이 발생된 후에도 보는 안정된 상태를 유지한다. 하중이 증가하면 사인장균열이 재하점 부근의 압축영역까지 진전, 결국 보는 휨 압축영역 콘크리트의 연화현상(softening)에 의해 파괴된다.

- ④ $a/d \leq 1.0$: 최초의 사인장 균열은 재하점과 지점을 직선으로 연결하는 선을 따라 보의 저면으로부터 약 $d/3$ 의 위치에서 발생하고, 그 후 하중의 증가에 따라 선행된 균열이 지점과 재하점을 향해 동시에 진전된다. 파괴는 재하점 아래 또는 지점부근에 위치한 콘크리트의 연화현상에 기인한다.

2.2 전단보강철근의 효과

일반적으로 깊은 보의 파괴모드로 취급되는 것이 Fig. 1의 (b)와 (c)이다. 하지만 파괴에 이르기까지 내력의 변화를 살펴보면, Fig. 1(b)와 (c)의 파괴거동은 본질적으로 다르다는 것을 알 수 있다. 깊은 보의 파괴시의 거동은 Fig. 2에 나타난 타이드아치(tied arch)기구로 간략화할 수 있다는 것이 주요 특징이지만, $1.0 < a/d \leq 2.5$ 의 범위에서는 복부에 사인장균열이 발생되고 나서야 비로써 타이드아치 기구로 전이되어 가나, $a/d \leq 1.0$ 의 범위에서는 보 하연의 휨 균열 발생과 동시에 타이드아치 기구로 전이되는 경향을 나타낸다. a/d 의 값이 작을수록 훨씬 더 이른 시점에서 타이드아치의 거동을 나타내고, 일단 타이드아치기구로 전환된 다음에는 균열발생으로 인한 더 이상의 내력의 재분배 현상은 생기지 않는다. 복부에 배치된 수평 및 연직 전단철근의 보강효과도 부재에 형성되는 타이드아치기구의 형성시기, 즉 a/d 에 밀접한 관련이 있다.

2.2.1 $1.0 < a/d \leq 2.5$ 의 깊은 보

$1.0 < a/d \leq 2.5$ 의 범위에 있는 깊은 보의 파괴시 내하기구는 수평 및 수직보강철근의 영향을 고려하여 Fig. 3의 strut-tie model(STM)로 간략화할 수 있다. Fig. 3(a)는 Fig. 2의 타이드아치기구를 STM으로 변환시킨 것이고, Fig. 3(b)는 수평전단철근의 효과를 그리고 Fig. 3(c)는 수직전단철근의 효과를 각각 반영하기 위한 STM을 나타낸 것이다.

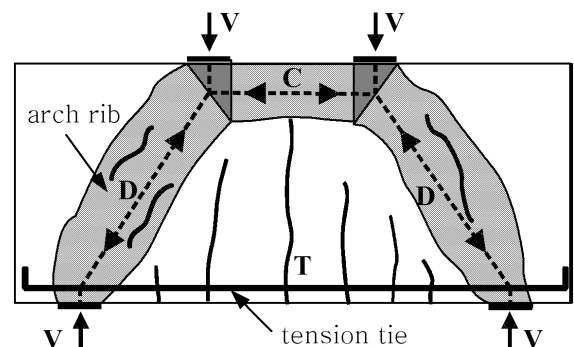


Fig. 2 Tied arch mechanism

Fig. 3(b)의 STM을 보면 수평전단철근이 전단강도 증진에 반드시 기여하는 것으로도 생각할 수 있지만, 선행되는 하중경로가 어떤 것 인지를 고려할 경우 상황은 달라진다. 콘크리트 스테럿에 의한 하중전달은 특성상 재하점과 지점을 최단거리로 연결하는 경로를 통해 이루어진다. 따라서 하중이 가해지면 하부 주인장 타이(T)에 의한 경로를 통해 우선적으로 하중전달이 이루어지고, 이러한 상태는 주인장 철근이 항복에 도달하기 전까지는 지속된다. 수평철근(T_h)에 의한 하중전달경로는 주 인장철근이 더 이상 외력에 저항할 수 없게 될 때에 비로소 형성된다.

또한 수평전단철근에 의한 하중전달능력은 인장타이의 위치에 따라 달라지는데, Fig. 3(b)로부터 인장타이(T_h)의 위치가 보 하연에 위치할수록 하중전달 능력이 향상되는 것을 알 수 있다. Kong²⁾은 모형실험을 통하여 수평전단철근은 보 아래쪽에 배치하는 것이 효과적이라고 주장하였다. 수평전단철근이 배치되면 내력의 평형조건을 만족시키기 위해서는 수평스테럿(C)의 크기도 T_h 에 대응하는 만큼 따라서 커져야 한다. 하지만 수평스테럿의 크기는 보의 기하학적 제원에 제한을 받으므로 주 인장철근이 적절하게 배치된 상태에서는 그 크기를 증대시킬 여유가 그다지 없게 된다. 즉 수평전단철근에 의한 전단강도증가는 극히 한정된 조건하에서만 이루어지게 된다.

이에 반해 Fig. 3(c)의 STM에서는 하중의 일부는 타이

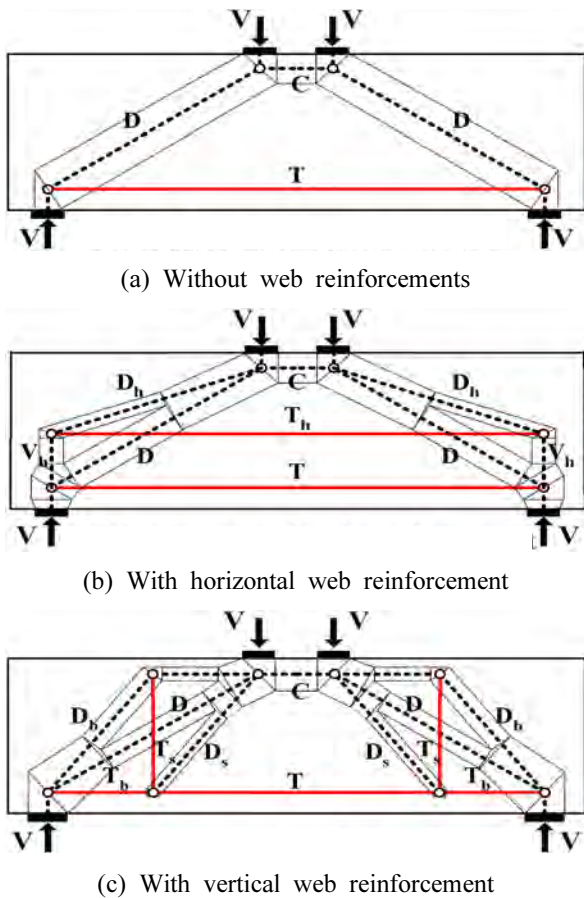


Fig. 3 Strut-tie models for deep beams

드아치작용에 의해 재하점과 지점을 직접 연결하는 하중 경로(D)를 통하여 전달되고 나머지는 연직타이(T_s)와 경사스테럿(D_s)으로 구성되는 트러스작용에 의해 전달된다. 이러한 하중전달기구는 복부에 사인장균열의 발생과 동시에 이루어진다. 수직전단철근(스터립)은 보가 사인장균열발생과 함께 완전한 타이드아치기구조로 전이되는 것을 막아주는 역할을 하고, 이 결과로써 보의 전단강도가 증가한다. 부재의 파괴는 아치작용과 트러스 작용에 의한 하중전달이 모두 이루어질 수 없을 때 발생한다. 즉 둘 중 어느 한 쪽만 항복상태에 도달해서는 파괴가 일어나지 않을 뿐만 아니라, 수직전단철근이 충분히 배치된 경우에는 모든 하중이 트러스 작용에 의해서 전달되는 경우도 발생한다. 트러스 작용에 의한 하중전달은 연직타이가 항복상태에 도달되거나 또는 경간중앙부의 인장타이(T)가 항복에 도달하기 전까지 유효하게 작용된다. Won³⁾은 STM을 이용하여 수직전단철근의 효과를 고려할 수 있는 해석기법을 제안하였고, 이 범위의 깊은 보에 일반적인 보 부재와 마찬가지로 수직전단철근의 배치를 통해 보의 전단강도가 증대되고 그 효과는 전단경간이 길수록 현저해진다는 사실을 입증하였다.

2.2.2 $a/d \leq 1.0$ 의 깊은 보

앞서 언급한 바와 같이, 이 범위의 깊은 보에 휨 균열 발생과 함께 타이드아치기구조에 이미 도입하게 되므로 복부에 배치된 전단철근으로 인한 파괴시의 내하기구가 변화하지 않게 된다. 파괴시의 내하기구는 Fig. 3(a)의 STM으로 단순화시킬 수 있고, 이 경우 복부에 배치된 전단철근은 깊은 보의 전단강도에 아무런 영향을 주지 않는다.

한편 Siao⁴⁾는 Fig. 4에 나타난 STM을 통해 복부에 배치된 전단철근의 보강효과를 고려할 수 있는 해석모델을 제안하였지만, 이것은 복부에 생긴 사인장 균열이 부재의 파괴를 지배할 때 성립되는 것으로 실제로 이 범위에 있는 깊은 보의 경우 사인장 균열이 곧바로 파괴로 이어지는 경우는 거의 드물다.

Niwa⁵⁾는 2차원 비선형FEM해석을 통하여 깊은 보의 파괴강도는 재하판의 폭에 큰 영향을 받고, 이러한 경향

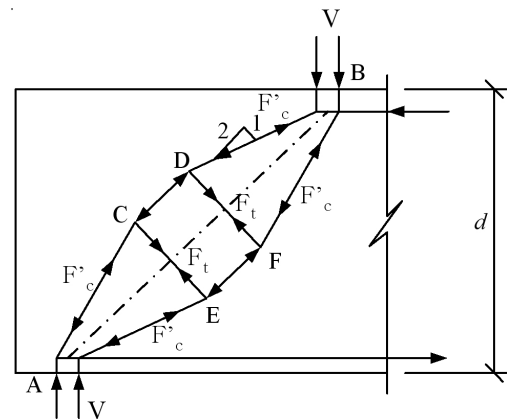


Fig. 4 Refined model of compression strut in deep beams⁴⁾

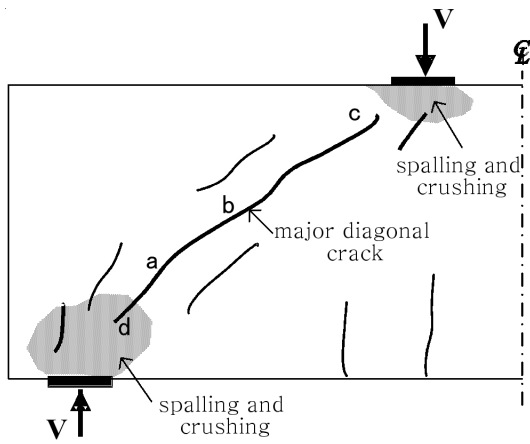


Fig. 5 Typical failure mode of deep beams with $a/d \leq 1.0$

은 a/d 의 값이 작을수록 현저하다고 주장하였다. 이러한 사실은 Fig. 5에 나타낸 파괴모드를 통해서도 충분히 예측할 수 있다. 즉 이 범위에서의 깊은 보의 파괴는 복부에 생긴 사인장균열이 직접적인 원인이 아니라, 하중점 및 지점부근의 콘크리트의 연화현상(softening)이 직접적인 원인이 된다. 재하판의 폭이 작을수록 압축응력의 수준도 올라가고, 동시에 사인장균열의 성장도 빨라지고 균열 폭은 더 넓어지게 된다. 따라서 동일조건에서 재하점 또는 지점부근의 콘크리트 압축파괴가 그만큼 더 빨라지게 된다. 이러한 형태의 깊은 보의 파괴를 쪼갬파괴(diagonal splitting failure)라고 부르고 있다. 이 경우 복부에 배치된 수평 및 연직철근은 사인장균열의 성장을 제어하는데 효과가 있고, 결과적으로는 이들 균열침투로 인해 재하점과 지점부근의 콘크리트 압축강도가 저하되는 것을 방지하여 전단강도를 증가시킨다. 다만 균열제어를 위해서는 콘크리트의 인장강도 이상의 복부철근이 반드시 수평과 연직의 양방향으로 동시에 배치되거나 또는 사인장균열과 직각을 이루는 절곡철근이 배치되어야 한다.

3. 전단내력 산정식의 유도

3.1 재료모델링

콘크리트는 강·완전소성재료이고, 수정쿨롬의 파괴기준(modified coulomb failure criteria)을 따르는 것으로 가정한다. 또한 파괴시 구조물은 하나의 평면을 여러 개의 항복선(yield line)에 의해 분리되는 강체블럭의 집합체로 이상화한다. 모든 강체블럭은 강체변형(rigid body motion)을 나타내고, 변형에 의한 내부에너지 밀도는 강체블럭간의 상대변위를 통해 발산되는 것으로 가정한다.

3.1.1 콘크리트 파괴기준

본 연구에 적용된 수정쿨롬의 파괴기준을 Fig. 6에 평면응력상태($\sigma_3=0$)에 대해 나타내었다. 수정쿨롬의 파괴기

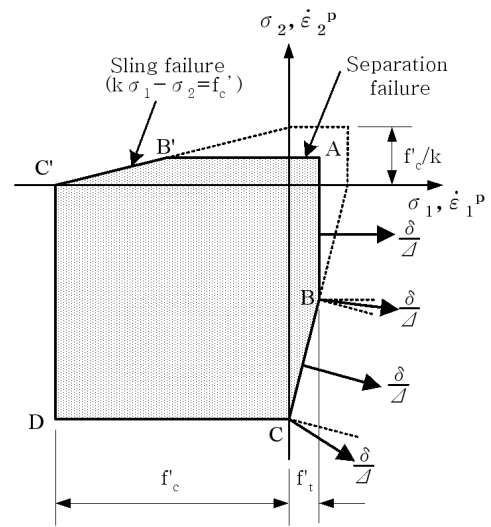


Fig. 6 Modified coulomb failure criteria for concrete in $(\sigma_1 - \sigma_2)$ plane, $\sigma_3 = 0$

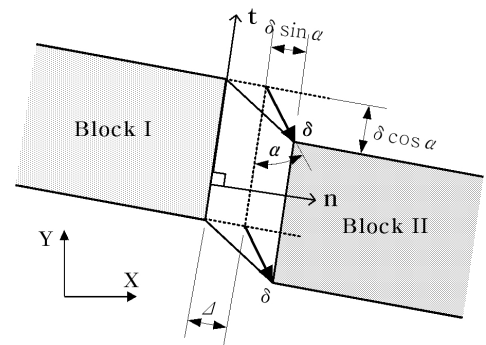


Fig. 7 Relative displacement component between two rigid blocks

준은 파괴면에 평행한 방향으로 이동하는 미끄럼파괴구간과 연직방향으로 이동하는 분리파괴구간으로 구분된다.

1) 미끄럼파괴(Sliding failure)

미끄럼 파괴는 평면내의 전단응력이 미끄럼저항을 초과할 때 발생한다. 미끄럼저항력은 점착력(c)과 내부마찰각(ϕ)에 의해 결정된다.

$$|\tau| = c - \sigma \times \tan \phi \quad (1)$$

여기서 τ 는 전단응력, σ 는 수직응력(+인장)을 나타낸다.

2) 분리파괴(separation failure)

분리파괴는 평면내의 인장응력(σ)이 콘크리트의 인장강도(f_t')를 초과할 때 발생한다.

$$\sigma = f_t' \quad (2)$$

한편 Fig. 6에 도시된 k 는 재료상수로서 다음과 같이 정의된다.

$$k = \tan^2 \left\{ \frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right\} \quad (3)$$

3.1.2 내부에너지의 발산

항복선을 따라 발산하는 콘크리트에 의한 내부에너지 밀도는 두 강체블럭 사이에 존재하는 폭 Δ 의 좁은 영역에 생기는 강체변형으로부터 구할 수 있다(Fig. 7 참조). Fig. 7에서 δ 는 두 강체블럭사이의 상대변위로 Δ 에 비해 아주 미소하며, 접선방향인 t 축으로부터 α 의 각도를 이룬다. 따라서 두 강체블럭 사이의 위치한 변위영역에서의 소성변형률속도(plastic strain rate)는

$$\dot{\epsilon}_n^p = \frac{\delta}{\Delta} \sin \alpha, \quad \dot{\epsilon}_t^p = 0, \quad \dot{\gamma}_{nt}^p = \frac{\delta}{\Delta} \cos \alpha \quad (4)$$

가 되고, 이때 주소성변형률속도는 Mohr-coulomb의 파괴원에 따라 다음 식과 같이 나타내어진다.

$$\begin{pmatrix} \dot{\epsilon}_1^p \\ \dot{\epsilon}_2^p \end{pmatrix} = \frac{\delta}{\Delta} \cdot \begin{pmatrix} \sin \alpha + 1 \\ \sin \alpha - 1 \end{pmatrix} \quad (5)$$

따라서 단위체적당 내부에너지의 발산량은 다음과 같이 되고

$$W = \sigma_1 \dot{\epsilon}_1^p + \sigma_2 \dot{\epsilon}_2^p \quad (6)$$

항복선을 따라 t 축 방향으로의 단위길이당 에너지 발산량 W_l 은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} W_l &= \Delta b W \\ &= \Delta b (\sigma_1 \dot{\epsilon}_1^p + \sigma_2 \dot{\epsilon}_2^p) \end{aligned} \quad (7)$$

여기서 b 는 (n-t)평면과 수직방향으로의 부재두께이다.

따라서 Fig. 6에 나타낸 각 구간에서의 내부에너지 밀도의 발산량은 다음과 같이 구해진다.

1) 선분AB

$$W_l = \Delta b f'_t \dot{\epsilon}_1^p = b \delta f'_t \quad (8)$$

2) 점B

점B에서의 응력상태 $(\sigma_1, \sigma_2) = (f'_t, k f'_t - f'_c)$ 와 식 (5)의 주변형률을 식 (7)에 대입하면

$$W_l = b \delta \left(\frac{1 - \sin \alpha}{2} f'_c + \frac{\sin \alpha - \sin \phi}{1 - \sin \phi} f'_t \right) \quad (9)$$

3) 선분BC와 점C

선분BC 구간에서 $\alpha = \phi$ 그리고 점C에서 $f'_t = 0$ 의 조건으로부터

$$W_l = b \delta \left(\frac{1 - \sin \alpha}{2} \right) f'_c \quad (10)$$

3.2 파괴모드의 정의

깊은 보의 전단강도는 앞서 검토된 인자 이외에도 주 인장철근의 양과 정착방법 그리고 지지조건에 따라서도 달라지지만, 본 연구에서는 단일 STM만으로는 두 가지 파괴모드를 동시에 반영하기 힘든 $a/d \leq 1.0$ 의 깊은 보의 전단강도 산정식을 소성이론의 상계정리를 적용해 유도한다.

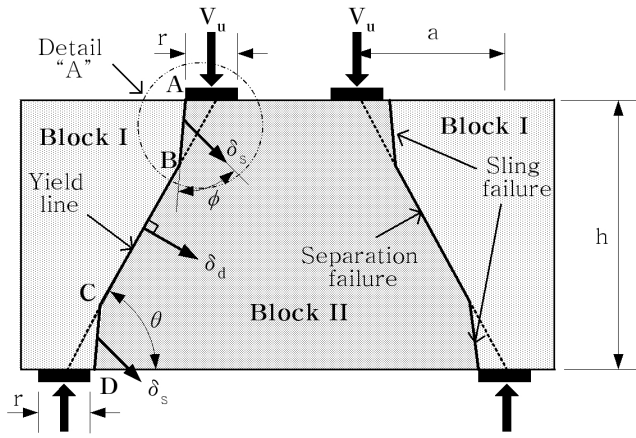
상기 범위의 깊은 보의 파괴에 도달하기 전까지 사인장균열로 인한 복부의 쪼갬현상과 재하판 및 지압판 부근에서 콘크리트의 연화현상이 순차적으로 나타나는 것이 하나의 큰 특징이다(Fig. 5 참조). 다시 말해, 복부에 발생하는 사인장응력의 크기가 콘크리트의 인장강도를 넘으면 사인장균열이 발생하고, 이 균열은 하중이 증가함에 따라 지점과 재하판을 향해 서서히 진전된다. 하지만 사인장균열이 지점과 재하점 부근의 압축영역에 도달하게 되면 균열의 진전은 일단 멈추고, 하중이 보다 증가하면 압축영역에서의 콘크리트의 연화현상이 발생한다. 이 결과로서 사인장균열중 하나가 균열폭이 넓어지면서 보의 복부가 2개로 분리되는 파괴가 발생하게 된다. 사인장균열의 진전속도 및 균열폭은 복부에 배치된 전단철근에 따라 변하고 압축영역의 범위는 재하판의 폭에 의존하게 된다. 따라서 상기 두 인자에 의해 보의 전단강도가 변하게 된다.

이상의 검토로부터, $a/d \leq 1.0$ 의 깊은 보의 전단파괴시의 항복선은 Fig. 8에 나타낸 것과 같이 사인장균열에 의한 쪼갬파괴를 나타내는 구간과 콘크리트의 연화현상에 의한 미끄럼파괴구간으로 나누어지는 것으로 가정할 수 있다.

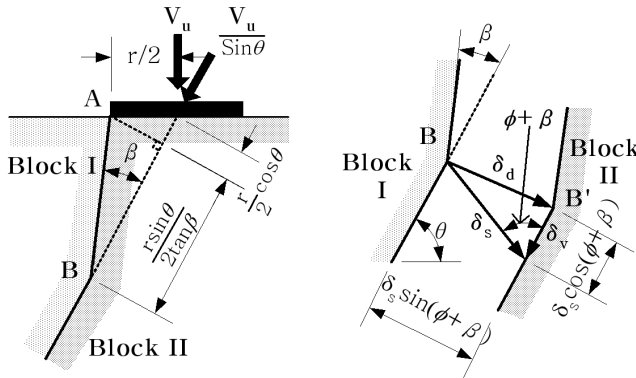
3.3 전단강도식의 유도

Fig. 8(a)에서 두 개의 강체블럭 I 과 II사이의 상대변위는 쪼갬파괴가 생기는 선BC의 경계면에서는 항복선과 직각방향으로 상대변위 δ_d 가 생기고, 미끄럼파괴가 생기는 선AB와 CD의 경계면을 따라서는 항복선과 ϕ 의 각도를 갖는 방향으로 상대변위 δ_s 가 생긴다. 또한 두 강체블럭 사이의 상대변위사이에는 다음의 관계가 성립한다.

$$\delta_s = \frac{\delta_d}{\sin(\beta + \phi)} = \frac{\delta_v}{\cos(\beta + \phi)} \quad (11)$$



(a) Shape of yield line



(b) Detail "A"

(c) Relationship between relative displacements

Fig. 8 Assumed failure mechanism

이러한 파괴기구가 형성될 때 외력에 의한 가상일 W_E 는 다음과 같고,

$$W_E = \frac{V_U}{\sin \theta} \times \delta_v \quad (12)$$

또한, 불연속면 AB와 CD를 따라 발산되는 내부에너지 밀도의 합 W_{IS} 는

$$W_{IS} = brf'_c \times \frac{(1 - \sin \phi)}{2} \times \frac{\sin \theta}{\sin \beta} \times \frac{\delta_v}{\cos(\beta + \phi)} \quad (13)$$

와 같고, 불연속면 BC를 따라 발산되는 내부에너지 밀도의 합 W_{ID} 는 다음과 같다.

$$W_{ID} = bf'_t \times \left[\frac{h}{\sin \theta} - r \left(\frac{\sin \theta}{\tan \beta} + \cos \theta \right) \right] \times \tan(\beta + \phi) \times \delta_v \quad (14)$$

전단강도 V_U 는 가상일의 원리($W_E = W_{IS} + W_{ID}$)로부터 다음과 같이 구해지게 된다.

$$V_U = brf'_c \frac{(1 - \sin \phi)}{2} \times \frac{\sin^2 \theta}{\sin \beta} \times \frac{1}{\cos(\beta + \phi)} + bf'_t \left(h - r \left(\frac{\sin^2 \theta}{\tan \beta} + \frac{\sin 2\theta}{2} \right) \right) \times \tan(\beta + \phi) \quad (15)$$

여기서, b 는 보의 너비, h 는 보의 높이, r 는 지압판의 길이, ϕ 는 콘크리트의 내부마찰각, f'_c 와 f'_t 는 콘크리트의 압축강도와 인장강도이다.

식 (15)는 깊은 보가 가진 전단강도의 상한 값을 나타내는 것으로 β 를 변수로 하고 있다. 따라서 소성이론의 상계정리로부터, 식 (15)의 최소값이 실제의 파괴하중이 되고, 최소값은 $\partial V_U / \partial \beta = 0$ 의 조건으로부터 β 의 값이 다음을 만족할 때 구해진다.

$$\cot \beta = \tan \phi + \sec \phi \times \sqrt{1 + \frac{\left(\frac{h - r \sin \theta \cos \theta}{r \sin^2 \theta} \right) \times \cos \phi}{\left(\frac{f'_c}{f'_t} \right) \times \frac{(1 - \sin \phi)}{2} - \sin \phi}} \quad (16)$$

$\lambda = a/h$ 로 두면, 보의 기하학적 조건으로부터 다음의 관계가 성립한다.

$$\begin{aligned} \sin \theta &= \frac{1}{\sqrt{1 + \lambda^2}} \\ \cos \theta &= \frac{\lambda}{\sqrt{1 + \lambda^2}} \\ \tan \theta &= \lambda^{-1} \end{aligned} \quad (17)$$

한편, 콘크리트에 소성이론을 적용하기 위해서는 콘크리트가 완전소성재료가 아닌 점을 고려하여 콘크리트의 압축강도(f'_c)를 저감계수(ν)를 사용하여 유효압축강도($f_{ce} = \nu f'_c$)로 치환하는 것이 필요하다. 깊은 보의 유효압축강도는 강도(f'_c)뿐만 아니라, 전단경간비(a/d), 지압판의 크기(r) 등의 영향을 받는 등의 복잡한 양상을 나타낸다. 본 연구에서는 내력산정식에 이미 전단경간비와 지압판의 크기(r)가 포함되어 있기에, 저감계수(ν)는 콘크리트의 압축강도(f'_c)의 영향만을 받는 것으로 가정, 다음 식³⁾에 의해 구하는 것으로 하였다.

$$\nu = 0.9 - \frac{f'_c}{200} \quad (\text{MPa}) \quad (18)$$

콘크리트의 내부마찰각은 기존의 실험 결과^{6,7)}에 의하면 압축강도에 관계없이 $\phi = 37^\circ$ 로 거의 일정한 값을 가진다. 따라서 상기의 조건들을 식 (15)와 (16)에 대입한 후 정리하면 다음과 같이 된다.

$$V_U = 0.2bf_{ce}'K_1 + bf_t'K_2 \quad (19)$$

여기서

$$K_1 = \frac{\sin^2 \phi}{\sin \beta} \times \frac{r}{\cos(\beta + \phi)} \quad (20)$$

$$K_2 = \left(h - r \left(\frac{\sin^2 \phi}{\tan \beta} + \frac{\sin 2\theta}{2} \right) \right) \times \tan(\beta + \phi) \quad (21)$$

$$\cot \beta = 0.754 + 1.252 \times \left(1 + \frac{0.8(h/r)(1 + \lambda^2)}{0.2(f_{cc}/f'_t) - 0.6} \right)^{1/2} \quad (22)$$

식 (22)에서 h , r , λ 등의 값은 보의 기하학적 조건이 정해지면 일정한 값을 가지므로, 결국 β 값은 f_{cc}/f'_t 의 값에 의해 결정된다. 다시 말해 콘크리트 연화현상에 의한 미끄럼파괴와 사인장균열에 의한 쪼갬파괴의 비율은 f_{cc}/f'_t 의 값에 따라 구해지고, f'_t 의 값이 클수록 β 값은 작아져 미끄럼파괴가 생기는 구간이 보다 늘어나게 된다. 하지만 보의 기하학적 조건으로부터 β 의 값은 다음 식에 의해 제한을 받는다.

$$\beta_{\min} = \sin^{-1} \left[\left(\frac{r}{h} \right) \times \frac{1}{\sqrt{(1 + \lambda_n^2)(1 + \lambda^2)}} \right] \quad (23)$$

여기서 $\lambda_n = (a - r)/h = a_n/h$ 이다.

이때의 보는 재하점과 지점의 전면을 직선으로 연결하는 항복면을 따라 미끄럼파괴를 일으키게 되고, β_{\min} 을 식 (20)에 대입하여 K_1 을 구하고, 이 값을 식 (19)에 대입(단, $K_2=0$)하면 전단강도의 최대값이 구해진다.

f'_t 는 원주공시체를 이용한 쪼갬실험에서 구해지는 인장강도이고, 실험값이 없을 때는 다음 식에 의해 산정한다.

$$f'_t = 0.52 \times \sqrt{f'_c} \quad (\text{MPa}) \quad (24)$$

한편, 복부에 전단보강철근이 배치된 경우에는 전단보강철근이 저항할 수 있는 인장강도 f'_v 를 다음 식을 이용

해 산정한다.

$$f'_v = \frac{A_{sv} f_{vy}}{b s_v} \cos^2 \theta + \frac{A_{sh} f_{hy}}{b s_h} \sin^2 \theta = \psi_v \cos^2 \theta + \psi_h \sin^2 \theta \quad (25)$$

여기서, A_{sv} 및 A_{sh} 는 수직 및 수평전단철근량(mm^2), f_{vy} 및 f_{hy} 는 수직 및 수평전단철근의 항복응력(MPa), b 는 공시체의 폭(mm), s_v 및 s_h 는 수직 및 수평전단철근의 배치간격(mm)이다.

f'_t 는 식 (24)와 (25)으로부터 구해지는 값 중 큰 값을 사용한다.

4. 실험 결과와의 비교 검토

이 제안식의 타당성 검증을 위하여 $a/d \leq 1.0$ 이하의 깊은 보에 대한 기존의 타 연구자에 의한 실험 결과로부터 전단파괴된 공시체만을 추출하였다. Table 1에 이 연구에 인용된 실험데이터(총 97개)의 주요제원을 나타내었다.

Table 1로부터 이 제안식 검증에 사용된 실험데이터는 $a/d \leq 1.0$ 범위에 있는 깊은 보의 파괴모드에 영향을 주는 주요인자, 즉 압축강도(f'_c), 전단경간비(a/d), 주인장철근비(p_w), 그리고 복부전단철근비(f'_s) 등에 대해 다양한 값을 갖는 것을 알 수 있다. 이들 실험데이터를 가지고 이 연구에서 제안된 식 (19)에 의한 전단강도 산정결과와 ACI Code¹⁵⁾에 의한 산정 결과를 각각 Fig. 9에 나타내었다.

Fig. 9(a)로부터 이 연구에서 제안된 식 (19)은 $a/d \leq 1.0$ 범위에 있는 깊은 보의 전단강도를 전반적으로 잘 예측하고 있다는 것을 알 수 있다. 다만, 이 제안식은 Ramakrishnan⁹⁾의 공시체에 대해서는 다소 비안전측의 결과를 제공하는 것으로 나타났는데, 이것은 실험에 적용된 공시체의 주인장철근비(p_w)가 지나치게 작아(0.13~0.29%) 보가 충분한 전단강도를 발휘하기 전에 이미 휨에 의해 파괴된 것으로 추정된다. 앞서 언급한 바와 같이 이 검증에 적용된 공시체는 전단파괴된 것만을 대상으로 하고

Table 1 Experimental data used for comparison purpose

Researcher	Num	Parameters									V _{anal} /V _{exp} (CV)	
		$\frac{a}{d}$	λ	λ_n	f'_c (MPa)	f'_t (MPa)	f'_s (MPa)	p_w (%)	β	β_{\min}	Eqs.(19)	ACI
Kong ²⁾	25	0.35~0.74	0.33~0.67	0.23~0.47	18.6~26.1	2.50~3.05	0.26~6.97	0.52~1.10	0.010~0.223	0.092~0.151	0.90(10.7)	0.59(13.1)
Manuel ⁸⁾	4	0.30	0.27	0.07	30.1~35.2	2.85~3.08	0.00	0.97	0.317~0.326	0.326	0.93(4.30)	0.29(6.20)
Ramakrishnan ⁹⁾	8	0.31~0.68	0.30~0.62	0.19~0.40	16.4~28.4	1.76~2.55	0.00~0.66	0.13~0.29	0.205~0.261	0.098~0.173	1.39(12.3)	0.83(13.2)
Smith ¹⁰⁾	15	1.00	0.85	0.57	18.0~21.7	2.08~2.42	0.00~4.86	1.93	0.080~0.244	0.191	0.90(8.10)	0.53(4.20)
Subedi ¹¹⁾	5	0.42~0.46	0.33~0.43	0.13~0.29	22.7~43.2	2.48~3.42	1.50~2.14	0.89~1.48	0.234~0.287	0.123~0.234	0.82(8.50)	0.50(15.5)
Walraven ¹²⁾	14	0.93	0.75~0.84	0.60~0.67	13.9~26.4	1.94~2.67	0.00	1.13~1.52	0.173~0.216	0.103~0.109	1.10(13.2)	0.65(16.2)
Niwa ⁵⁾	8	0.50	0.40~0.47	0.03~0.37	25.4~54.4	2.62~3.83	0.00	1.76~3.72	0.203~0.349	0.089~0.356	0.81(16.2)	0.36(41.1)
Paiva ¹³⁾	8	0.67~1.00	0.62~0.89	0.31~0.44	19.9~35.2	2.32~3.08	0.00~1.68	0.83~2.58	0.271~0.309	0.254~0.310	0.94(14.7)	0.41(15.3)
Tan ¹⁴⁾	10	0.27~0.81	0.25~0.75	0.03~0.53	44.0~58.8	3.45~3.99	0.00~0.59	1.23	0.269~0.317	0.144~0.199	0.89(9.20)	0.42(16.5)

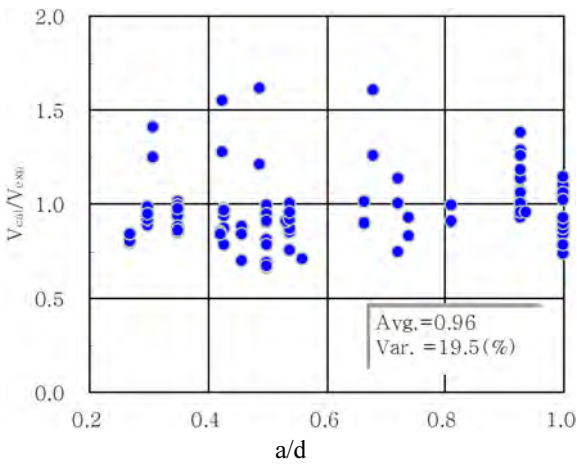
있지만, 파괴모드에 대해서는 각 연구자의 판단에 근거하였다. 하지만 동일 범위에 있는 깊은 보에 대한 타 연구자의 실험결과¹⁴⁾에 따르면 의하면 p_w 가 0.8%이하의 공시체는 전단파괴보다는 휨파괴가 선행하는 것으로 보고

되고 있다. 따라서 이들 공시체를 제외한다면 본 제안식에 의한 해석정도(Avg.=0.92, C.V.=14.4%)는 보다 더 높아지게 된다.

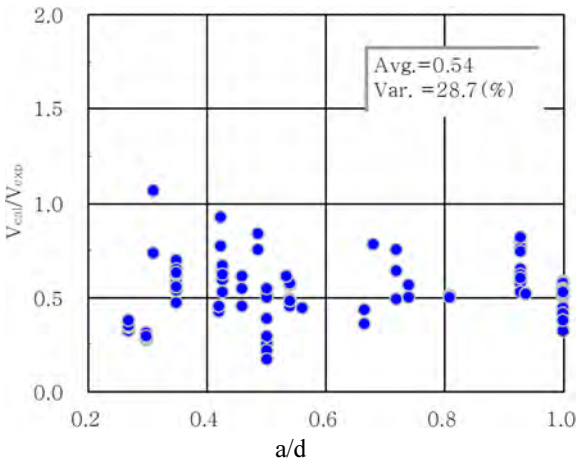
Fig. 10에 이 제안식에 의한 전단강도 예측 결과를 복부전단철근의 보강정도(f_v^*)에 따라 도시하였다. Fig. 10으로부터 이 제안식은 콘크리트의 인장강도(f_t')를 초과하는 수준의 전단철근이 배치된 경우에도 충분히 적용될 수 있는 것으로 나타났다. 이러한 결과는 복부전단철근의 양에 따라 파괴모드를 변화시킨 이 연구의 접근방법이 타당하다는 사실을 입증하는 것이다. 즉 복부에 배치된 전단철근은 콘크리트의 사인장균열에 대한 저항성을 증대시켜 쪼갬파괴를 일으키는 구간을 감소시키는 역할을 한다.

따라서 $a/d \leq 1.0$ 의 깊은 보에 복부전단철근은 반드시 수직 및 수평방향의 양방향 또는 사인장균열에 직각을 이루도록 배치되어야 한다. 직교배근시의 수평 및 수직 방향으로의 각 철근량은 식 (25)를 이용해 구할 수 있다.

한편, ACI의 전단강도식을 적용한 예측 결과는 전체적으로 매우 안전한 결과를 제공하는 것으로 나타났다(Fig. 9(b)). 이러한 주된 원인은 ACI의 산정식이 제한된 기하학적 조건을 갖는 공시체를 대상으로 한 실험 결과를 바탕으로 한 경험식이기 때문이다. 또한 깊은 보에 대한 ACI의 전단강도식은 일반보에 대한 전단강도식에다 아치작용을 고려하여 전단경간비에 따라 전단강도를 최대 2.5배까지 증대시킬 수 있도록 하고 있고, 동시에 최대전단강도를 $0.65\sqrt{f_c'}bd$ 이하로 제한하고 있다. 하지만 $a/d \leq 1.0$ 범위에 있는 깊은 보의 대부분의 상기의 제한조건에 전단강도가 결정되고, 복부에 배치된 전단철근에 의한 전단강도 증가는 거의 반영되지 않게 된다. 그러므로 ACI318-89의 전단강도식을 $a/d \leq 1.0$ 의 깊은 보에 적용하는 것은 적절치 못한 것으로 판단된다.



(a) Proposed equation



(b) ACI's equation

Fig. 9 Ratio of shear strength predictions to test results (V_{cal}/V_{exp})

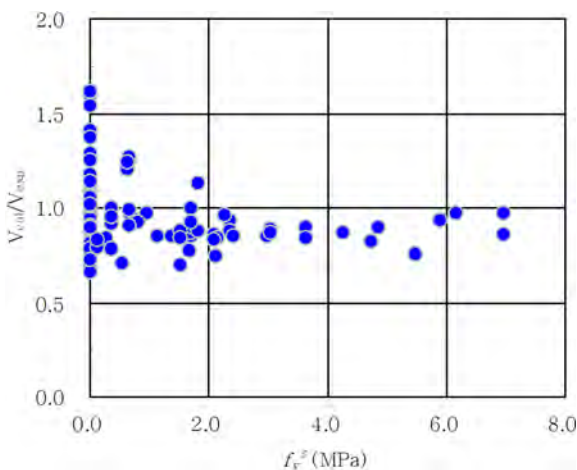


Fig. 10 Predicted/measured shear strength vs. strength of web reinforcement

5. 결 론

이 연구는 깊은 보의 파괴거동에 영향을 미치는 주요 인자들에 대해 검토분석하고, 소성이론의 상계정리를 이용하여 a/d 가 1이하의 깊은 보에 대한 전단강도식을 이론적으로 유도한 것으로 본 연구를 통해 도출된 결과는 다음과 같다.

- 1) 깊은 보의 파괴거동은 전단경간비(a/d)에 따라 변화하고, $a/d \leq 1.0$ 의 깊은 보의 복부의 쪼갬현상과 하중점과 재하점 부근에서의 콘크리트의 연화현상을 동반하는 파괴모드가 지배적인 파괴모드가 된다.
- 2) $1.0 < a/d \leq 2.5$ 의 깊은 보의 경우, 전단파괴시 주인장철근이 항복상태에 도달하지 않도록 충분히 배치되어 있다면 복부에 배치된 수평철근으로 인한 타이드아치 기구형성시의 내력증진효과는 미미하다. 하지만 수직으로 배치된 전단철근은 깊은 보가 초기단계에서 타이드아치기구로 전이되는 현상을 방

지함으로서 전단강도를 증대시키는 역할을 한다.

- 3) $a/d \leq 1.0$ 의 깊은 보에 배치된 복부철근은 깊은 보의 파괴모드를 변화시키는 역할을 하고, 이러한 목적으로 복부철근을 배근할 때에는 반드시 수직 및 수평철근을 동시에 사용하거나 또는 사인장균열에 직각을 이루도록 철근을 배치하여야 한다.
- 4) 이 제안식을 이용하면 $a/d \leq 1.0$ 의 깊은 보의 전단강도를 정확하게 예측할 수 있었으며, 휨 거동이 파괴 모드에 비교적 큰 영향을 미치는 $1.0 < a/d \leq 2.5$ 의 범위까지의 적용가능성에 대해서는 추가 연구가 필요하다.

References

1. Won, D. Y., Hino, S. and Ohta, T., "A theoretical Study on Ultimate Strength of Simply Supported Reinforced Concrete Deep Beams," *Journal of Structural Eng., JSCE*, Vol. 42A, 1996, pp. 1105-1114 (In Japanese).
2. Kong, F. K., Robins, P. J., and Cole, D. F., "Web Reinforcement Effects on Deep Beams," *ACI Journal, Proceedings*, Vol. 67, No. 12, 1970, pp. 1010-1017.
3. Won, D. Y., Hino, S., and Ohta, T., "Ultimate Strength Analysis of RC Deep Beams Using Strut-and-Tie Models," *Journal of Materials, Concrete Structures and Pavements*, Vol. 39, No. 592, 1998, pp. 181-196.
4. Siao, W. B., "Strut-and-Tie Model for Shear Behaviour in Deep Beams and Pile Caps Failing in Diagonal Splitting," *ACI Structural Journal*, Vol. 90, No. 4, 1993, pp. 356-363.
5. Niwa, J. "Shear Failure Mechanism of Reinforced Concrete Beams with Small Shear Span-to-Depth Ratio," *Proceedings of the 37th Annual Conference of JSCE*, Part 5, pp. 101-102, 1982 (in Japanese).
6. Johansen, K. W., "Failure Criteria of Concrete and Rock," *Byggningsstat Mess.*, Vol. 29, No. 2, 1958, pp. 25-44.
7. Richard, F. E., Brandtzaeg, A., and Brown, R. L., "A Study of the Failure of Concrete under Combined Compressive Stresses," *Univ. ILL. Eng. Exp. St. Bull.* 185, 1928.
8. Manuel, R. F., Slight, B. W., and Suter, G. T., "Deep Beam Behaviour Affected by Length and Shear Span Variations," *ACI Journal, Proceedings*, Vol. 68, No. 12, 1971, pp. 954-958.
9. Ramakrishnan, V. and Ananthanarayana, Y., "Ultimate Strength of Deep Beams in Shear," *ACI Journal, Proceedings*, Vol. 65, No. 2, 1968, pp. 87-98.
10. Smith, K. N. and Vantsiotis, A. S., "Shear Strength of Deep Beams," *ACI Journal, Proceedings*, Vol. 79, No. 3, 1982, pp. 201-213.
11. Subedi, N. K., Vardy, A. E., and Kubota, N., "Reinforced Concrete Deep Beams-Some Test Results," *Magazine of Concrete Research*, Vol. 38, No. 137, 1986, pp. 206-219.
12. Walraven, J. and Lehwalter, N., "Size Effects in Short Beams Loaded in Shear," *ACI Structural Journal*, Vol. 91, No. 5, 1994, pp. 585-593.
13. Randon de Paiva, H. A. and Siess, C. P., "Strength and Behaviour of Deep Beams in Shear," *Journal of Structural Div., Proceedings of ASCE*, Vol. 91, No. ST5, 1965, pp. 19-41.
14. Tan, K. H., Kong, F. K., Teng, S., and Guan, L., "High-Strength Concrete Deep Beams with Effective Span and Shear Span Variations," *ACI Structural Journal*, Vol. 92, No. 4, 1995, pp. 395-405.
15. Ghosh S. K. and Rabbat B. G., "Notes on ACI 318-89 Building Code Requirements for Reinforced Concrete with Design Applications," PCA, Part 19, 1990.

요 약 깊은 보의 파괴거동은 전단경간과 유효깊이의 비(a/d)에 따라 크게 변한다. $a/d \leq 1.0$ 의 깊은 보의 복부의 쪼갬현상과 하중점과 재하점 부근에서의 콘크리트의 연화현상을 동반하는 파괴모드가 지배적인 파괴모드가 되는 것과 복부에 배치된 전단철근은 보의 파괴모드를 변화시키는 역할을 하고, 이러한 목적으로 복부철근을 배근할 때에는 반드시 연직 및 수평철근을 동시에 사용하거나 또는 사인장균열에 직각을 이루도록 철근을 배치하여야 한다. 한편, $1.0 < a/d \leq 2.5$ 의 깊은 보의 경우, 전단파괴시 주인장철근이 항복상태에 도달하지 않도록 충분히 배치되어져 있다면 복부에 배치된 수평철근으로 인한 전단강도 증가는 거의 기대하기 어렵다. 하지만 연직전단철근은 $1.0 < a/d \leq 2.5$ 의 깊은 보가 일찍 타이드아치기구로 전이되는 현상을 방지함으로써 전단강도를 증대시키는 역할을 한다. 본 연구에서는 깊은 보에 대한 기존의 실험연구로부터 얻어진 파괴거동과 그것에 영향을 미치는 주요 인자들에 대해 정성적으로 분석하고, 소성이론을 적용하여 파괴강도를 구하는데 기초가 되는 역학모형을 정의하였다. 또한 정의된 역학모형을 근거로 소성이론의 상계정리(upper bound theorem)를 적용하여 a/d 가 1이하의 깊은 보에 대한 전단강도식을 이론적으로 유도하였다. 이 연구에서 제안된 전단강도 산정식은 $a/d \leq 1.0$ 의 깊은 보의 전단강도를 정확하게 예측하였다.

핵심용어 : 깊은 보, 파괴모드, 복부철근, 상계정리, 전단강도