



상계치 이론을 이용한 개구부를 갖는 철근콘크리트 단순·연속 깊은 보 내력의 수치해석 모델

양근혁^{1)*} · 은희창²⁾ · 정현수³⁾

¹⁾목포대학교 건축공학전공, ²⁾강원대학교 건축공학과, ³⁾중앙대학교 건축공학과

Numerical Modelling on the Strength of Reinforced Concrete Simple-Continuous Deep Beams with Openings by an Upper-Bound Theorem

Keun-Hyeok Yang¹⁾, Hee-Chang Eun²⁾, and Heon-Soo Chung³⁾

¹⁾Dept. of Architectural Engineering, Mokpo University, Chonnam 534-729, Korea

²⁾Dept. of Architectural Engineering, Kangwon University, Chuncheon 200-701, Korea

³⁾Dept. of Architectural Engineering, Chung-Ang University, Seoul 156-756, Korea

ABSTRACT Models to predict the ultimate strength of simply supported or continuous deep beams with web openings are proposed. The derived equations are based on upper-bound theorem. The concrete is assumed as a perfectly plastic material obeying the modified Coulomb failure criteria with zero tension cutoff. Reinforcing bar is considered as elastic-perfectly plastic material and its stress is calculated from the limiting principal compressive strain of concrete. The governing failure mechanisms based on test results are idealized as rigid moving blocks separated by a hyperbolic yield line. The effective compressive strength of concrete is calculated from the formula proposed by Vecchio and Collins. Comparisons with existing test results are performed, and they show good agreement.

Keywords deep beams, failure mechanism, openings, upper-bound theorem, effective strength

1. 서 론

ACI 318-05¹⁾에서는 깊은 보를 순경간깊이비(l_n/h)가 4 이하 또는 전단경간비(a/h)가 2 이하인 부재로 정의하고 있으며 비선형 해석 또는 하중과 기하학적 불연속 부재에서 적용할 수 있는 스트럿-타이 모델에 의한 설계를 허용하고 있다. 이들 깊은 보에는 층고저감 등의 이점으로 설비시설의 관통을 위한 개구부를 설치할 경우가 있다. 깊은 보의 전단이 지배하는 부재로서 개구부가 설치될 경우 전단내력이 급격하게 감소하므로 부재의 안전한 설계를 위해서는 개구부가 내력에 미치는 영향이 명확히 평가될 필요가 있다.

ACI 318-05에서 D 영역의 부재는 크게 기하학적 불연속부재와 하중과 기하학적 불연속 부재로 구분하고 있다. 기하학적 불연속 부재의 예로는 단면이 급격히 변하는 영역, 개구부 주위영역 등이며 하중과 기하학적 불연속 부재로는 깊은 보 및 브라켓 등을 예로 들 수 있다. 기하학적 불연속과 함께 하중과 기하학적 불연속 부재인 개구부가 설치된 깊은 보의 하중경로와 파괴모드가 깊은 보와는 매우 다르다. ACI 318-05의 스트럿-타이 모델에 의

한 설계는 기하학적 불연속 부재들에 대해서 아직 명확히 제시되지 않고 있다. 개구부로 인해 바뀌는 하중경로를 고려하고 평형조건이 만족하는 스트럿-타이 모델의 구성방법 및 개구부 상·하부 콘크리트 스트럿과 각 절점들의 유효 폭의 결정방법들이 아직 구체화되지 않은 상태이다. 뿐만 아니라 CIRIA Guid 2²⁾, CEB-FIB³⁾ 기준들도 깊은 보의 설계방법은 명확하게 제시하고 있지만 개구부가 설치된 경우에는 그 설계방법을 아직 마련하지 않은 상태이다.

철근콘크리트 깊은 보의 전단내력을 평가하기 위한 상계치 이론의 적용은 1984년 Nielsen & Braestrup⁴⁾에 의해 처음으로 시도되었다. Jensen⁵⁾은 Nielsen⁶⁾의 이론에 근거하여 항복선의 형태는 직선보다는 에너지 분산이 더 낮은 포물선 형태로 있음을 보였다. 1993년 Regan⁷⁾은 상계치 이론을 적용한 철근콘크리트 부재의 전단파괴 기구해석에서 가능한 파괴면 및 각 강체(rigid block)들의 이동, 회전 및 이들의 조합을 고려한 파괴모드 등을 모두 고려해야 함을 제시하였다. 1996년 Ashour and Morley⁸⁾는 깊은 보의 전단파괴 기구를 실험 결과에 근거하였으며, 이들 파괴면들에 의해 분리된 각 강체들의 Instantaneous Center(이하 IC.)에 대한 이동 및 회전변위 평가방법을 제시하였다.

전단철근이 없는 깊은 보의 내력평가를 위한 상계치 이론의 적용은 경험식과는 달리 합리적인 이론적 근거와 함

*Corresponding author E-mail : yangkh@mokpo.ac.kr
Received September 5, 2005 , Accepted May 30, 2006
©2006 by Korea Concrete Institute

개 실험결과와 비교적 일치하는 장점을 가지고 있다. 하지만 깊은 보의 일반 보와 달리 수평, 수직 전단철근이 배근되며 이들은 전단경간비에 따라 응력발휘가 결정된다. 이에 따라 상계치 이론에 의한 수평, 수직 전단철근의 하중전달 평가는 부재의 기하학 조건에 따라 과대평가가 할 우려가 있다. 뿐만 아니라 Ashour⁹⁾, Zhang¹⁰⁾ 등에 의해 제시된 바와 같이 재료 및 부재의 기하학 조건을 반영하는 콘크리트 유효강도계수에 대한 합리적인 모델의 필요성이 계속 제기되고 있다.

개구부가 설치된 깊은 보의 개구부 위치에 따라 개구부 상·하 콘크리트 스트럿에서 콘크리트 유효강도를 결정하는 횡 인장변형률이 다르다. 이에 따라 Kong 등^{11,12)}은 개구부의 위치에 따라 개구부가 내력에 미치는 영향 및 주 하중경로가 변함을 보였다. 또한 김광두 등¹³⁾은 개구부로 인한 콘크리트 스트럿의 조기파괴는 개구부 보강철근들의 응력상태가 대부분 탄성범위에 있음을 보였다. 개구부 보강철근이 콘크리트 강도와 부재의 기하학적 조건에 관계없이 기존 상계치 이론들에서 적용되었던 파괴시 무조건 항복강도 응력발휘가 가정된다면 보강철근의 하중부담이 과대평가된다.

개구부가 있는 깊은 보의 설계기준들이 아직 마련되지 않은 상태에서 이들 부재의 내력과 보강철근의 하중부담을 정확히 평가하는 것은 부재의 안정성 측면에서 중요하다. 본 연구의 목적은 상계치 이론을 적용하여 개구부가 있는 깊은 보의 내력평가 모델을 제시하는 것이다. 특히 콘크리트 스트럿의 유효강도와 개구부 보강철근의 응력발휘는 횡 인장변형률에 따라 탄·소성적으로 결정됨으로서 기존 상계치 모델들과는 달리 보강철근의 하중부담에 대한 과대평가 정도를 감소시켰다.

2. 상계치 이론의 적용

2.1 재료 모델링

깊은 보의 평면응력 상태이며 항복선에 의해 완전분리 파괴를 가정하였다. 이에 따라 콘크리트는 Fig. 1에 나타낸 것과 같이 수정된 Coulomb 파괴기준에서 인장강도를 무시한 완전 소성강체로 고려하였다. 콘크리트의 연화를 고려한 소성 압축강도(f_{ck}^*)는 유효강도계수(v_e)를 적용하여 식 (1)과 같이 나타낼 수 있다. 유효강도계수에 대해서는 다음 절에서 자세히 설명될 것이다.

$$f_{ck}^* = v_e f_{ck} \quad (1)$$

철근은 항복강도 f_{yh} 를 갖는 완전 탄소성체로서 콘크리트와의 완전한 부착을 가정하였다.

2.2 콘크리트의 분산에너지

소성론에서 항복선은 파괴가 발생하는 불연속적인 면을 의미한다. 부재의 파괴 시 항복선은 두 강체 사이에

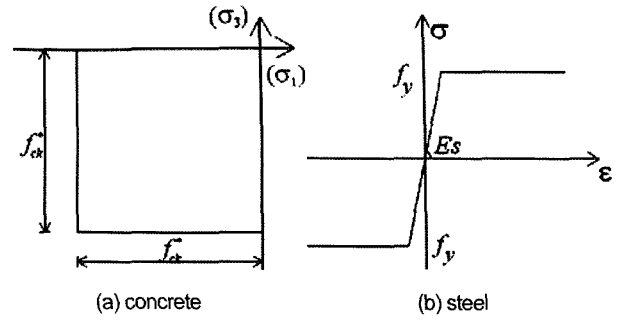


Fig. 1 Yielding criteria for materials at plane stress

형성된다. 모든 변형은 이 항복선에 집중되며 이상적인 불연속적인 면이 형성된다. Fig. 2에 두 소성강체 사이에 발생한 항복선과 변위벡터를 나타내었다. 항복선에서 강체 I에 대한 강체 II의 상대변위를 항복선과 α 의 각을 이루는 변위벡터 δ 로 나타내면 변형률 속도와 변위벡터 사이에는 식 (2)가 성립된다.

$$\epsilon_n = \frac{\delta_n}{\Delta} = \frac{\delta \sin \alpha}{\Delta} \quad (2)$$

$$\epsilon_t = 0$$

$$\gamma_m = \frac{\delta_t}{\Delta} = \frac{\delta \cos \alpha}{\Delta}$$

여기서 Δ 는 불연속면 폭이며, ϵ_n , ϵ_t 는 n 과 t 축 방향의 변형률 속도를, γ_m 는 전단변형률 속도를 각각 나타낸다.

식(2)를 주변형률 속도로 나타내면 식 (3)과 같다.

$$\epsilon_{1,3} = \frac{\delta \sin \alpha}{2\Delta} \pm \frac{1}{2} \sqrt{\frac{\delta^2 \sin^2 \alpha + \delta^2 \cos^2 \alpha}{\Delta^2}} \quad (3)$$

$$= \frac{\delta}{2\Delta} (\sin \alpha \pm 1)$$

단위체적당 분산된 에너지 W 는 인장강도를 무시하였기 때문에 $\sigma_3 \epsilon_3$ 이므로 콘크리트의 단위길이당 분산된 에너지는 다음과 같다.

$$(W_c)_l = b \delta f_{ck}^* (1 - \sin \alpha) \quad (4)$$

여기서 b 는 단면 폭(mm)을 나타낸다.

철근의 에너지 분산은 오직 항복선과 교차하는 부분에

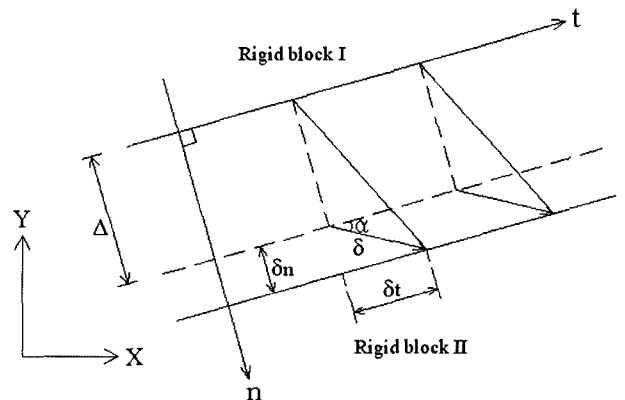


Fig. 2 The displacement vector in yield line

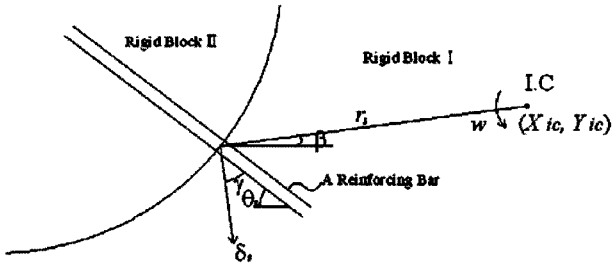


Fig. 3 A reinforcing bar crossing a yielding line

서만 발생한다. Fig. 3에 항복선과 교차하는 철근의 거동을 나타내었다. Fig. 3에서 X_{ic} 와 Y_{ic} 는 강체 I과 강체 II의 I.C.의 좌표를 나타낸다. 철근은 전체좌표에 대하여 θ_s 의 기울기를 갖는다. 철근의 상대변위 δ_s 는 식 (5)와 같다.

$$\delta_s = w \cdot r_s \quad (5)$$

여기서 w 는 강체 I과 강체 II의 상대회전을 나타내며 r_s 는 I.C.에서 항복선과 교차하는 철근까지의 거리를 나타낸다.

식 (5)로부터 항복선에서 철근의 분산된 에너지는 식 (6)과 같이 나타낼 수 있다.

$$(w_s)_i = w(A_s)(f_s)(r_s)\cos\gamma_i \quad (6)$$

식 (6)에서 보강철근이 수직인 경우에는 θ_s 는 $\pi/2$ 이므로 $r_s \cdot \cos\gamma$ 는 $X_{ic} - x_i$ 로 나타낼 수 있다. 여기서 x_i 는 항복선과 교차하는 수직철근의 x 축 좌표이다. 보강철근이 수평인 경우에는 θ_s 는 0이므로 $\cos\gamma$ 는 $Y_{ic} - y_i$ 로 나타낼 수 있다. 여기서 y_i 는 항복선과 교차하는 수평철근의 y 축 좌표이다.

식 (6)에서 f_s 는 보강철근의 응력상태로서 탄성 방정식인 식 (7)에 의해 결정된다.

$$\begin{aligned} f_s &= E_s \varepsilon_s \text{ for } \varepsilon_s \leq \varepsilon_y \\ f_s &= f_y \text{ for } \varepsilon_s > \varepsilon_y \end{aligned} \quad (7)$$

여기서 f_y 는 보강철근의 항복강도를 나타낸다. E_s 는 탄성 계수로서 200 GPa를 사용한다.

ε_s 는 보강철근의 변형률로서 Fig. 4에 나타난 Mohr의 원에 의해 쉽게 산정될 수 있다.

Fig. 4에서 원의 중심은 $\frac{\varepsilon_t + \varepsilon_n}{2} = \frac{\delta \sin\alpha}{2\Delta}$ 이며 원의 반지름 $R = \delta/2\Delta$ 이다. 수평(ε_x), 수직(ε_y), 경사보강철근(ε_d)의 변형률은 다음과 같다.

$$\varepsilon_x = \frac{\delta \sin\alpha}{2\Delta} + \frac{\delta}{2\Delta} \cos(2\theta_1 - 2\beta) \quad (8a)$$

$$\varepsilon_y = \frac{\delta \sin\alpha}{2\Delta} - \frac{\delta}{2\Delta} \cos(2\theta_1 - 2\beta) \quad (8b)$$

$$\varepsilon_d = \frac{\delta \sin\alpha}{2\Delta} + \frac{\delta}{2\Delta} \cos(2\theta_1 - 2\beta - 2\theta_s) \quad (8c)$$

여기서 β 는 다음 절에서 정의되는 파괴면이 x 축과 이루는 각도이며 θ_s 는 경사보강철근이 x 축과 이루는 각도이다. t 축이 주 변형률 축과 이루는 각 $2\theta_s = \pi/2 + \alpha$ 이다.

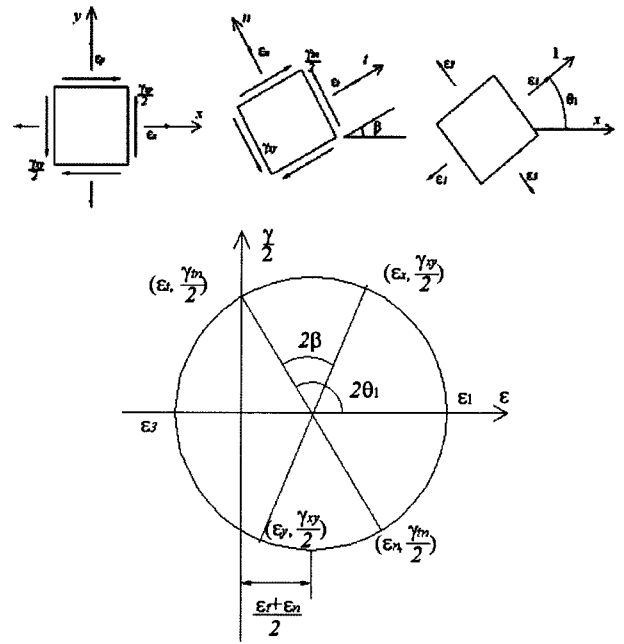


Fig. 4 Mohr's circle of strain

식 (3)에서 $\frac{\delta}{2\Delta} = \frac{\varepsilon_3}{\sin\alpha - 1}$ 이므로 식 (8)은 ε_3 을 알면 쉽게 산정될 수 있다. 파괴 시 주 압축변형률 ε_3 은 일축하중을 받는 콘크리트의 최대응력 시 변형률과 밀접한 관계가 있다. 2축 응력을 받는 판 부재의 실험 및 해석에서 Vecchio & Collins¹⁴⁾는 주 압축변형률이 1축 응력을 받는 콘크리트의 최대응력 시 변형률 이하에서 파괴함을 보였다. 따라서 주 압축변형률의 최대 한계는 식 (9)로 나타낼 수 있다.

식 (9)에서 1축 응력을 받는 콘크리트의 최대응력 시 변형률은 콘크리트 강도의 영향을 고려하여 정현수¹⁵⁾의 제안모델을 따랐다.

$$(\varepsilon_3)_{lim} = \varepsilon_3 = -(0.002 + 1.19 \times 10^{-5} f_{ck}) \quad (9)$$

식 (9)로부터 주 압축변형률 ε_3 의 최대 한계 값에 대해 식 (8)의 변형률을 안전축에서 산정할 수 있으며 이에 따라 항복선에서 보강철근의 응력을 산정할 수 있다.

2.3 개구부를 갖는 단순지지 깊은 보의 파괴기구

Fig. 5에 상부 집중하중을 받는 개구부를 갖는 단순지지 깊은 보의 파괴기구를 나타내었다. 파괴면은 Kong¹¹⁾, 양근혁¹⁶⁾ 등의 실험 결과에 근거하여 하중점과 하중점에서 먼 개구부 모서리를 연결하는 경사면으로 가정하였다. 이들 파괴면에 대해 부재는 강체 I과 강체 II로 분리되며 이동과 회전의 변위속도를 갖게 된다. 이때 I.C.에서 임의의 항복선 위치까지는 Ashour⁹⁾에 의해 증명된 것처럼 콘크리트 스트럿의 방향을 따르는 국부좌표로 변환하였을 경우 xy 는 일정하게 있다.

포물선 형태의 항복선을 갖고 전체 좌표의 원점에서 xy 는 일정하게 있으므로 항복선의 중심에서 변위속도를 고

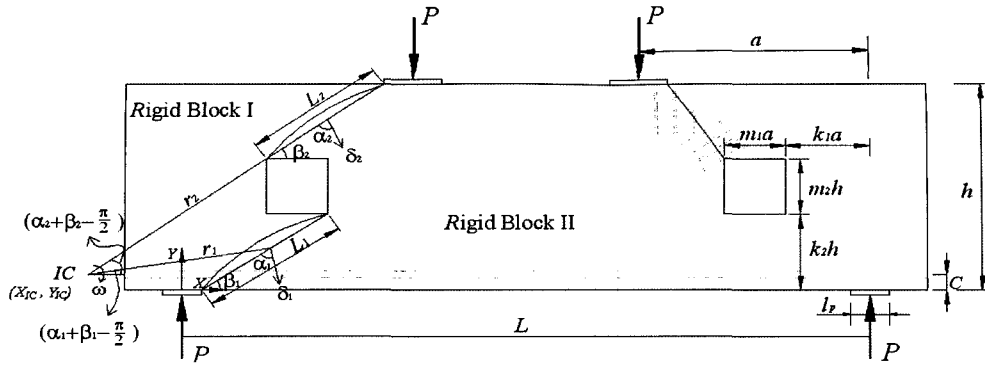


Fig. 5 Failure mechanism of simply supported deep beam with web opening

려하면 콘크리트의 평균 분산에너지를 산정할 수 있다. 강체 I과 강체 II는 IC에서 상대 회전 w 가 발생한다면 $\delta = w \cdot r$ 이므로 식 (4)로 부터 콘크리트의 내부 분산에너지 W_c 는 다음과 같다.

$$W_c = \frac{1}{2}(f_{ck}^*)_1 bw[r_1(1 - \sin\alpha_1)L_1] + \frac{1}{2}(f_{ck}^*)_2 bw[r_2(1 - \sin\alpha_2)L_2] \quad (10)$$

여기서 아래첨자 1과 2는 각각 개구부 하부 콘크리트 스트럿과 개구부 상부 콘크리트 스트럿을 나타낸다.

철근의 내부 분산에너지는 식 (6)을 이용하면 쉽게 산정된다. 식 (6)에 의하여 주철근(w_{sl}), 수직전단보강철근(w_{sv}), 수평전단보강철근(w_{sh}) 및 경사전단보강철근(w_{sd})의 내부 분산에너지는 다음과 같다. 다음 식에서 절대 값을 사용하는 이유는 IC의 위치가 정(+) 또는 부(-) 방향으로 변할 수 있기 때문이다.

$$w_{sl} = wA_{sl}s|Y_{ic} - c| \quad (11a)$$

$$w_{sv} = w \sum_{i=1}^{N_v} (A_v)_i (f_{sv})_i |X_{ic} - x_i| \quad (11b)$$

$$w_{sh} = w \sum_{j=1}^{N_h} (A_h)_j (f_{sh})_j |Y_{ic} - y_j| \quad (11c)$$

$$w_{sd} = w \sum_{k=1}^{N_d} (A_d)_k (f_{sd})_k (r_d)_k |\sin(\theta_s + (\beta_d)_k)| \quad (11d)$$

여기서 A_{sl} 는 주철근 단면적이다. c 는 부재 밑면에서 주철근 중심까지의 거리이다. A_v , A_h 및 A_d 는 각각 수직, 수평 및 경사전단보강철근의 단면적이다. f_{sv} , f_{sh} 및 f_{sd} 는 식 (8)에 의해 산정되는 수직, 수평 및 경사보강철근의 응력이다. r_d 는 IC에서 항복선과 교차하는 경사보강철근까지의 거리이며 β_d 는 Fig. 3에 나타낸 바와 같이 x 축에 대하여 선분 r_d 가 이루는 각도이다.

Fig. 5에서 개구부 상, 하부 항복선의 중심에서 왼쪽 반력이 상대적으로 한 외부의 일(W_E)은 다음과 같다.

$$W_E = Pw|X_{ic}| \quad (12)$$

2.4 개구부를 갖는 연속 깊은 보의 파괴기구

Fig. 6에는 전단경간비 1.0인 개구부를 갖는 연속 깊은 보의 파괴면에 대한 실험 결과를 나타내었다. 파괴면은 개구부가 내부 또는 외부 전단경간에 위치하는 것에 따라 가장 큰 영향을 받았다. 개구부가 내부 전단경간에 위치할 때에는 항복선에 대해 왼쪽 강체의 회전과 이동 변위가 발생하였다. 하지만 개구부가 외부 전단경간에 위치한 경우에는 항복선에 의해 강체가 3개로 분리되며 오직 수직 이동변위만이 발생하였다.

2.4.1 내부 전단경간에 개구부 위치

Fig. 7 (a)는 내부 전단경간에 개구부가 있는 경우의 파괴기구를 이상화 한 것이다. 콘크리트, 하부 주철근, 수직, 수평 및 경사보강철근의 내부분산에너지는 개구부를 갖는 단순지지 깊은 보에서 제시된 식과 같다. 상부 주철근의 내부 분산에너지는 다음과 같다.

$$W_{sl}' = wA_{sl}'s|Y_{ic} - d| \quad (13)$$

Fig. 7에서 항복선에 대해 강체 II는 고정이며 강체 I만이 회전한다. 왼쪽 지점의 수직 이동은 0이므로 X_{ic} 의 위치는 왼쪽 반력점의 위치와 동일하다. 따라서 외부의 일은 다음과 같다.

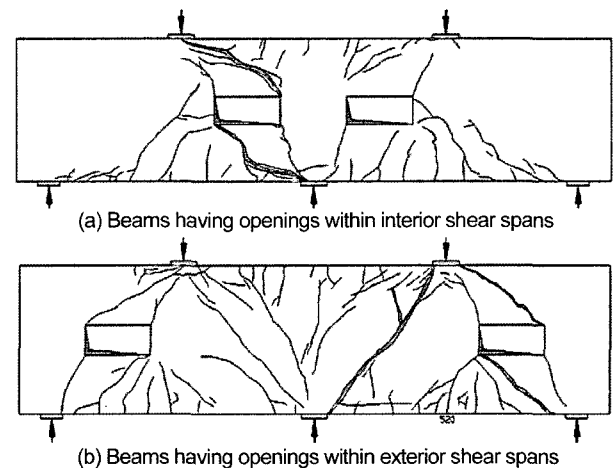
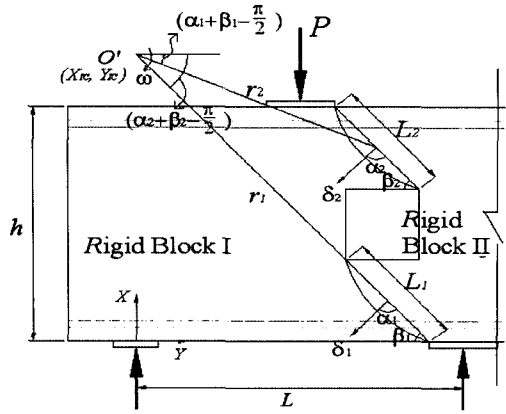
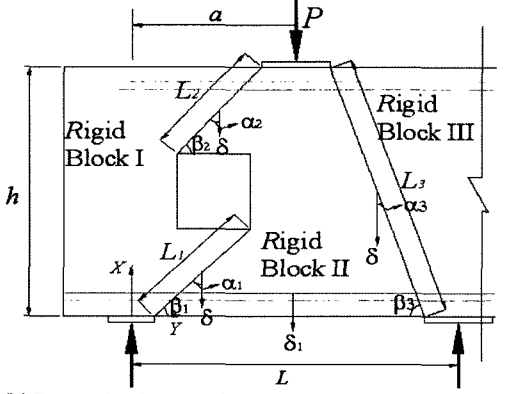


Fig. 6 Failure mechanisms of test results



(a) Beams having openings within interior shear spans



(b) Beams having openings within exterior shear spans

Fig. 7 Idealization of failure mechanisms in continuous deep beams with openings

$$W_E = Pw|a - X_{ic}| = Pwa \quad (14)$$

2.4.2 외부 전단경간에 개구부 위치

Fig. 7 (b)는 외부 전단경간에 개구부를 갖는 깊은 보의 파괴기구를 이상화 한 것이다. 임계단면은 외부 전단경간에서 형성되지만 하중분배 효과 및 Fig. 6에 나타낸 것과 같은 강체의 이동을 위해서는 Fig. 8에 나타낸 파괴기구가 형성된다.

강체 II가 수직이동만 고려하였을 때 콘크리트의 내부 분산에너지는 다음과 같다.

$$W_c = 1/2 b\delta [(f_{ck}^*)_1(1 - \sin\alpha_1)L_1 + (f_{ck}^*)_2(1 - \sin\alpha_2)L_2 + (f_{ck}^*)_3(1 - \sin\alpha_3)L_3] \quad (15)$$

항복선에서 수직변위가 고려되기 때문에 주철근 및 수평 전단철근의 내부 분산에너지는 0이다. 수직 전단철근과 경사 전단철근의 내부 분산에너지는 다음과 같다.

$$W_{sv} = \delta \sum_{i=1}^3 \left[\frac{A_v(f_{sv})_i}{(s_v)_i} L_i \cos\beta_i \right] \quad (16a)$$

$$W_{sd} = \delta \sum_{i=1}^3 \left[\frac{A_d(f_{sd})_i}{(s_d)_i} L_i |\cos(\alpha_i + \beta_i + (\theta_s)_i)| \right] \quad (16b)$$

여기서 아래첨자는 항복선 번호를 나타낸다. s_v 와 s_d 는 수직과 경사 전단철근의 간격을 각각 나타낸다.

외부 하중에 의해 한 일은 식 (17)과 같다.

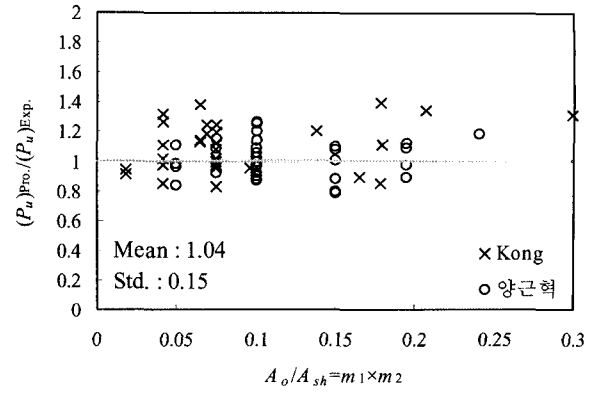


Fig. 8 Comparison between proposed model and test results of simply supported deep beams without opening bar

$$W_E = P\delta \quad (17)$$

2.5 콘크리트 유효강도 계수 (v_e)

콘크리트 연화 특성을 반영하는 유효강도계수 개념은 Nielsen⁶⁾의 소성 트러스 모델에서 처음 제시되었다. 그 후 여러 연구자들에 의해 논쟁의 대상이 되어 발전되어 오고 있다. Marti¹⁷⁾은 유효강도계수(v_e)의 적절한 값 선택의 중요성을 강조하며 콘크리트 압축강도와 전단경간비에 관계없이 $v_e = 0.6$ 을 각각 제시하였다. 그 후 Kaufmann & Marti¹⁸⁾등에 의해 유효강도계수는 콘크리트 강도(f_{ck})와 전단경간비(a/h)에 의해 영향 받고 있다는 것을 제시하고 있다. 하지만 MacGregor¹⁹⁾은 유효강도계수는 재료, 부재의 크기, 기하학 조건 및 보강철근에 의해 영향을 받으며 전단에서 파괴하는 연속 깊은 보의 경우 0.25~0.85 사이에 있음을 제시하였다.

깊은 보의 전단경간은 평면응력상태로서 2축응력을 받는다. 2축응력 하에서 응력-변형률 관계는 1축의 응력-변형률 관계와는 매우 다른 거동을 보이며, 특히 횡 인장변형률에 의해 콘크리트의 강도는 급격히 감소한다. 따라서 콘크리트의 연화 특성은 재료자체의 성질과 함께 항복선에서 작용하는 횡 인장변형률에 의해 결정된다. 특히 개구부가 있는 경우 개구부 상, 하부 콘크리트 스트럿에서의 횡 인장변형률은 다르게 있을 수 있으므로 단순히 전단경간비와 콘크리트의 강도의 함수로 제시하는 것은 비합리적이다.

2축응력을 받는 판의 실험으로부터 콘크리트의 연화는 보강철근의 영향을 함께 반영하는 주 압축변형률에 대한 주 인장변형률의 비의 함수로서 Vecchio & Collins¹⁴⁾ 등의 여러 연구자들에 의해 제시되고 있다. 본 연구에서는 콘크리트 강도의 영향과 함께 횡인장변형률의 영향을 반영하는 Vecchio & Collins의 모델을 따랐다. 단 한계 인장변형률을 고려하여 MacGregor의 최소 유효강도계수 0.25를 함께 적용하였다. 다음에 콘크리트 유효강도계수에 대한 Vecchio & Collins의 모델을 나타내었다.

$$v_e = \frac{1}{1.0 + K_e K_f} \geq 0.25 \quad (18)$$

여기서 $K_c = 0.35 \left(-\frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_3} - 0.28 \right)^{0.8} \geq 1.0$ 로서 횡 인장변형률의 영향을 나타내는 계수이며, $K_f = 0.1825 \sqrt{f_{ck}} \geq 1.0$ 로서 재료 특성의 영향을 나타내는 계수이다. 계수 K_c 에서 $-\frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_3}$ 는 식 (3)으로부터 $\frac{1 + \sin \alpha}{1 - \sin \alpha}$ 로 나타낼 수 있기 때문에 콘크리트 유효강도계수는 항복선과 변위벡터가 이루는 각 α 에 의해 결정된다.

2.6 해석 절차

상계치 이론은 여러 가지 파괴기구에 대하여 외력이 한 일과 부재의 항복상태에서 소산된 에너지의 평형관계로부터 극한강도의 최소 값을 구하는 것이다.

외부 전단경간에 개구부가 위치하는 연속 깊은 보의 최대내력은 전체 내부 분산에너지인 식 (15)와 식 (16)의 합은 외부 일인 식 (17)과 같다는 에너지 평형법칙에 의해 쉽게 결정될 수 있다.

단순지지 및 내부 전단경간에 개구부가 위치하는 연속 깊은 보의 최대내력은 I.C의 위치인 (X_{ic} , Y_{ic})의 함수로서 나타내어 질 수 있다. I.C의 위치를 결정하기 위해서는 우선 경계조건이 필요하다. Fig. 5에서 강체 I과 강체 II가 I.C에 대해 회전하기 위해서는 $\alpha + \beta \geq \pi/2$ 와 $\alpha \leq \pi/2$ 를 만족하여야 한다. 따라서 I.C의 위치를 결정하기 위해서는 경계조건을 만족하는 최적 수치해석 과정이 필요하다. I.C의 위치인 (X_{ic} , Y_{ic})를 시스템적으로 변화시킴에 따라

내력을 산정하고 이들 중 가장 최소인 내력을 최대하중으로 결정한다. 내부 전단경간에 개구부가 위치하는 연속 깊은 보의 경우 X_{ic} 의 위치는 왼쪽 지지점과 일치하므로 Y_{ic} 만을 변화시킴으로서 보다 쉽게 최대내력이 결정된다.

본 연구에서는 IC의 위치를 결정하고 최대하중을 산정하기 위하여 다음과 같은 해석순서에 의해 프로그램을 작성하였다.

- 1) 재료의 성질 및 부재의 기하학적 조건을 입력한다.
- 2) I.C의 위치를 가정한다.
- 3) I.C의 위치에 대해서 식 (18)에 의해 유효강도계수를 산정하고 식 (8)에 의해 보강철근의 응력을 산정한다.
- 4) 전체 내부 분산에너지 ()를 계산한다. 단순지지인 경우 $W_I = W_c + W_{sl} + W_{sv} + W_{sh} + W_{sd}$ 이며 내부 전단경간에 개구부를 갖는 연속인 경우에는 단순지지의 전체 내부 분산에너지에 식 (13)인 이 추가된다.
- 5) 에너지 평형법칙인 $W_I = W_E$ 에 의해 최대하중을 산정한다.
- 6) 최대하중 P 가 최소 값을 나타낼 때 까지 과정 2)에서 과정 5)까지 반복한다.

3. 실험 결과와의 비교

3.1 보강철근이 없는 단순지지 깊은 보

Table 1에는 양근혁 등^{16,20)}에 의해 수행된 개구부 보강철근이 없는 단순지지 깊은 보의 실험 결과와의 비교를 나타내었다. 단면 폭은 160 mm, 깊이는 600 mm이었으며

Table 1 Comparison between proposed model and test results of simply supported beams without opening bar

f_{cu} (MPa)	$\frac{a}{h}$	opening size		opening position		Ultimate strength P_u (kN)			$\frac{(P_u)_{Pro.}}{(P_u)_{Exp.}}$	
		m_1	m_2	k_1	k_2	Exp.	Kong	This study	Kong	This study
Comparison 54	0.5	0.5	0.3	0.25	0.35	289	240	289	0.83	1.00
		0.5	0.1	0.25	0.45	466	325	450	0.70	0.96
		0.5	0.2	0.25	0.4	348	284	368	0.82	1.06
		0.25	0.3	0.375	0.35	337	254	365	0.75	1.08
		0.65	0.3	0.175	0.35	236	235	256	1.00	1.09
	1.0	0.5	0.3	0.25	0.35	144	195	126	1.36	0.87
		0.5	0.1	0.25	0.45	225	244	189	1.09	0.84
		0.5	0.2	0.25	0.4	184	220	159	1.20	0.87
		0.25	0.3	0.375	0.35	163	177	150	1.09	0.92
		0.65	0.3	0.175	0.35	130	206	115	1.59	0.89
80	0.5	0.5	0.1	0.25	0.45	515	373	570	0.73	1.11
		0.5	0.2	0.25	0.4	419	326	457	0.78	1.09
		0.5	0.3	0.25	0.35	339	277	364	0.82	1.07
		0.25	0.3	0.375	0.35	395	289	453	0.73	1.15
		0.65	0.3	0.175	0.35	331	272	322	0.82	0.97
	1.0	0.5	0.1	0.25	0.45	245	287	241	1.17	0.98
		0.5	0.2	0.25	0.4	199	257	204	1.29	1.03
		0.5	0.3	0.25	0.35	123	227	123	1.85	1.00
		0.25	0.3	0.375	0.35	135	205	201	1.52	1.49
		0.65	0.3	0.175	0.35	113	240	107	2.12	0.95
24	0.5	0.5	0.3	0.25	0.35	233	242	208	1.04	0.89
	1.0	0.5	0.3	0.25	0.35	117	200	104	1.71	0.89

주요 실험변수는 콘크리트 강도, 전단경간비, 개구부 폭 및 깊이였다. Fig. 8에는 양근혁^{16,20)}, Kong 등^{11,12)}의 실험 결과들과의 비교를 개구부 면적비에 대해 나타내었다. 개구부 면적비는 Fig. 5에 나타난 바와 같이 전단경간 면적 ($A_{sh} = ah$)에 대한 개구부 면적(A_o)의 비로서 $m_1 m_2$ 와 같다.

본 제안모델은 콘크리트 강도, 전단경간비, 개구부 크기 및 위치에 관계없이 실험 결과 대비 평균 1.04, 표준편차 0.15로서 잘 일치하였다. 특히 Kong 제안모델은 Table 1에 나타난 바와 같이 전단경간비 0.7 이하의 실험결과에 근거함으로서 전단경간비의 증가와 함께 과대평가 정도가 급격히 증가하는 적용의 한계를 갖고 있는 점을 고려할 때 개구부가 내력감소에 미치는 영향을 파악하기 위한 본 제안모델의 적용가능성이 높은 것으로 판단된다.

3.2 개구부 보강철근이 있는 단순지지 깊은 보

Fig. 9에는 개구부 보강철근의 내력에 미치는 영향을 파악하기 위한 김광두 등¹³⁾의 시험체 상세를 나타내었다. 개구부의 폭은 $0.5a$, 깊이는 $0.3h$ 이다. Table 2에는 실험 결

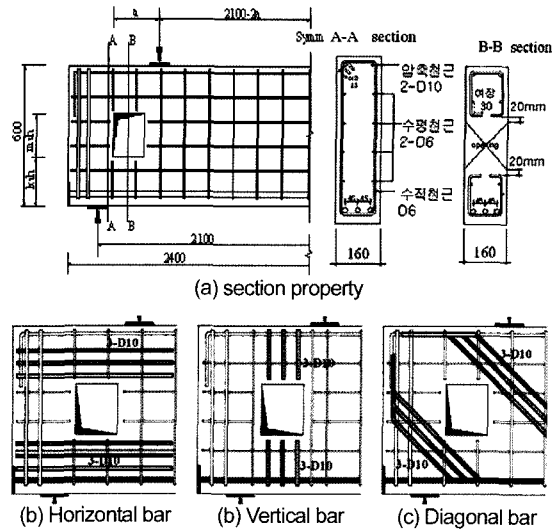


Fig. 9 Details for simply supported beam with opening bar

과의 비교를 나타내었다.

개구부를 갖는 깊은 보는 개구부 상·하 콘크리트 스

Table 2 Comparison between proposed model and test results of simply supported beams with opening bar

f_{cu} (MPa)	a/h	opening bar		P_u (kN)	P_s (kN)				$(P_s)_{Pro.} / (P_s)_{Exp.}$		
		configuration	amount		Exp.	Kong	This study		Kong	This study	
							$f_s = f_{yh}$	f_s		$f_s = f_{yh}$	f_s
50	0.5	-	-	305	-	-	0	0	-	-	-
		horizontal	3-D10	384	79	109	81	74	1.38	1.02	0.93
		vertical		353	48	76	151	73	1.58	3.14	1.52
	diagonal	466		161	184	251	151	1.14	1.56	0.94	
	1.0	-	-	197	-	-	0	0	-	-	-
		horizontal	3-D10	230	33	40	50	38	1.20	1.50	1.14
diagonal		305		108	169	113	113	1.57	1.70	1.05	

Table 3 Comparison between proposed model and test results of continuous deep beams with openings

f_{cu} (MPa)	a/h	Opening size		Ratio of shear bar		Location of opening	P_u		
		m_1	m_2	ρ_h	ρ_v		Exp. (kN)	Pro. (kN)	Pro./Exp.
26.5	1.09	0.184	0.2	0.008	0.008	Ext.	450	485	1.07
20.8		0.184	0.2	0.008	0.008	Int.	294	310	1.05
29.8		0.368	0.4	0.008	0.008	Ext.	431	462	1.07
26.1		0.368	0.4	0.008	0.008	Int.	209	220	1.05
26.4		0.184	0.2	0.004	0.004	Ext.	432	396	0.91
26.1		0.184	0.2	0.004	0.004	Int.	342	308	0.90
26.9		0.368	0.4	0.004	0.004	Ext.	370	324	0.88
25.3		0.368	0.4	0.004	0.004	Int.	187	215	1.15
24.7		0.184	0.2	0.004	0	Ext.	324	268	0.83
22.9		0.184	0.2	0.004	0	Int.	258	218	0.84
25.0		0.368	0.4	0.004	0	Ext.	299	239	0.8
23.9		0.368	0.4	0.004	0	Int.	164	170	1.03
24.7		0.184	0.2	0	0.004	Ext.	398	381	0.95
25.5		0.184	0.2	0	0.004	Int.	330	354	1.07
28.1		0.368	0.4	0	0.004	Ext.	377	332	0.88
26.2		0.368	0.4	0	0.004	Int.	191	205	1.07

트럿의 조기파괴로 인해 개구부 보강철근이 항복 항복응력을 발휘하기 힘들다. 기존 상계치 이론에서의와 같이 개구부 보강철근을 완전 소성으로 가정하여 항복강도를 적용한 경우 실험 결과를 매우 과대평가하였다. 반면 완전 탄·소성으로 가정하여 식 (8)에 의해 산정된 응력을 적용한 경우 실험 결과와 잘 일치하였다. 따라서 개구부 보강철근의 하중부담을 무조건적인 항복응력의 적용대신 실제 응력상태를 적용하는 본 제안모델은 안전측에서 개구부 보강설계에 적용될 수 있다고 판단된다.

3.3 개구부를 갖는 연속 깊은 보

Table 3에는 개구부를 갖는 연속 깊은 보에 대한 실험 결과와의 비교를 나타내었다. 실험 결과는 Ashour 등²¹⁾의 것을 이용하였다. 단면 폭은 120 mm, 깊이는 625 mm이며 개구부 크기, 위치 및 수평, 수직 전단철근을 주요 변수로 한 실험이다. 개구부의 위치는 외부 전단경간(Ext.)과 내부 전단경간(Int.)에 각각 위치한 경우이다. 개구부가 내부 전단경간에 위치한 경우에는 Fig. 7 (a)에 나타난 파괴 기구를, 외부 전단경간에 위치한 경우에는 Fig. 7 (b)에 나타난 파괴기구를 각각 이용하였다.

개구부가 내부 전단경간에 위치한 경우에는 실험 결과와 잘 일치하였다. 개구부가 외부 전단경간에 위치한 경우에는 수평 전단철근만 배근된 시험체들에서 실험 값 대비 0.8 수준으로 조금 낮았지만 수직 전단철근이 배근된 시험체들에서는 실험값 대비 평균 1.0으로 상승하였다. 전체적으로 실험 결과 대비 평균 0.97, 표준편차 0.11로서 연속 깊은 보의 최대내력을 잘 예측하였다.

이상에서의와 같이 상계치 이론을 이용하여 본 연구에서 제안된 모델은 깊은 보에서 개구부가 내력에 미치는 영향 및 개구부 보강철근의 하중부담을 적절히 평가함으로써 개구부 보강설계의 기본자료로 활용이 기대된다. 하지만 개구부 보강철근의 하중부담 대한 연구는 매우 부족한 상태로서 이에 대한 추가 실험 및 본 모델과의 비교 연구가 지속적으로 필요하다고 판단된다.

4. 결 론

본 연구에서는 상계치 이론을 이용하여 개구부를 갖는 단순·연속 깊은 보의 최대내력을 평가하기 위한 모델을 제시하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 기존 상계치 이론과는 달리 보강철근은 완전 탄소성으로 가정하였으며 이들의 응력은 식 (8)로서 제시되었고 안전측을 고려하여 한계 주 압축변형률을 적용하였다.
- 2) 개구부 상·하부 콘크리트 스트럿의 유효강도계수는 개구부 위치와 파괴모드에 따라 다르기 때문에 콘크리트 강도와 횡인장 변형률의 함수로 나타내는 Vecchhio & Collins의 모델을 이용하여 합리적으로

적용할 수 있었다.

- 3) 단순지지 깊은 보에 대한 실험 결과와의 비교로부터 개구부의 크기 및 위치가 변하여도 콘크리트의 하중분담 및 개구부 보강철근의 하중분담에 대해서 잘 일치하였다. 뿐만 아니라 개구부가 내부 또는 외부 전단경간에 위치하는 연속 깊은 보의 내력비교에서도 평균 0.97, 표준편차 0.11로서 잘 일치하였다.
- 4) 개구부를 갖는 깊은 보와 관련된 부족한 기존 연구 및 기준의 부재를 고려할 때 본 연구에서 제시된 모델은 부재의 내력평가 및 개구부 보강설계를 위한 기초자료로서 활용될 수 있다고 판단된다.

감사의 글

이 연구는 한국학술진흥재단의 지원에 의하여 연구되었습니다 (KRF-2004-041-D00740).

기 호

A_{st}	; 주철근 단면적 (mm^2)
A_v	; 개구부 수직 전단철근의 단면적 (mm^2)
A_h	; 개구부 수평 전단철근 단면적 (mm^2)
A_d	; 개구부 경사 전단철근 단면적 (mm^2)
A_d	; 개구부 면적 (mm^2)
a	; 가력점과 지지점 사이의 전단경간 길이 (mm)
b	; 보 폭 (mm)
c	; 보 밀면에서 주철근 중심까지의 거리 (mm)
f_{ck}	; 콘크리트의 설계압축강도 (MPa)
f_{ck}^*	; 콘크리트의 유효강도 (MPa)
f_y	; 철근의 항복강도 (MPa)
f_{yh}	; 전단보강철근의 항복강도 (MPa)
h	; 보 깊이 (mm)
k_1, k_2	; 개구부 위치에 대한 계수
L	; 보의 정간길이 (mm)
m_1, m_2	; 개구부 크기에 대한 계수
P_u	; 최대 작용하중 (kN)
P_s	; 보강철근의 하중부담 (kN)
v_e	; 콘크리트 유효강도계수
W_c	; 콘크리트 분산에너지 ($\text{kN}\cdot\text{m}$)
W_I	; 내부 분산에너지 ($\text{kN}\cdot\text{m}$)
W_E	; 외부 하중에 의해 한 일 ($\text{kN}\cdot\text{m}$)
W_{st}	; 주철근 분산에너지 ($\text{kN}\cdot\text{m}$)
W_{sd}	; 경사 보강철근의 분산에너지 ($\text{kN}\cdot\text{m}$)
W_{sh}	; 수평 보강철근의 분산에너지 ($\text{kN}\cdot\text{m}$)
W_{sv}	; 수직 보강철근의 분산에너지 ($\text{kN}\cdot\text{m}$)
X_{ic}	; Instantaneous Center의 x축 좌표 (mm)
Y_{ic}	; Instantaneous Center의 y축 좌표 (mm)
α	; 항복선과 변위속도가 이루는 각($^\circ$)
β	; 부재 축과 항복선이 이루는 각($^\circ$)
δ	; 항복선에서의 변위속도

- ϵ_1, ϵ_3 ; 주 변형률 속도
- $(\epsilon_3)_{lim}$; 콘크리트 한계 주 압축 변형률
- ϵ_n ; n 축 방향의 변형률 속도
- ϵ_t ; t 축 방향의 변형률 속도
- γ_m ; n 과 t 축에서의 전단변형률 속도
- ϵ_x ; x 축 방향의 변형률 속도
- ϵ_y ; y 축 방향의 변형률 속도
- ϵ_d ; x 축에서 θ 회전하였을 때의 변형률 속도
- ρ_h ; 수평 전단철근비
- ρ_v ; 수직 전단철근비

참고문헌

1. ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary (318M-05)*, American Concrete Institute, 2005. pp.353~366.
2. CIRIA, *CIRIA Guide 2 : The Design of Deep Beams in Reinforced Concrete*, Ove Arup and Partners, Construction Industry Research and Information Association, London, 1977, 131pp.
3. CEB-FIP Model Code 1999, *Structural Concrete*, 1999, pp.141~184.
4. Nielsen, M. P. and Braestrup, M. W., "Plastic Shear Strength of Reinforced Concrete Beams", *Byggningsstat. Medd.*, Vol.46 No.3, 1975, pp.61~99.
5. Jensen, J. F., "Discussion of 'An Upper-Bound Rigid-Plastic Solution for the Shear Failure of Concrete Beams without Shear Reinforcement'", *Magazine of Concrete Research*, Vol.34 No.119, 1982, pp.100~103.
6. Nielsen, M. P., *Limit Anal., and Concrete Plasticity*, Prentice-Hall, Inc., 1984, 420pp.
7. Regan, P. E., "Research on Shear: A Benefit to Humanity or A Waste of Time?" *The Structural Engineering*, Vol.71 No.19, 1993, pp.337~346.
8. Ashour, A. F., and Morley, C. T., "The Numerical Determination of Shear Failure Mechanisms in Reinforced-Concrete Beams", *The Structural Engineer*, Vol.72, No.23, 1984. pp.395~400.
9. Ashour, A. F., and Morley, C. T., "Effectiveness Factor of Concrete in Continuous Deep Beams", *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol.122 No.2, 1996, pp.169~178.
10. Zhang, J. P. "Diagonal Cracking and Shear Strength of Reinforced Concrete Beams", *Magazine of Concrete Research*, Vol.49 No.178, 1997, pp.55~65.
11. Kong, F. K., and Sharp, G. R., "Structural Idealization for Deep Beams with Web Openings", *Magazine of Concrete Research*, Vol.29 No.99, 1977, pp.81~91.
12. Kong, F. K., and Sharp, G. R., (1978) "Structural Idealization for Deep Beams with Web Openings; Further Evidence", *Magazine of Concrete Research*, Vol.30 No.103, 1978, pp.89~95.
13. 김광두, 김자영, 양근혁, 은희창, 정현수, "개구부가 설치된 철근콘크리트 깊은 보의 전단거동에 대한 개구부 보강근 배근방법의 영향", *대한건축학논문집*, Vol.20, No.3, 2004. 3, pp.15~22.
14. Vecchio, F. J., and Collins, M. P., "Compression Response of Cracked Reinforced Concrete", *Journal of Structural Engineering ASCE*, Vol.119 No.12, 1993, pp.3590~3610.
15. 정현수, 고강도 철근콘크리트구조, 태림문화사, 1994, 12pp.
16. 양근혁, 은희창, 정현수, "고강도 철근콘크리트 깊은 보의 전단거동에 대한 개구부 크기 및 위치의 영향", *콘크리트학회논문집*, Vol.15, No.5, 2003. 10, pp.697~704.
17. Marti, P., "Basic Tools of Reinforced Concrete Beam Design", *ACI Journal*, Vol.82 No.1, 1985, pp.46~56.
18. Kaufmann, W. and Marti, P., "Structural concrete: Cracked membrane model", *Journal of Structural Engineering*, Vol. 124, No.12, 1998, pp.1467~1475.
19. MacGregor, J. G., *Reinforced Concrete : Mechanics and Design*, Prentice-Hall International, Inc. 1997, pp.753~819.
20. 은희창, 양근혁, 정현수, "장방향 개구부를 갖는 고강도 철근콘크리트 깊은 보의 전단거동", *대한건축학회논문집*, Vol.19, No.8, 2003. 8, pp.35~42.
21. Ashour, A. F., Rishi, G., "Tests of Reinforced Concrete Continuous Deep Beams with Web Openings", *ACI Structural Journal*, Vol.97, No.3, 2000, pp.418~426.

요 약 상계치 이론을 이용하여 개구부를 갖는 단순·연속 깊은 보의 최대내력을 평가하기 위한 모델들이 제시되었다. 콘크리트는 인장강도를 무시한 수정 Coulomb 파괴기준을 따르는 완전 소성체로 가정하였으며, 철근은 기존 상계치 이론과는 달리 완전 탄·소성 재료로 고려하여 콘크리트의 한계 주 압축변형률을 사용하여 응력을 산정하였다. 파괴기구들은 실험 결과에 근거하여 포물선형의 항복선에 의해 분리되는 강체들로 이상화 하였다. 콘크리트의 유효압축강도는 Vecchio & Collins의 모델에 의해 계산되었다. 본 연구에서 제시된 모델은 단순·연속 깊은 보의 실험 결과와 잘 일치하였으며, 특히 개구부 보강철근의 하중부담에 대한 과대평가를 감소시켰다.

핵심용어 깊은 보, 파계기구, 개구부, 상계치 이론, 유효강도