

집중하중 조합에 의한 섬유 보강 콘크리트 바닥슬래브의 설계 휨 내력

Effect of the Combination of Point Loads on the Design Flexural Capacity for Fiber Reinforced Concrete Floor Slab

이종한^{1*} · 조백순² · 김정식³ · 조범구³ · 김한식³

Jong-Han Lee^{1*} · Baik-Soon Cho² · Jung-Sik Kim³ · Bum-Gu Cho³ · Han-Sik Kim³

(Received March 12, 2016 / Revised March 21, 2016 / Accepted March 21, 2016)

In this study, the flexural capacity of fiber reinforced concrete floor slabs were evaluated using main design loads, racking and moving loads. Based on design standards and guidelines, the magnitude and loaded area of each load were determined, and its relationship was assessed. For the application of a single load, flexural capacity should be evaluated in the edge of a floor slab. In addition, the slab with thickness and concrete strength, greater than 180mm and 35MPa, respectively, sufficiently satisfied flexural capacity with a minimum of equivalent flexural strength ratio. The combination of racking loads required the largest equivalent flexural strength ratio to satisfy the flexural capacity of the floor slab. The combination of racking and moving loads showed equivalent flexural strength ratio smaller than the case of combination of racking loads, but larger than the application of single racking or moving loads. The results of this study indicated that the flexure of fiber reinforced concrete floor slabs should be designed using the combination of design loads.

키워드 : 섬유 보강 콘크리트, 바닥슬래브, 등가 휨강도비, 항복선 이론, 휨 내력

Keywords : Fiber-reinforced concrete, Floor slab, Equivalent flexural strength ratio, Yield line theory, Flexural capacity

1. 서론

콘크리트의 취약한 인장성능 향상을 위하여 소량의 탄소 및 유리 섬유, 강섬유, 천연재료 등을 혼입함으로써 인장균열의 성장 억제 및 에너지 흡수 성능의 향상을 기대할 수 있다. 특히, 강섬유 보강 콘크리트(steel fiber-reinforced concrete)는 섬유 혼입에 따른 강도 및 역학적 특성 등에 대한 연구가 상당히 진행되었다. 이러한 실험 및 이론적 연구의 성과로 강섬유 보강 콘크리트는 터널 슛크리트(tunnel shotcrete), 터널 라이닝(tunnel lining), 지반 바닥슬래브(ground supported slab) 등에 적용되어 오고 있다 (Lee et al. 2016).

특히, 강섬유 보강 콘크리트 지반 바닥슬래브(steel fiber-reinforced concrete floor slab)는 미국, 유럽 등을 중심으로 적용이 확대되고 있다. 섬유 보강 콘크리트 바닥 슬래브 설계는 1962년

Mayerhof가 항복선이론(yield line theory)에 근거한 소성설계법(plastic design method)을 제시하였다. 이는 Fig. 10에 보인 바와 같이, 하중이 증가함에 따라 바닥 하부에서 방사형 균열(radial cracks)이 발생되고, 이후 원주형 균열(circumferential cracks)이 바닥 상부에 발생함으로써 최종 항복하게 된다. 항복선이론에 근거한 섬유 보강 바닥슬래브 설계는 유럽의 Technical Report 34(TR 34, 2003) 설계기준으로 제정되어 현재까지 사용되고 있다.

TR 34(2003) 기준에 의하면, 섬유 보강에 의한 콘크리트의 인장성능 향상을 바닥슬래브 하부에 발생하는 균열(Fig. 1 참조), 즉, 정모멘트(M_p , positive moment) 계산 시 고려하도록 하고 있다. 따라서, 설계 휨모멘트는 섬유 보강 콘크리트의 등가 휨강도비(R_e)를 이용하여 다음과 같이 계산할 수 있다.

* Corresponding author E-mail: jonghan@daegu.ac.kr

¹대구대학교 토목공학과 (Department of Civil Engineering, Daegu University, Gyeongsan, 38453, Korea)

²인제대학교 토목공학과 (Department of Civil and Environmental Engineering, Inje University, Gimhae, 50834, Korea)

³(주)에이치아이씨 (HIC Corporation, Gimhae, 621-872, Korea)

$$M_p = R_e \frac{f_{ck,fl}}{\gamma} \left(\frac{h^2}{6} \right) \tag{1}$$

여기서, $f_{ck,fl}$ 는 콘크리트 휨 인장강도, h 는 슬래브 두께, γ 는 콘크리트 재료에 대한 안전계수(=1.5)이다. 슬래브 상부균열은 최종 항복 시 발생하는 것으로 섬유 보강 영향을 고려하지 않는다. 따라서, 설계 부모멘트(M_n , negative moment)는 탄성론(elastic theory)에 근거하여 다음과 같이 계산한다.

$$M_p = \frac{f_{ck,fl}}{\gamma} \left(\frac{h^2}{6} \right) \tag{2}$$

국내에서는 2000년대 후반에 TR 34에 근거한 소성설계법(plastic design method)을 소개하고, 바닥슬래브 설계에 적용하기 시작하였다. 그러나, 현재까지는 제한적인 시공실적에 머무르고 있으며, 이 또한 미국, 유럽 등의 기술선진국에 의해 설계가 이루어지고 있다. 국내에서는 Lee et al.(2007)과 Jung et al.(2007)에 의해 강섬유 보강 바닥슬래브 설계기술에 대한 연구가 일부 이루어졌으나, 국내의 우수한 철강산업과 강섬유 산업에 비해 아직까지 미흡한 실정이다. 최근에는 Lee et al.(2016)가 강섬유 보강에 의한 인장성능 평가방법에 따라 지반 바닥슬래브의 설계 휨성능을 비교 평가하였다.

섬유 보강 콘크리트 바닥슬래브의 휨 내력은 주로 집중하중에 의해 결정된다. 따라서, 본 연구에서는 주요 집중하중인 선반하중

(racking loading)과 차륜하중(wheel loading)에 대해 바닥슬래브의 휨 내력을 평가하였다. 또한, 본 연구에서는 단일 하중이 작용하는 경우와 하중의 조합에 의한 영향을 고려하여 현재 적용되고 있는 TR 34(2003)기준에 근거한 설계 휨 내력을 비교 평가하였다.

2. 설계하중

바닥슬래브의 집중하중은 정적하중인 선반(racking) 하중과 이동하중인 지게차(forklift) 하중, 트럭(truck) 하중으로 구분할 수 있다. 설계 시 정적하중과 동적하중의 차이는 하중계수에 의해 고려하고 있기 때문에, 단일 집중하중에 의한 휨 내력은 하중의 크기와 작용 면적 및 재료강도와 지반 지지력에 의해 결정된다.

선반하중의 크기는 TR 34(2003)에 의하면 일반적으로 35~100kN 범위로 정의되어 있으며, 하중의 접촉면적은 100×100mm로 정사각형 단면으로 가정할 수 있다. Fig. 2(a)가 선반하중의 형태와 배

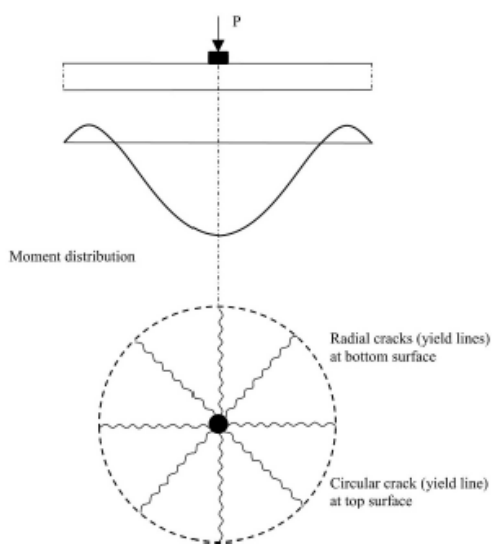


Fig. 1. Yield line pattern for a point load(Overli, 2014)

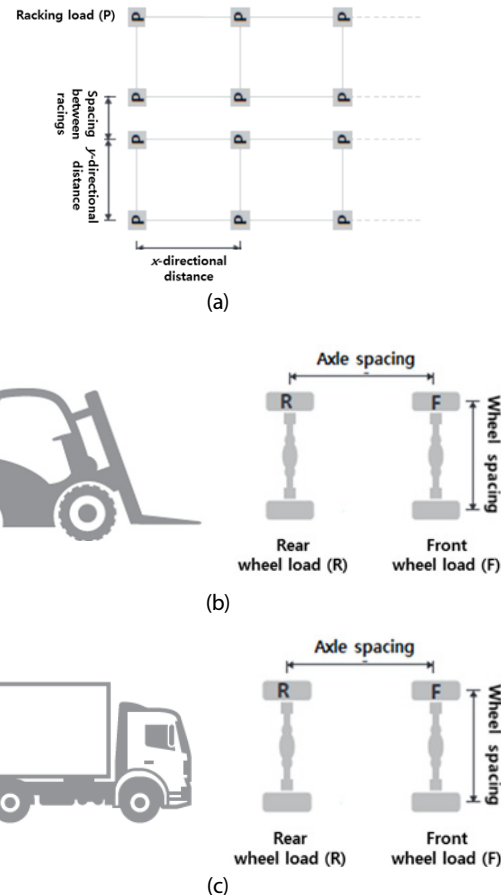


Fig. 2. Design loads for the fiber-reinforced concrete floor slab; (a) racking, (b) forklift, and (c) truck loads

치를 보여준다. 선반하중은 Fig. 2(a)에 보는 바와 같이 인접되어진 선반하중의 영향을 고려하여야 한다.

이동하중인 지게차 하중과 트럭 하중에 대해서는 현재의 설계기준에서 하중의 크기와 접촉면적에 대해서 구체적으로 제시하지 않고 있다. 그러나, 산업현장에서 지게차는 일반적으로 1, 2, 5톤으로 구분할 수 있다. 따라서, 본 연구에서는 적재하중을 고려하여 총 하중을 20, 40, 100kN으로 가정하였다. OO 지게차 제품 카탈로그를 바탕으로 적재 시 앞바퀴에는 전체하중의 85%가 가해지는 것으로 가정하였다. 각 바퀴하중간의 거리(wheel spacing)는 800~1200mm, 앞바퀴와 뒷바퀴간의 축간거리(axle spacing)는 1200~1800mm로 가정하였다. Fig. 2(b)가 지게차의 형상과 작용하중 위치를 나타낸다. 바퀴하중의 접촉면적은 설계 시 일반적으로 120~150mm 정사각형 단면으로 가정하지만, 본 연구에서는 트럭하중의 접촉면적 계산방법을 적용하였다.

트럭하중은 도로교설계기준(KRTA 2010) 표준트럭하중에 의해 교량등급에 따라 DB-24, DB-18, DB-13.5 으로 구분할 수 있다. 1등교 하중인 DB-24는 전륜(front wheel) 하중이 24kN, 후륜(rear wheel) 하중 96kN, 3등교 하중인 DB-13.5는 전륜하중 13.5kN, 후륜하중은 54kN이다. 따라서, 트럭의 단일 집중하중의 크기는 전륜은 6.75~12kN, 후륜하중은 27~48kN 범위이다. 그리고, 각 바퀴하중간의 거리(wheel spacing)는 2.4m, 차륜의 접지면적은 각 차량하중에 대하여 면적이 $12,500P/9$ (mm^2)인 하나의 직사각형으로 간주하고, 폭과 길이의 비는 1:2.5로 가정한다. 따라서, 후륜 하중 27kN, 48kN에 대하여 접지면적은 각각 약 $120 \times 300mm$ ($=36,000mm^2$), $160 \times 400mm$ ($=64,000mm^2$)이다. 그리고, 전륜하중에 대해서는 약 $60 \times 150mm$ ($=9,000mm^2$)~ $80 \times 200mm$ ($=16,000mm^2$)이다. 트럭의 형상 및 작용하중의 위치는 Fig. 2(c)와 같다.

건축구조설계기준(AIK 2013) 표 0303.3.1. 기본 집중활하중에 의하면 차량의 집중하중 크기를 18, 38, 54kN로 정의하고 있으며, 하중 접촉면적은 38kN 이하인 경우는 $120 \times 120mm$ ($=14,400mm^2$), 54kN 하중인 경우 $250 \times 600mm$ ($=150,000mm^2$)로 정의하고 있다.

Table 1은 설계기준 및 본 연구에서 고려된 설계 집중하중의 크기와 접촉 면적을 정리한 것이다. 선반하중은 TR 34(2003)에 근거하여 하중 접촉길이를 $\pm 20\%$ 범위인 80~120mm 정사각형 단면으로 고려하였다. 지게차 및 트럭하중은 도로교설계기준(KRTA 2010)에 근거하여 정의하였다. 추가적으로 본 연구에서는 건축구조설계기준(AIK 2013)에서 정의된 차량의 집중하중의 크기와 접촉 면적도 비교 평가하였다.

Fig. 3은 본 연구에서 정의된 각 집중하중의 크기와 접촉면적의 관계를 나타낸 것이다. 선반하중은 작용하중이 일반적으로 거의

일정한 하중 플레이트(plate)를 통해 전달되기 때문에 작용 하중의 접촉면적도 거의 일정하게 나타난다. 이동하중인 지게차 하중과 트럭하중은 도로교설계기준(KRTA 2010)에 의하면 하중의 크기와 접촉면적이 거의 선형적인 관계에 있다. 그러나, 건축구조설계기준(AIK 2013)에 의하면 하중과 작용면적의 관련성이 없는 것으로 판단되며, 특히 하중이 증가함에 따라 작용면적도 다소 과도하게 평가하고 있는 것으로 판단된다.

3. 단일 집중하중에 의한 설계 휨 내력

3.1 단일하중 설계 휨 내력식

섬유 보강 콘크리트 바닥슬래브의 설계 휨 내력은 슬래브의 내부(internal), 경계면(edge), 모서리(corner) 위치로 구분하여 평가한다. 모서리에서의 휨 내력은 섬유 보강효과를 고려하지 않고, 매쉬 철근(mesh steel)이나 철근바(steel bar)에 의해 설계가 이루어지므로 본 연구에서는 고려하지 않았다. 따라서, 슬래브 내부의

Table 1. Summary of point loads involved in this study for the design of the fiber-reinforced concrete floor slab

Types of load	Magnitude(kN)		Contact area(a×b, mm)		
	Min.	Max.	Min.	Max.	
Racking	35	100	80×80	120×120	
Forklift	Front	1.5	7.5	60×150	80×200
	Rear	8.5	42.5	60×150	160×400
Truck	Front	7	12	60×150	80×200
	Rear	27	48	120×300	160×400
Moving loads (AIK 2013)	18		120×120		
	38		120×120		
	54		250×600		

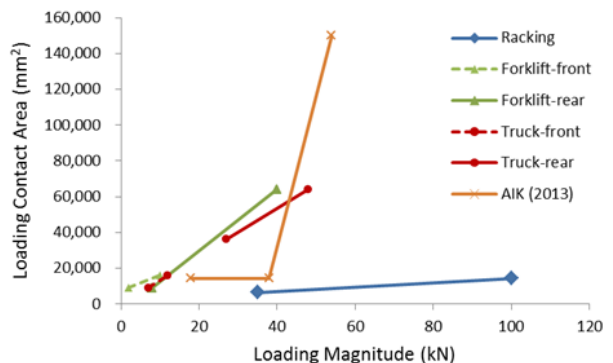


Fig. 3. Relationship between the magnitude and contact area of the loads

설계 휨 내력은 섬유보강 효과를 고려한 정모멘트(positive moment) M_p 와 부모멘트(negative moment) M_n 의 합으로 식 (3)과 같이 계산된다(TR 34 2003). 그리고, 경계면에서의 설계 휨 내력은 식 (4)와 같다. $0 < a/l < 0.2$ 인 경우는 직선 보간으로 평가한다.

$$P_u = \begin{cases} 2\pi(M_p + M_n) & \text{for } a/l = 0 \\ \frac{4\pi(M_p + M_n)}{1 - \frac{a}{3l}} & \text{for } a/l \geq 0.2 \end{cases} \quad (3)$$

$$P_u = \begin{cases} \frac{\pi(M_p + M_n)}{2} + 2M_n & \text{for } a/l = 0 \\ \frac{\pi(M_p + M_n) + 4M_n}{1 - \frac{2a}{3l}} & \text{for } a/l \geq 0.2 \end{cases} \quad (4)$$

여기서, a 는 접촉면적을 고려하는 등가접촉반경(equivalent radius of contact area of the load), l 은 상대강성반경(radius of relative stiffness)이다. 등가접촉반경은 실제 하중 접촉면적 A 를 고려하여 식 (5)와 같이 계산되며, 상대강성반경은 바닥슬래브의 콘크리트 탄성계수(modulus of elasticity of the concrete)와 지반의 지지력 계수(modulus of subgrade reaction)를 고려하여 식 (6)과 같이 계산할 수 있다.

$$a = \left[\frac{A}{\pi} \right]^{0.5} \quad (5)$$

$$l = \left[\frac{E_{cm}h^3}{12(1-\nu^2)k} \right]^{0.25} \quad (6)$$

여기서, E_{cm} 은 콘크리트 탄성계수(modulus of elasticity), ν 는 콘크리트 프와송의 비(Poisson's ratio), h 는 슬래브의 두께, k 는 지반 지지력 계수이다.

콘크리트 압축강도 20~35MPa, 슬래브 두께 150~250mm, 지반의 지지력 계수 0.015(모래지반)~0.30N/mm³(다짐이 매우 양호한 쇄석지반) 일 때 상대강성반경은 295~1264mm로 계산되었다. 슬래브 두께가 150mm에서 250mm로 1.67배 증가함에 따라, 상대강성반경은 약 85% 증가하였다. 반면에, 콘크리트 강도가 20MPa에서 35MPa로 1.75배 증가함에 따라, 상대강성반경은 약 10% 증가로 증가율이 상대적으로 미비하였다. 그리고, 지반 지지력 계수

가 최소값 0.015N/mm³에서 0.30N/mm³로 변화함에 따라, 상대강성반경은 약 50% 감소하였다. 이는 작용된 집중하중 위치에서 발생된 최대 정모멘트가 영(zero)이 되는 상대강성반경 l 의 길이가 감소하는 것을 의미한다.

Table 1에 정의된 작용 하중 크기와 접촉 면적을 고려하여 계산되어진 등가접촉반경과 상대강성반경은 Table 2와 같다. 선반하중은 등가접촉반경이 45~68mm, 지게차와 트럭은 후륜하중에 대하여 각각 54~143mm, 107~142mm로 계산되어졌다. 따라서, 선반하중은 $a/l = 0.035 \sim 0.231$, 이동하중은 0.043~0.485로 계산되어졌다. 건축설계기준(AIK 2013)은 작용면적을 크게 고려하고 있어, $a/l = 0.054 \sim 0.742$ 로 계산되어졌다.

3.2 슬래브 내부 및 경계면에서의 설계 휨 내력

계산된 a/l 에 대하여 선반하중 및 지게차, 트럭하중, 그리고, 콘크리트 강도와 슬래브 두께 변화에 따른 설계 휨 내력을 슬래브 내부와 경계면에서 각각 평가하였다. 슬래브 경계면에서는 하중전달률(load transfer)을 50%로 고려하였다. 그리고, 콘크리트 크리프(creep)와 건조수축(shrinkage) 등의 장기거동에 의해 발생하는 응력은 1.5MPa로 가정하였다. 설계 안전율은 TR 34(2003)에 근거하여 재료는 1.5, 하중계수는 선반하중 1.2, 지게차 및 트럭하중은 1.6을 고려하였다.

Fig. 4는 콘크리트 강도 30MPa, 두께 150mm 슬래브에 대하여 설계하중 증가에 따른 요구 등가 휨강도비를 보여준다.

설계하중 85kN까지는 a/l 변화에 관계없이 설계 최소 등가 휨강도비 0.3으로 설계 휨 내력을 만족하였다. 이후, 하중이 증가함에 따라 요구 등가 휨강도비도 증가하였다. 설계하중 100kN, $a/l = 0.04$ 일 때 슬래브 내부에서는 등가 휨강도비 0.343, 경계면에서는 0.459를 요구하였다.

즉, 단일 집중 하중에 의한 강섬유 보강 콘크리트 바닥슬래브는

Table 2. Summary of the ratio of equivalent radius of contact area of the load to radius of relative stiffness

Types of load	a (mm)		l (mm)		a/l		
	Min.	Max.	Min.	Max.	Min.	Min.	
Racking	45	68	295	1264	0.035	0.231	
Forklift	Front	54			71	0.043	0.241
	Rear	54			143	0.043	0.485
Truck	Front	54			71	0.043	0.241
	Rear	107			143	0.085	0.485
KBC 2013	68	219					0.054

경계면에서의 요구 등가 휨강도비로서 설계가 이루어져야함을 의미한다. 그리고, 슬래브 내부에서는 등가접촉반경과 상대강성반경비(a/l)가 0.05 이상, 경계면에서는 0.06 이상 일 때는 설계 등가 휨강도비가 최소값 0.3으로 설계 휨 내력을 만족하였다.

또한, 설계하중 100kN에 대하여 슬래브 두께와 콘크리트 강도 변화에 따른 요구 등가 휨강도비를 슬래브 내부와 경계면에서 비교 평가하였다. Figs. 5와 6에 보인 바와 같이, 슬래브 두께 180 mm 이상, 콘크리트 강도 35MPa 이상일 때는 설계 최소 등가 휨강도비 0.3으로써 휨 내력을 만족하였다. 그리고, Fig. 4에서 언급한 바와 같이, 슬래브 경계면에서의 요구 등가 휨강도비가 슬래브 내부에 비해 크게 나타났다. 따라서, 단일 집중하중에 의한 바닥슬래브 설계는 경계면에서의 강섬유 등가 휨강도비로서 설계가 이루어짐을 알 수 있다.

4. 조합하중에 의한 설계 휨 내력

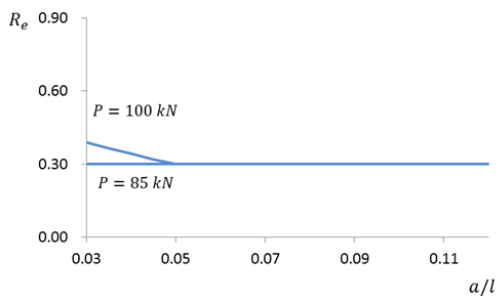
4.1 조합하중 설계 휨 내력식

설계 휨 내력은 단일 집중하중뿐만 아니라, 인접한 다른 집중하중의 영향도 함께 고려되어야 한다. 하나의 선반하중은 Fig. 2(a)에

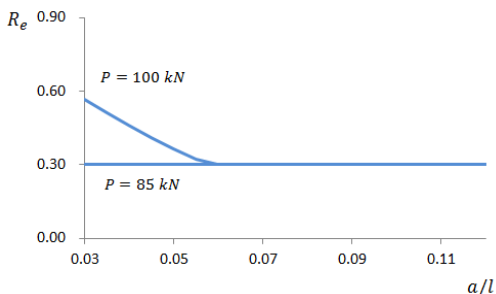
보인 바와 같이, 인접한 위치에 다른 선반하중이 작용할 수 있다. 또한, 정적하중인 선반하중 주변에 지게차 및 트럭에 의한 이동하중이 작용할 수 있다. 따라서, 정적하중, 즉 두 개의 선반하중이 동시에 작용하는 경우와 이동하중이 선반하중 주변에 작용하는 경우에 대하여 설계 휨 내력을 평가하여야 한다. 조합하중에 의한 최종 파괴 항복선(yield line)은 Fig. 7과 같으며, 이 때의 설계 휨 내력은 다음과 같이 계산할 수 있다(TR 34 2003). $0 < a/l < 0.2$ 인 경우는 단일하중과 동일하게 직선 보간으로 평가한다.

$$P_u = \begin{cases} \left[2\pi + \frac{1.8x}{l} \right] [M_p + M_n] & \text{for } a/l = 0 \\ \left[\frac{4\pi}{1 - (a/3l)} + \frac{1.8x}{l - (a/2)} \right] [M_p + M_n] & \text{for } a/l \geq 0.2 \end{cases} \quad (7)$$

여기서, x 는 작용 하중간의 거리로써, 선반하중간의 거리는 250~350mm, 지게차 및 트럭하중과 선반하중간의 거리는 약 1000mm이다. 이때 작용 하중간의 거리가 바닥슬래브 두께의 2배 이하인 경우는 단일하중 설계 휨 내력식인 식 (3)~(4)에 의해 평가

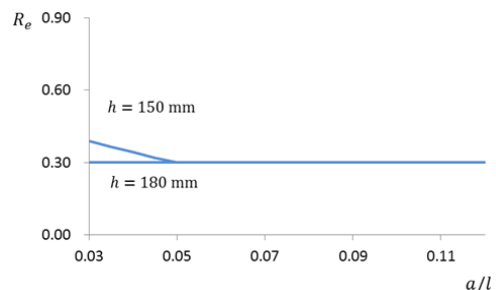


(a)

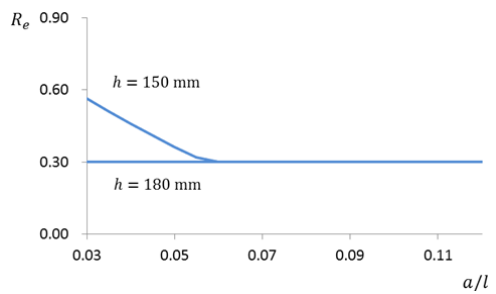


(b)

Fig. 4. Equivalent flexural strength ratio at (a) the internal and (b) edge of the slab for concrete strength, $f_{ck} = 30$ MPa, and slab thickness, $h = 150$ mm



(a)



(b)

Fig. 5. Equivalent flexural strength ratio at (a) the internal and (b) edge of the slab for concrete strength, $f_{ck} = 30$ MPa, and design load, $P = 100$ kN

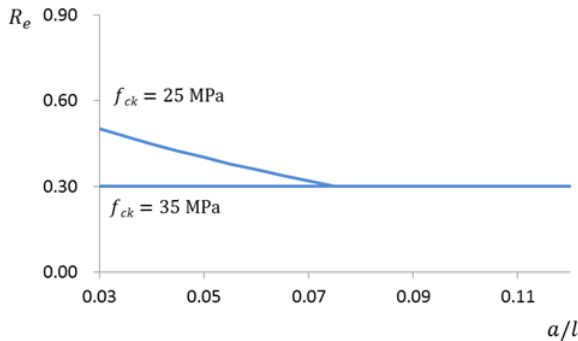
되어진다.

4.2 선반 조합하중에 의한 설계 휨 내력

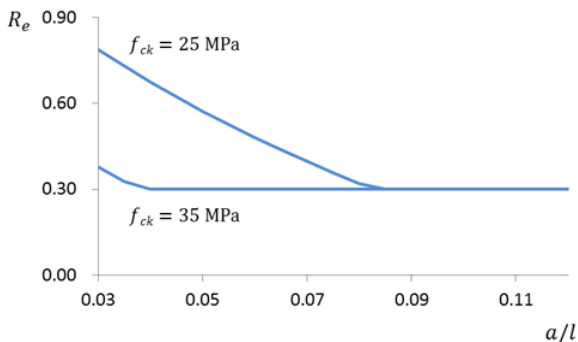
선반하중간의 거리는 250~350mm로써 일반적으로 바닥슬래브 두께의 2배 이하이다. 따라서, 선반 조합하중에 의한 설계 휨 내력은 식 (3)~(4)에 의해 평가되어진다. 다만, 하중의 등가접촉반경 a_{eq} 은 선반하중과 하중간의 거리를 고려하여 다음과 같이 계산된다.

$$a_{eq} = \left[\frac{2ax + A}{\pi} \right]^{0.5} \quad (8)$$

여기서, a 와 A 는 단일 집중하중에 의한 등가접촉반경과 접촉면적이다. 따라서, 선반 조합하중에 의한 등가접촉반경은 약 96~126mm이다. 단일 집중하중 시 고려된 상대강성반경 295~1264mm를 동일하게 고려하여, 등가접촉반경과 상대강성반경 비(a_{eq}/l)는 약 0.06~0.4로 계산되어졌다.



(a)



(b)

Fig. 6. Equivalent flexural strength ratio at (a) the internal and (b) edge for slab thickness, $h = 150$ mm, and design load, $P = 100$ kN

Fig. 8은 선반하중 100kN 이 조합으로 슬래브 두께 150mm에 작용하는 경우 슬래브 경계면에서의 요구 등가 휨강도비를 나타내었다. 이때 하중전달율 50%, 장기거동에 의한 응력 1.5MPa, 재료 안전계수 1.5, 하중계수 1.2를 단일하중에 의한 휨 내력 평가시와 동일하게 고려하였다. a_{eq}/l 가 0.06~0.4로 변화함에 따라, 콘크리트 강도 25MPa일 때 요구 등가 휨강도비는 2.36~0.521, 콘크리트 강도 35MPa일 때는 2.019~0.315로 계산되어 졌다. Fig. 6(b)의 단일 선반하중에 의한 요구 등가 휨강도비(콘크리트 강도 25MPa일 때 최대 0.789, 콘크리트 강도 35MPa일 때 최대 0.379)와 비교 시 선반 조합하중에 의해 설계 휨 내력 평가가 필요함을 확인하였다.

4.3 선반과 이동하중 조합에 의한 설계 휨 내력

이동하중과 선반하중간의 거리는 슬래브 두께의 2배 이상으로써 일반적으로 1,000mm로 가정할 수 있다. 따라서, 선반과 이동하중 조합에 의한 설계 휨 내력은 식 (7)에 의해 평가되어야 한다. 이때, 조합하중의 등가접촉반경은 식 (9)와 같이 선반하중과 이동하중의 평균 등가접촉반경으로 정의하였다.

$$a_{eq} = \frac{a_r + a_w}{2} \quad (9)$$

여기서, a_r 와 a_w 는 각각 식 (5)에 의해 계산되어지는 선반하중과 이동하중의 등가접촉반경이다. 평균 등가접촉반경은 약 50~144mm로, 등가접촉반경과 상대강성반경 비(a_{eq}/l)는 선반 조합하중과 유사하게 약 0.04~0.5로 계산되어졌다.

이동하중 100kN, 선반하중 100kN 이 슬래브 두께 150mm에 작용하는 경우 슬래브 경계면에서의 요구 등가 휨강도비의 변화는 Fig. 9와 같다. 선반하중간의 조합에 의한 최대 등가 휨강도와 비교 시, 선반과 이동하중 조합에 의한 최대 등가 휨강도비(콘크리트

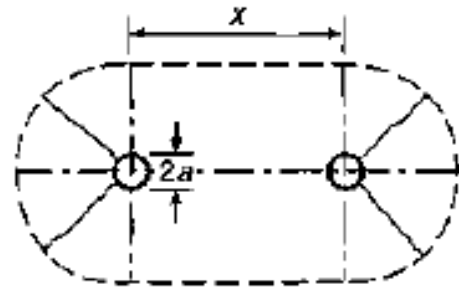


Fig. 7. Yield line pattern from the combination of point loads (TR 34-03)

강도 25MPa 일 때 1,392, 콘크리트 강도 35MPa 일 때 1,072)는 약 0.5배로 감소하였다. 하지만, 단일 선반하중 및 이동하중에 비해서는 요구 등가 휨강도비가 증가하였다.

5. 결론

본 연구에서는 섬유 보강 콘크리트 바닥슬래브의 주요 설계하중인 선반하중과 차륜하중에 대해 평가하고, 단일 하중과 조합 하중에 의한 설계 휨 내력을 비교 평가하였다. 본 연구를 통한 결론은 다음과 같다.

1. 설계하중으로 정적하중인 선반하중과 이동하중인 지게차 및 트럭하중의 크기와 작용면적을 정의하였다. 선반하중은 35~100kN 으로 일정한 하중 플레이트(plate)를 통해 전달되기 때문에 하중의 접촉면적이 거의 일정하게 나타난다. 지게차 하중과 트럭하중은 2~50kN 범위였으며, 도로교설계기준(KRTA 2010)에 의해 작용면적은 9,000~64,000mm²로 하중 증가에 따라 거

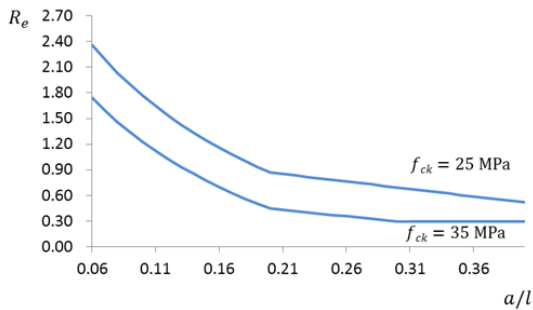


Fig. 8. Equivalent flexural strength ratio at the edge for slab thickness, $h = 150$ mm, and double racking loads $P = 100$ kN

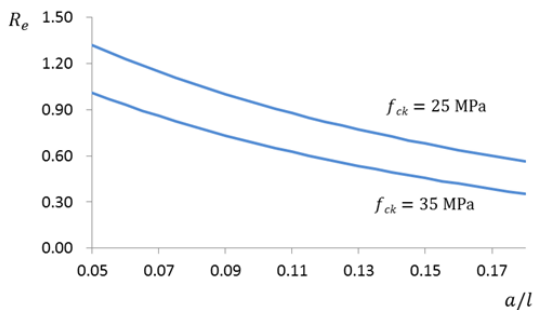


Fig. 9. Equivalent flexural strength ratio for slab thickness, $h = 150$ mm, and the combination of racking load, $P = 100$ kN, and wheel load, $P = 100$ kN

의 선형적으로 변화하였다. 반면에 건축구조설계기준(AIK 2013)은 하중과 작용면적의 관련성이 적었으며, 하중이 증가함에 따라 작용면적을 다소 과도하게 평가하였다.

2. 상대강성반경은 슬래브 두께가 150mm에서 250mm로 증가함에 따라 약 85% 증가하였다. 그리고, 지반 지지력 계수가 0.015N/mm³에서 0.30N/mm³로 증가함에 따라 상대강성반경은 약 50% 감소하였다. 그러나, 콘크리트 강도가 20MPa에서 35MPa로 증가함에 따라, 상대강성반경은 약 10% 증가하였다. 따라서, 등가점축반경과 상대강성반경의 비에 의해 결정되어지는 설계 휨 내력은 콘크리트 강도에 대한 영향은 상대적으로 미비함을 확인하였다.
3. 콘크리트 강도 30MPa, 두께 150mm 슬래브에 대하여 단일 집중 하중 85kN까지는 최소 등가 휨강도비 0.3으로 설계 휨 내력을 만족하였다. 또한, 슬래브 두께 180mm 이상, 콘크리트 강도 35MPa 이상일 때도 최소 등가 휨강도비로써 설계 휨 내력을 만족하였다. 그리고, 단일 집중 하중에 의한 설계 휨 내력은 슬래브 경계면에서 평가되어야 함을 확인하였다.
4. 선반하중 100kN이 조합으로 슬래브 두께 150mm에 작용하는 경우 슬래브 경계면에서의 요구 등가 휨강도비는 콘크리트 강도 25MPa일 때 2.36~0.521, 콘크리트 강도 35MPa일 때는 2.019~0.315로 계산되어 졌다. 단일 선반하중에 의한 요구 등가 휨강도비와 비교 시 선반 조합하중에 의해 휨 내력 설계가 필요함을 확인하였다.
5. 선반하중 100kN과 이동하중 100kN이 슬래브 두께 150mm에 작용하는 경우 슬래브 경계면에서의 요구 등가 휨강도비는 선반하중간의 조합에 비해서는 감소하였지만, 단일 선반하중 및 이동하중에 비해서는 증가하였다.

감사의 글

본 연구는 2014년도 정부(미래창조과학부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업임(NRF-2014R1A1A1 005992).

References

AIK(Architectural Institute of Korea), (2013). Korean Building Code, Ministry of Land, Transport and Maritime Affairs [in Korean].
 Jung, W.K., Hong, G.H., Lee, C.D., Seo, C.H., Yu, T.D. (2007).

“Experiment study about structural performance of strc slabs on grade”, KCI Fall Conference, 197–200 [in Korean]. KRTA(Korea Road & Transportation Association). (2010). Korean Highway Bridge Design Code, Ministry of Land, Transport and Maritime Affairs [in Korean].

Lee, C.D., Hong, G.H., Seo, C.H., Yu, T.D. (2007). “Verification of load-carrying capacity of steel fiber reinforced concrete slab-on-grad”, KCI Fall Conference, 337–340 [in Korean].

Lee, J.H., Cho, B., Cho, C. (2016). Design of ground floor slab according to the method for evaluating the tensile performance of steel fiber reinforced concrete, Journal of the Korea Concrete

Institute, **28(1)**, 95–104 [in Korean].

Meyerhof, G.G. (1962). Load carrying capacity of concrete pavement, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Divisions, Proceedings of the American Society of Civil Engineers, **88**, 89–166.

Overli, J. (2014). Experimental and numerical investigation of slabs on ground subjected to concentrated load, Central European Journal of Engineering, **4(3)**, 210–225.

Technical Report(TR) 34. (2003). Concrete Industrial Ground Floors: A Guide to Design and Construction, 3rd Edition, Concrete Society, Crowthorne, UK.

집중하중 조합에 의한 섬유 보강 콘크리트 바닥슬래브의 설계 휨 내력

본 연구에서는 섬유 보강 콘크리트 바닥슬래브의 주요 설계하중인 선반하중과 이동하중에 의한 휨 내력을 평가하였다. 설계기준을 바탕으로 각 하중의 크기와 작용면적을 정의하였으며, 그 관계를 분석하였다. 단일하중에 의해서는 슬래브 경계면에서 휨 내력이 평가되어야 하며, 슬래브 두께 180mm 이상, 콘크리트 강도 35MPa 이상일 때는 최소 등가 휨강도비로써 휨 내력을 충분히 만족하였다. 조합하중에 의해서는 선반하중간의 조합이 가장 큰 등가 휨강도비를 요구하였으며, 선반하중과 이동하중의 조합은 선반하중간의 조합에 비해서는 작게 평가되었고, 단일 하중에 비해서는 크게 평가되었다. 본 연구결과 섬유 보강 콘크리트 바닥슬래브의 휨 설계는 하중 조합에 의한 내력 평가가 필요함을 확인하였다.