

## Layer모델에 의한 와이어 메쉬 하프슬래브의 해석 Analysis of Wire-Mesh Half Slab by Layer Model

이 원 호\*    이 리 형\*\*    정 란\*\*\*    박 칠 립\*\*\*\*  
Yi, Waon-Ho    Lee, Li-Hyung    Chung, Lan    Park, Chil-Lim

### ABSTRACT

This paper is to study the mechanical behavior and structural safety of the wire-mesh half slab by an analytical method. Layer model was adopted by modelling the wire-mesh half slab as a flexural member composed of free cantilever beam and vertical supports (walls or beams). Reasonable results for the prediction of ultimate strength of the half slab at each loading direction and design recommendations for the reinforcement detail at wall (beam)-slab joints are acquired. On the other hand, ductility capacity of the wire-mesh half slab was overestimated by not considering the brittleness of wire-mesh reinforcements pre-manufactured at the form of Kaiser Truss.

### 1. 서 론

최근의 건설현장은 숙련된 기능공의 부족, 인건비의 상승, 건축주의 공사기간 단축요구, 자재의 수급난, 업체간의 가격경쟁 등의 심화로 인하여 점점 더 어려워지고 있다. 이에 따라 많은 부분을 현장제작에 의존하는 재래식 공법에서 탈피하여 대량생산과 인력절감이 가능한 새로운 건설 기술의 개발이 필요하게 되었다. 특히 고층아파트 현장에서 콘크리트를 타설하는 종래의 바닥판 공법은 다른 구조부재 보다 거푸집 제작에 많은 전문인력, 자재 및 공기가 요구되므로 바닥판 시공법의 개선은 전체 공사비의 원가절감 및 공기단축을 크게 향상시킬 수 있다. 바닥판 시공시 현장타설 공법과 완전PC 공법의 장점을 취합·결충하여 개선·발전시킨 부분PC 바닥판 공법은 완전 PC 구조에 비하여 부재의 일체성 확보가 용이하며 이에 따라 구조물의 안전성 확보에 유리하므로 독일, 일본 등지에서 널리 사용되고 있으며 그 종류도 다양하다. 하지만 선진사태가 있는 외국에서도 합리적인 이론식에 의하여 그 거동 및 안전성을 규명하기 보다는 대부분 실험자료를 토대로 그 안전성이 확립된 공법만을 적용하는 실정이다. 따라서 본 연구에서는 대우건설기술연구소에서 자체 개발한 와이어 메쉬 하프슬래브 공법에 의해 시공되는 구조물의 구조성능실험에 병행하여 부분PC 바닥판 부재의 거동 및 구조적 안전성을 이론적으로 검토하고자 한다.

- \* 광운대학교 건축공학과 조교수, 공박
- \*\* 한양대학교 건축공학과 교수, 공박
- \*\*\* 단국대학교 건축공학과 부교수, 공박
- \*\*\*\* (주)대우건설기술연구소 소장

## 2. 이론 해석

### 2.1 일반사항

일반적으로 부분PC 바닥판은 현장에서 제작되는 PICOS 슬래브(2방향 슬래브)를 제외하고 일방향 슬래브로 거동하는 구조적 특성을 지니고 있다. 따라서 부분PC 바닥판 부재의 하중-변위 관계는 그림 1과 같이 중앙부 보 및 내력벽을 고정단, 벽체 및 보에 연결된 슬래브를 캔틸레버 보(wide beam)로 모델링하여 구할 수 있다.

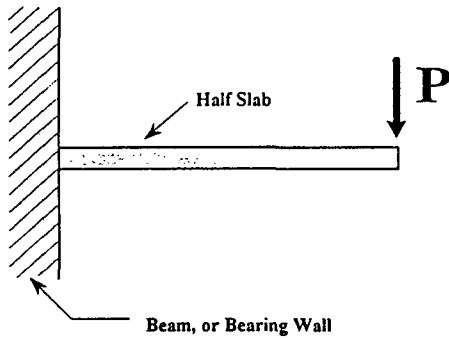


그림 1. 부재의 모델링

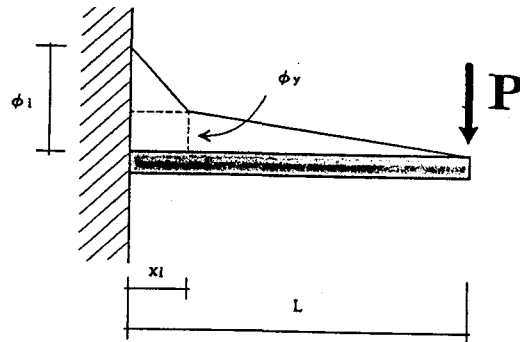


그림 2. 균열분포의 가정

### 2.2 단면의 모멘트-곡률관계

단면의 모멘트-곡률관계의 해석에는 일반적으로 잘 알려져 있는 Layer모델을 사용하였으며 철근의 응력-변형도 곡선은 Brown(1971)이 제안한 모델을 사용하였다. 한편 Wide Beam으로 치환된 부분PC 바닥판에서는 횡보강근에 의한 구속효과가 미미할 것으로 예상되므로 구속효과에 의한 콘크리트의 강도 및 연성의 증가를 기대할 수 없을 것으로 판단된다. 따라서 콘크리트의 응력-변형도 곡선은 Hognestad(1951)가 제안한 모델을 사용하였다. 이론해석을 수행하기 위한 기본가정은 다음과 같다.

- ① 개개의 Layer에 있는 철근과 콘크리트의 변형도는 중립축으로부터의 거리에 선형적으로 비례한다.
- ② 콘크리트의 인장강도는 무시한다.
- ③ 전단변형에 의한 영향은 고려하지 않는다.

#### 2.2.1 압축철근의 응력-변형도 곡선

압축을 받는 철근의 거동은 좌굴이 발생하기 전까지는 인장을 받는 경우와 유사하게 나타나지만 항복 이후부터 나타나는 변형경화는 거의 나타나지 않는 것으로 보고되어 있다. 따라서 압축철근의 거동은 항복점을 기준으로 한 2개의 직선으로 나타낼 수 있다. 한편 압축철근의 좌굴은 다양한 인자들의 복합적인 요인에 의해 영향을 받기 때문에 정확히 예측하는 것은 거의 불가능하다. 그러나 압축철근의 좌굴은 압축축 콘크리트 피복이 박리되기 전까지는 발생하지 않는 것으로 가정할 수 있기 때문에 그림 3과 같이 콘크리트 피복이 박리되기 전까지, 즉  $\epsilon_f = \epsilon_{cm} (f_c = 0.1 f'_c)$ 에 도달하기 전까지 좌굴은 발생하지 않는 것으로 고려할 수 있다.

#### 2.2.2 인장 철근의 응력-변형도 관계

인장철근의 응력-변형도 곡선식은 Brown에 의해 제안된 식으로서 파괴시까지의 거동을 그림 4와 같이 3부분의 직선으로 이상화시킨 모델이다. 이의 상관관계는 식(1)~(3)과 같다.

$$E_s = \frac{f_{sy}}{\epsilon_{sy}} \quad (1)$$

$$P_s = \frac{(f_{su} - f_{sy})}{(\epsilon_{su} - \epsilon_{sy})} \frac{1}{E_s} \quad (2)$$

$$-P_s = \gamma P_s \quad (3)$$

여기서,  $\gamma$ 는 실험으로부터 얻어지는 계수로서 본 해석에서는 2를 사용하였다.

실제로 철근의 파괴는 변형의 극부집중으로 인하여 철근의 변형도가  $\epsilon_{su}$ 에 도달한 직 후 급히 발생한다. 그러나 전체 구조물 뿐 만 아니라 개개 부재의 강도저하를 해석모델에서 고려하기 위해서는 재료의 변형연화(strain-softening)를 해석모델에서 고려할 필요가 있다. 따라서 인장철근의 경우 파괴가 일어나기 시작하는 변형도는  $\epsilon_{su}$ 이며 종국파괴는 철근의 변형도가  $\alpha \cdot \epsilon_{su}$ 에 도달할 때 로 가정하였다. 여기서  $\alpha$ 는 인장철근의 실험으로부터 유출한 값으로 1.5를 사용하였다.

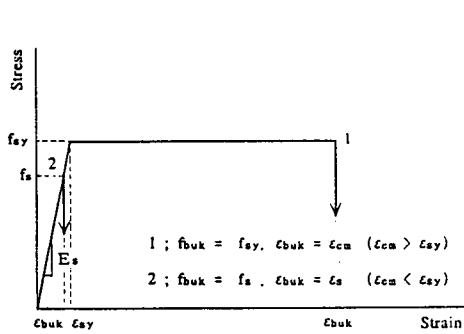


그림 3. 압축철근의 응력-변형도 곡선

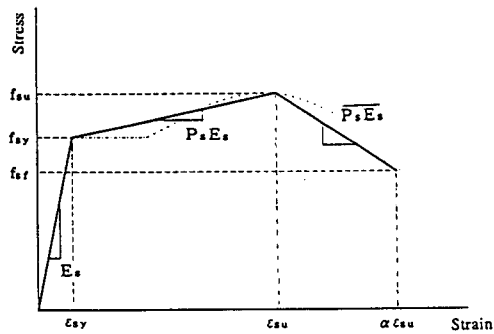


그림 4. 인장철근의 응력-변형도 곡선

### 2.2.3 콘크리트의 응력-변형도 곡선

위에서 언급한 바와 같이 부분PC 바닥판에서는 횡보강근에 의한 콘크리트의 구속효과를 기대할 수 없다. 따라서 콘크리트의 응력-변형도 곡선은 최대하중시까지의 2차 포물선으로 가정하고 그 이후는 일정한 기울기로 감소하는 직선으로 가정하였다. 이의 상관관계는 식(4)~(5)와 같다.

$$f_c = f'_c \left[ \frac{2 \epsilon}{\epsilon_o} - \left( \frac{\epsilon c}{\epsilon o} \right)^2 \right] \quad (4)$$

$$f_c = f'_c [ 1 - Z (\epsilon_c - \epsilon_o) ] \quad (5)$$

여기서,

$$Z : \frac{0.15}{0.0038 - \epsilon_o}$$

### 2.2.4 모멘트-곡률의 산정

단조가력시 단면의 모멘트-곡률 관계를 구하기 위해서는 주어진 곡률에서 힘 평형조건 및 적합조건을 만족시키는 중립축 위치를 찾아야 한다. 평단면 이론을 가정하였으므로 그림 5에서 보는 바와 같이 개개 Layer에서의 철근과 콘크리트의 변형도는 식(6)~(7)과 같이 중립축으로부터의 거리에 비례하게 되며 개개 Layer에서의 응력은 철근 및 콘크리트의 응력-변형도 곡선으로부터 구한다.

$$\text{철근} : \epsilon_{si} = \epsilon_{cmax} + \varphi d_{si} \quad (6)$$

$$\text{콘크리트} : \epsilon_{ci} = \epsilon_{cmax} + \varphi d_{ci} \quad (7)$$

단면의 내부합력은 식(8)과 같이 개개 Layer에서의 단면력을 각각 더함으로써 구해지며 힘 평형조건이 만족된 단면에서의 저항 모멘트는 식(9)와 같이 개개 Layer의 단면력에 응력중심거리를 곱함으로써 구할 수 있다.

$$N = \sum_{i=1}^{nc} \sigma_{ci} b \frac{d}{n} + \sum_{i=1}^{ns} A_{si} \sigma_{si} \quad (8)$$

$$M = \sum_{i=1}^n \left[ \sigma_{ci} b \frac{d}{n} \right] d_{ci} + \sum_{i=1}^{ns} A_{si} \sigma_{si} d_{si} \quad (9)$$

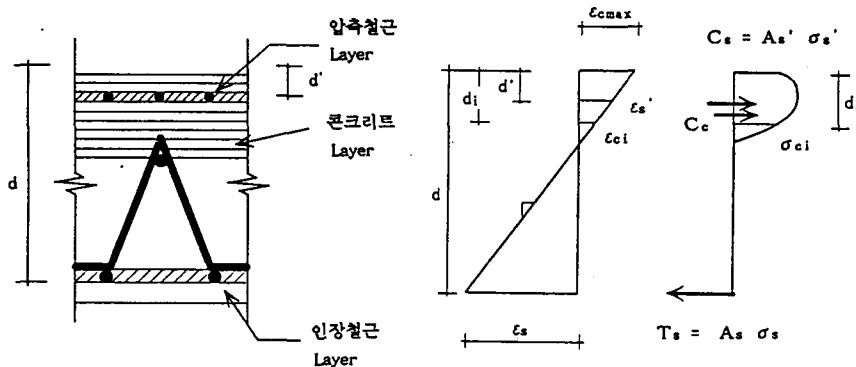


그림 5. 단면의 변형도 및 응력분포의 가정

내부 힘 평형조건을 만족시키는 중립축의 위치는 단면이 탄성범위내에 있을 경우 비교적 간단한 수식에 의해 계산할 수 있으나 항복을 지나 비탄성 범위로 들어가게 되면 정식화된 수식에 의한 계산은 거의 불가능해지므로 수치해석에 의한 반복계산을 행하여야 한다. 따라서 본 연구에서는 그림 6에서와 같이 반복계산의 횟수를 최소화 할 수 있는 방법을 채택하였다. 기본적인 계산 순서를 기술하면 다음과 같다.

- ① 힘평형조건이 만족된 이전의 변형도 분포  $\varphi_{j-1} d_i$ 로부터 두개의 새로운 변형도 분포  $\varphi_j d_i^{(i)}$  와,  $\varphi_j d_i^{(ii)}$ 를 가정한다 (그림 6(a)에서 점선). 곡률이 증가되면  $\varphi_j d_i^{(i)}$ 는 인장철근에 더 많은 인장력을 가정하게 되어 내부합력은 (+)가 되며 같은 논리로  $\varphi_j d_i^{(ii)}$ 의 경우의 내부합력은 (-)가 된다.

- ②  $\phi_j d_i^{(ii)}$ 이나  $\phi_j d_i^{(iii)}$  중 어느 것도 힘평형조건을 만족하지 않으므로  $\phi_j d_i^{(ii)}$ 와  $\phi_j d_i^{(iii)}$ 의 평균값을 취하여 새로운 변형도 분포인  $\phi_j d_i^{(iii)}$ 를 가정한다 (그림 6(b)에서 직선). 새로 가정된  $\phi_j d_i^{(iii)}$ 는 이전에 가정한  $\phi_j d_i^{(ii)}$ 와  $\phi_j d_i^{(iii)}$ 에 비해 힘 평형방정식에 근접된 값을 갖게 된다.
- ③  $\phi_j d_i^{(iii)}$ 가 힘 평형조건을 만족하지 않을 경우,  $\phi_j d_i^{(iii)}$ 의 내부합력의 부호에 따라  $\phi_j d_i^{(ii)}$  또는  $\phi_j d_i^{(iii)}$ 와의 평균값을 취하여 새로운  $\phi_j d_i^{(iv)}$ 를 가정함으로써 힘 평형조건에 근접한 변형도 분포를 얻을 수 있다 (그림 6(c)에서 직선).
- ④ 힘 평형조건이 만족될 때까지 ②~③을 수행한다.

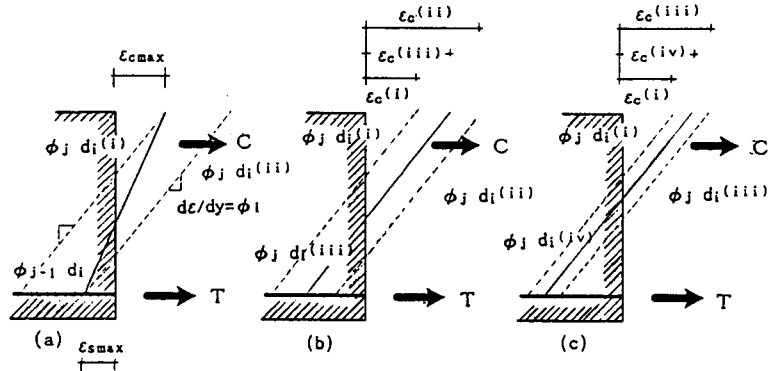


그림 6. 중립축 계산순서

### 2.3 부재의 하중-변위 관계

부재의 하중-변위관계는 그림 2와 같이 임계단면의 모멘트-곡률관계를 구한 후 소성역 및 탄성영역의 곡률분포를 선형으로 가정하고 길이방향으로 적분하여 식(10)~(17)과 같이 구하였다.

#### 2.3.1 슬래브 중앙부

##### 1) 부재 항복시

$$\theta_y = \frac{L'}{2} \phi_y + \left( \frac{L}{2} - L' \right) \phi_y \quad (10)$$

$$\delta_y = \theta_y \frac{L}{2} - \frac{L' \phi_y}{2} \left( \frac{L}{2} - \frac{2L'}{3} \right) - \left( \frac{L}{2} - L' \right)^2 \frac{\phi_y}{2} \quad (11)$$

##### 2) 부재항복 이후

$$\theta_i = \frac{\phi_y (L' - x)}{2} + x \phi_y + (\phi_i - \phi_y) \frac{x}{2} + \phi_i \left( \frac{L}{2} - L' \right) \quad (12)$$

$$\delta_i = \theta_i L' - \frac{\phi_y (L' - x)}{2} \left[ \frac{L}{2} - \frac{2(L' - x)}{3} \right] - x \phi_y \left( \frac{L}{2} - L' + \frac{x}{2} \right) - (\phi_i - \phi_y) \frac{x}{2} \left( \frac{L}{2} - L' + \frac{x}{3} \right) - \frac{\phi_i}{2} \left( \frac{L}{2} - L' \right)^2 \quad (13)$$

2.3.2 슬래브와 보(벽체)와의 접합부

1) 부재 항복시

$$\theta_y = \frac{\varphi_y L}{4} \quad (14)$$

$$\delta_y = \frac{\varphi_y L^2}{6} \quad (15)$$

2) 부재항복 이후

$$\theta_A = x_i \varphi_y + \frac{\varphi_y (L - x_i)}{2} + \frac{(\varphi_i - \varphi_y) x_i}{2} \quad (16)$$

$$\delta_A = x_i \varphi_y \left( L - \frac{x_i}{2} \right) + \frac{\varphi_y (L - x_i)^2}{3} + \frac{(\varphi_i - \varphi_y) x_i}{2} \left[ L - \frac{x_i}{3} \right] \quad (17)$$

3. 해석결과와 실험결과와의 비교·분석

3.1 대상 실험체

본 연구에서 비교 대상으로한 실험체는 실험된 총 17개 실험체<sup>(1)</sup> 중, 합성슬래브 및 RC슬래브, 용접철망 슬래브의 중앙부 거동을 파악하기 위한 4A, 4E, 4F 실험체와 합성슬래브 및 RC슬래브의 보, 벽체 접합부의 일체성을 파악하기 위한 5C, 5E, 6C 실험체를 선정하였다. 실험체별 대상 부위 및 실험내용을 기술하면 표 1과 같다.

표 1 이론해석 대상 실험체

실험체 명	실험 대상 부위	실험 내용	하 중
4A	합성슬래브 중앙부	합성슬래브 중앙부의 내력 검토	단순 증가
4E	RC슬래브 중앙부	RC 슬래브의 휨내력 검토	단순 증가
4F	용접철망 슬래브 중앙부	용접철망 슬래브의 휨 내력 검토	단순 증가
5C	합성슬래브-보 접합부	합성슬래브-보 접합부 휨내력 검토	2방향 반복증가
5E	RC 슬래브-보 접합부	RC슬래브-보 접합부 휨 내력 검토	1방향 반복증가
6C	합성슬래브-벽체 접합부	합성슬래브-벽체 접합부 휨내력 검토	2방향 반복증가

3.2 실험결과 및 해석결과와의 비교·분석

이상과 같은 해석과정을 통하여 얻은 결과를 실험결과와 비교하여 나타내면 그림 7~8과 같다. 그림에서 보는 바와 같이 슬래브 중앙부 휨 내력에 대한 실험결과는 약 10% 내외의 오차로 비교적 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 그러나 와이어 메쉬 하프 슬래브 실험체와 용접철망을 보강된 재래식 슬래브인 F4 실험체는 용접철망 자체의 연성부족으로 인하여 취성적인 거동을 나타내고 있으나 해석모델에서는 이를 고려하지 못하고 있다. 따라서 용접철망의 연신율 특성을 고려할 수 있는 모델에 대한 연구가 필요하다고 사료된다. 한편 5C 실험체(와이어 메쉬 하프 슬래브-보 접합부 실험체)는 상·하부 주근양이 유사함에도 불구하고 (-) 방향(하중이 윗 방향으로 작용할 때)

의 휨 내력이 (+)방향 휨 내력의 약 25% 정도의 값을 나타냄으로써 (-) 방향의 경우 접합부의 일체성이 확보되지 못했음을 나타내고 있다. 따라서 본 해석에서는 접합부의 하프 슬래브 위에 국부적으로 보강된 상부 보강철근(3-HD10)만을 고려하여 (-)방향의 휨 내력을 계산하였다. 그림 8에서 보는 바와 같이 반복하중을 받는 5C 실험체에 대한 해석결과는 휨 내력의 경우, 실험결과와 비교적 잘 일치하고 있으나 변형 형태는 주근 및 하프슬래브의 슬립이 (+) 방향으로 집중됨으로 인하여 해석결과와 큰 오차를 나타내고 있음을 알 수 있다. 따라서 이러한 부재의 이력거동을 예측하기 위해서는 주근 및 하프슬래브의 슬립을 고려한 이력모델에 대한 연구가 필요하다고 판단된다.

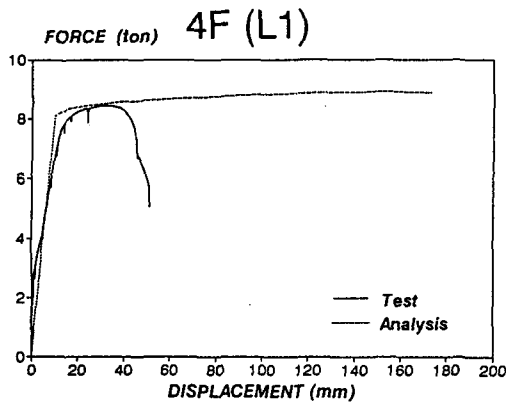


그림 7. 실험결과와 해석결과와의 비교

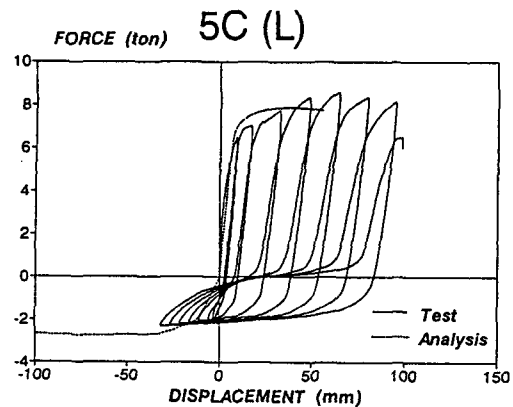


그림 8. 실험결과와 해석결과와의 비교

그림 9는 하프슬래브 위에 국부적으로 보강된 상부 보강철근을 HD10을 사용하여 철근 배근 간격을 변화시켜 얻은 해석결과를 나타내고 있으며, 이때의 철근간격과 최대하중은 표 2와 같다. 극한강도 설계법에서는 “정 모멘트 내력은 부 모멘트 내력의 1/3 이상이어야 한다.”고 규정하고 있으므로 표 2와 그림 9에서 보는 바와 같이 하프슬래브 위에 국부적으로 보강된 상부 보강철근을 HD10-@200을 사용하여 소요내력을 확보해야 한다고 판단된다.

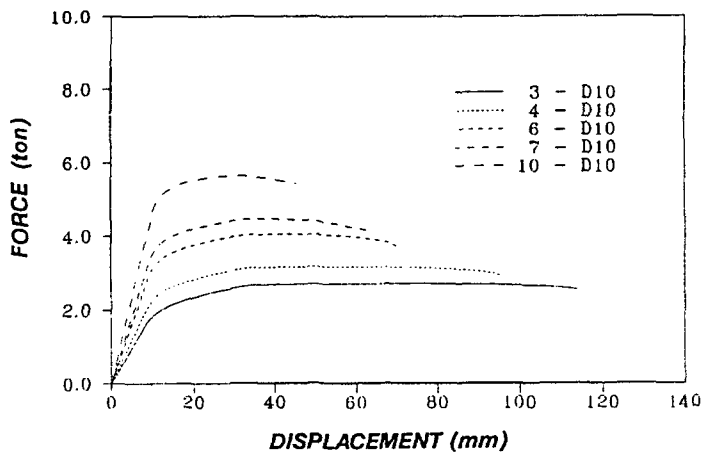


그림 9. 상부보강철근의 간격에 따른 최대내력

표 2. 보강철근 종류와 간격에 따른 최대하중

보강철근수 및 간격	최대하중 (ton)	보강철근수 및 간격	최대하중 (ton)
3-HD10 @350	2.73	3-HD13 @350	3.77
3-HD10 @300	3.18	3-HD13 @300	4.52
3-HD10 @200	4.05	3-HD13 @200	5.91
3-HD10 @150	4.47	3-HD13 @150	6.60
3-HD10 @100	5.65	3-HD13 @100	8.62

#### 4. 결 론

이상과 같은 이론적 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 슬래브 중앙부 휨 내력에 대한 실험결과와 이론해석 결과와의 오차는 약 10% 내외의 오차로 비교적 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.
- 2) 와이어 메쉬 하프슬래브 실험체 및 용접철망을 보강된 재래식 슬래브 실험체는 용접철망 자체의 연성부족으로 인하여 취성적인 거동을 나타내고 있으나 해석모델에서는 이를 고려하지 못하고 있다. 따라서 용접철망의 연신율 특성을 고려한 철근의 응력-변형도 모델에 대한 연구가 필요하다고 판단된다.
- 3) 부재 접합부의 정 모멘트 내력을 보완하기 위하여 해석적으로 얻은 연결 보강근의 간격은 20cm정도이며, 이 간격은 추가 실험을 통하여 조정할 수 있다고 사료된다.

#### 감사의 글

본 연구는 (주)대우건설기술연구소의 연구비 지원에 의해 이루어졌음을 밝히며 회사측에 심심한 감사의 뜻을 포함합니다.

#### 참 고 문 헌

1. 대한건축학회, (주)대우 와이어 메쉬 하프슬래브 공법의 구조성능에 관한 연구, 1993, 8.
2. 유영찬, 서수연, 이원호, 이리형, "철근콘크리트 보-기둥 접합부 해석모델 개발," 한국콘크리트 학회지, 제 6권 제 1호, 1994, 2., pp 120~130.
3. Chung, Y.S., "Automated Seismic Analysis and Design of Reinforced Concrete Frames," Ph.D. Thesis, Graduate School of Art and Sciences, Columbia Univ., 1988
4. Park, R., and Paulay, T., Reinforced Concrete Structure, Wiley-Interscience Publication, 1975
5. Hognestad, E., "A Study of Combined Bending and Axial Load in Reinforced Concrete Members," Univ. of Illinois Engineering Experimental Station, Bulletin Series No.399, November 1951, 128pp
6. Whitney, C.S., "Design of Reinforced Concrete Members Under Flexural or Combined Flexural and Direct Compression," Journal of ACI, Vol. 33, March-April, 1937, pp483~497