



# 강섬유 보강 콘크리트 인장성능 평가방법에 따른 지반 바닥슬래브의 설계

이종한<sup>1)</sup> · 조백순<sup>2)\*</sup> · 조창오<sup>3)</sup>

<sup>1)</sup>대구대학교 토목공학과 <sup>2)</sup>인제대학교 건설환경공학부 <sup>3)</sup>(주)에이치아이씨

## Design of Ground Floor Slab According to the Method for Evaluating the Tensile Performance of Steel Fiber Reinforced Concrete

Jong-Han Lee,<sup>1)</sup> Baik-Soon Cho,<sup>2)\*</sup> and Chang-Oh Cho<sup>3)</sup>

<sup>1)</sup>Department of Civil Engineering, Daegu University, Gyeongsan, 712-714, Rep. of Korea

<sup>2)</sup>Department of Civil and Environmental Engineering, Inje University, Gimhae, 621-749, Rep. of Korea

<sup>3)</sup>HIC Corporation, Gimhae, 621-872, Rep. of Korea

**ABSTRACT** Flexural strength of concrete ground slab reinforced with steel fiber is evaluated using the equivalent flexural strength ratio of steel fiber reinforced concrete based on the yield line theory. Recently, the European standard specifies that the tensile performance of the steel fiber reinforced concrete be evaluated directly from the residual flexural strength after the cracking of concrete. Thus, in the study, an experiment was carried out to evaluate the conventional equivalent flexural strength ratio and the residual flexural strength of the steel fiber reinforced concrete. Then the design flexural strength was investigated according to the location of a point load, based on the ratio of the radius of contact area of the load to the radius of relative stiffness. Design flexural capacity obtained from ACI 360R-10 was smaller than that from TR 34 (2003 & 2013). In addition, TR 34 (2013), which evaluates the design flexural capacity based on the residual flexural strength, showed slightly smaller value than TR 34 (2003).

**Keywords** : equivalent flexural strength ratio, residual flexural strength, steel fiber reinforced concrete, ground supported slab, yield line theory

### 1. 서 론

콘크리트는 가장 기본적이며 중요한 건설재료로 사용되어지고 있으나, 우수한 압축성능에 비해 인장성능은 매우 저조하다. 따라서, 1980년대부터 콘크리트의 인장성능과 균열제어 성능 향상을 목적으로 강섬유 보강콘크리트(steel fiber reinforced concrete, SFRC)에 대한 연구가 활발히 진행되었다. SFRC는 미국, 유럽 등의 기술 선진국을 중심으로 재료적 우수성이 인정되어 터널 숏크리트(tunnel shotcrete), 터널 라이닝(tunnel lining), 지반 바닥슬래브(ground supported slab) 등에 적용되어 왔다. 특히, 강섬유 보강 바닥슬래브는 콘크리트의 인장성능 향상과 함께 공사비 절감, 시공의 편의성으로 선진국에서는 활발한 연구와 함께 실제 시공이 이루어지고 있다.

그러나, 국내에서는 Lee et al.<sup>1)</sup>과 Jung et al.<sup>2)</sup>에 의해

강섬유 보강 바닥슬래브 설계법에 대해 연구가 일부 이루어졌으나, 여전히 매우 미흡한 실정으로 제한적인 구조설계와 시공실적에 머무르고 있다. 특히, 강섬유는 국내의 우수한 철강산업으로 인해 해외로 활발히 수출되는 상품이다. 따라서, 국내의 강섬유 기업도 지반 바닥슬래브로의 진출을 시도하고 있어, 해외기술과의 격차 해소를 위해 활발한 적용성에 대한 연구가 필요하다.

오늘날 대부분의 강섬유 보강 콘크리트의 바닥슬래브 설계는 항복선 이론에 근거한 TR 34 (2003)<sup>3)</sup> 설계기준에 의존하고 있다. 이는 강섬유에 의한 콘크리트의 인장성능 향상을 무근 콘크리트의 휨 인장강도에 등가 휨강도비(equivalent flexural strength ratio,  $R_{e,3}$ )로 고려한 설계법이다.  $R_{e,3}$ 는 SCE SF-4<sup>4)</sup>의 에너지 흡수 성능(energy absorption capacity)을 균열강도(cracking strength)로 나눈 값이다. 국내에서는 2000년대 후반까지 탄성론에 근거한 설계가 이루어졌지만, 이후 등가 휨강도비에 근거한 TR 34 (2003) 기준에 의해 설계가 이루어지고 있다.

그러나, 최근 유럽의 Technical Report (TR) 34<sup>5)</sup> 설계기준에서는 강섬유에 의한 인장성능을 균열이후의 잔류 휨강도(residual flexural strength,  $f_{R,i}$ )를 직접 이용하여 지반

\*Corresponding author E-mail : civcho@inje.ac.kr

Received September 25, 2015, Revised October 30, 2015,

Accepted November 11, 2015

©2016 by Korea Concrete Institute

바닥슬래브를 설계하도록 하였다. 이는 강섬유의 인장성능을 0.5 mm, 1.5 mm, 2.5 mm, 3.5 mm의 균열선단 개구변위(crack mouth opening displacement, CMOD)에 해당되는 각각의 잔류 휨강도이다. 직접적인 잔류 휨강도는 평균 강도 개념인 등가 휨강도비에 비해 보강 콘크리트의 인장성능을 잘 묘사하고 있다. 하지만, 잔류 휨강도에 의한 바닥 슬래브 설계는 최근의 설계기준 개정으로 잔류 휨강도와 등가 휨강도비에 의한 내력 비교 연구가 전무한 실정이다. 더구나, 잔류 휨강도의 실험방법은 등가 휨강도비의 실험방법과 달라, 각 실험에서 계산되어진 인장성능 값을 직접적으로 비교하기가 어렵다.

따라서, 본 연구에서는 지반 바닥슬래브 설계 시 많이 사용되어 지고 있는 길이 60 mm hooked-end 강섬유에 대하여 등가 휨강도비와 잔류 휨강도를 실험적으로 우선 평가하였다. 이를 바탕으로 등가 휨강도비와 각각의 잔류 휨강도에 의해 계산되어지는 보강 지반 바닥슬래브의 설계 휨성능을 비교 평가하였다. 작용하중은 바닥 슬래브 설계 시 주요한 영향인자인 집중하중에 대해 고려하였다.

## 2. 강섬유 보강 바닥슬래브 설계기준

### 2.1 Technical Report 34 기준

지반 바닥슬래브는 1920년대 Westergaard<sup>6,7)</sup>에 의해 제안된 탄성론(elastic theory)에 근거하여 설계가 이루어졌다. 이는 균열제어용 용접철망(welded wire mesh)이 배근된 바닥 콘크리트 슬래브에 대한 것으로 재료의 탄성 특성만을 고려하기 때문에 상대적으로 두꺼운 슬래브를 설계하게 된다. 따라서, 강섬유를 투입한 지반 바닥슬래브는 콘크리트의 인장성능 향상으로 휨 인장에서 소성적인 거동을 고려할 수 있는 소성이론(plastic theory)에 근거한 설계가 필요하다. 1962년에 Meyerhof<sup>8)</sup>가 소성해석법인 항복선 이론(yield line theory)에 근거하여 바닥슬래브에 대한 설계식을 제안하였다. 항복선 이론에 의하면, 집중하중에 의해 바닥 하부에 최대 정모멘트(positive moment)가 발생하고 이후 작용지점에서부터 최대 정모멘트가 감소하여 상대강성반경(radius of relative stiffness)  $l$ 인 지점에서 정모멘트가 영(zero)이 된다. 이후 부모멘트(negative moment)가 발생하여  $2.0l$ 지점에서 최대 부모멘트가 발생하고  $3.0l$ 지점에서 영(zero)이 된다.

이를 바탕으로 TR 34 (2003, 2013)<sup>3,5)</sup> 및 ACI 360R-10 (2013)<sup>9)</sup> 설계기준은 집중하중에 의해 슬래브 하부면에서 탄성이론에 근거하여 콘크리트 휨 인장강도에서 균열이 발생하게 된다. 이후, 하중이 증가함에 따라 부모멘트가 발생하여 슬래브 상부에 균열이 발생하고, 최종적으로 파괴가 발생한다. 강섬유에 의한 콘크리트의 연성증가는 슬래브 하부에 발생하는 정모멘트에 기여하게 된다. 강섬유는 균열을 일으키는 응력에는 영향을 주지 않으므로 부모멘트의

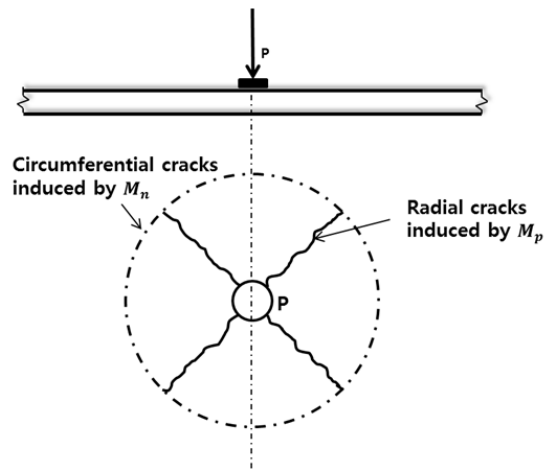


Fig. 1 Flexural fracture model of the ground supported slab due to a point load modified from TR 34 (2003)<sup>3)</sup>

내력증가에는 기여하지 않는 것으로 가정한다. Fig. 1은 집중하중에 의한 강섬유 보강콘크리트 지반슬래브의 휨 파괴형상을 보여준다.

TR 34 (2003)<sup>3)</sup>에서는 강섬유 보강 콘크리트의 바닥슬래브에 대한 설계 휨모멘트(design flexural moment)를 다음과 같이 정의한다.

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

$$M_p = R_{e,3} \frac{f_{ck,fl}}{\gamma} \left( \frac{h^2}{6} \right) \quad (2)$$

여기서,  $M_n$ 과  $M_p$ 는 각각 설계 부모멘트와 정모멘트,  $h$ 는 슬래브 두께,  $\gamma$ 는 콘크리트 재료에 대한 안전계수(=1.5),  $R_{e,3}$ 는 강섬유 보강에 의한 등가 휨강도비,  $f_{ck,fl}$ 는 콘크리트 휨 인장강도로 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$f_{ck,fl} = \left[ 1 + \left( \frac{200}{h} \right)^{0.5} \right] \cdot 0.21 (f_{ck}^{2/3}) \leq 2f_{ck,0.05} \quad (3)$$

여기서,  $f_{ck}$ 는 콘크리트의 실린더(cylinder) 압축강도이며,  $f_{ck,0.05}$ 는 5% fractile 축방향 인장강도이다.

최근의 TR 34 (2013)<sup>5)</sup> 개정에서는 강섬유에 의한 콘크리트의 인성증가 효과를 평균강도 개념의 등가 휨강도비가 아닌 CMOD에 해당되는 잔류 휨강도로서 평가하도록 하였다. 즉, CMOD 균열 0.5 mm와 3.5 mm에 해당되는 잔류 휨강도  $f_{R,1}$ 과  $f_{R,4}$ 로서 강섬유 보강 콘크리트의 정모멘트를 정의하였다. Fig. 2는 TR 34 (2013)<sup>5)</sup>에 정의된 극한 휨 상태에서의 강섬유 보강 콘크리트 바닥슬래브의 응력 및 변형률 분포를 보여준다. 이때, 보강 콘크리트의 인장강도  $\sigma_{R,1}$ 과  $\sigma_{R,4}$ 는 잔류 휨강도  $f_{R,1}$ 과  $f_{R,4}$ 의 각각 45%, 37%로 정의하였다. 따라서, 강섬유 보강 콘크리트 바닥슬래브의 극한 부모멘트는 다음과 같이 정의된다.

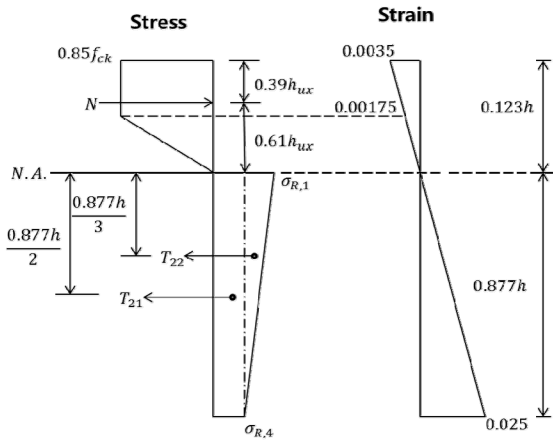


Fig. 2 Stress and strain distributions of the steel fiber reinforced concrete ground floor slab defined in the TR 34 (2013)<sup>5)</sup>

$$M_p = \frac{\left[ T_{2,1} \left( \frac{0.877h}{2} + 0.075h \right) + T_{2,2} \left( \frac{0.877h}{3} + 0.075h \right) \right]}{\gamma} \quad (4)$$

여기서,  $T_{2,1} = 0.88h\sigma_{R,4}$ ,  $T_{2,2} = 0.44h(\sigma_{R,1} - \sigma_{R,4})$ 이다.

계산된 설계 휨모멘트를 바탕으로 항복선 이론에 근거하여 제시된 Meyerhof<sup>6)</sup>식을 이용하여 하중 위치에 따라 내력을 산정한다. 하중의 위치는 하중면의 등가 접촉반경(equivalent radius of contact area of the load)  $a$ 와 상대강성반경(radius of relative stiffness)  $l$ 의 비에 의해 내부(internal)하중, 경계면(edge)하중, 모서리(corner)하중으로 구분하여 Eqs. (5)~(7)로부터 각각의 하중에 대한 내력을 계산한다. 상대강성반경은 앞서 기술한 바와 같이 작용하중에 대한 정모멘트가 영(zero)이 되는 위치로 콘크리트 재료물성치와 지반반력계수(modulus of sub-grade reaction)의 함수이다.<sup>6,7)</sup>

$$P_u = \begin{cases} 2\pi(M_p + M_n) & \text{for } a/l = 0 \\ 4\pi(M_p + M_n) & \text{for } a/l \geq 0.2 \\ 1 - \frac{a}{3l} \end{cases} \quad (5)$$

$$P_u = \begin{cases} \frac{\pi(M_p + M_n)}{2} + 2M_n & \text{for } a/l = 0 \\ \frac{\pi(M_p + M_n) + 4M_n}{1 - \frac{2a}{3l}} & \text{for } a/l \geq 0.2 \end{cases} \quad (6)$$

$$P_u = \begin{cases} 2M_n & \text{or } a/l = 0 \\ \frac{4M_n}{1 - \frac{a}{l}} & \text{for } a/l \geq 0.2 \end{cases} \quad (7)$$

## 2.2 ACI 360R 기준

미국은 유럽의 TR 34 (2003)<sup>3)</sup> 기준을 근거로 지반 바닥슬래브에 대한 설계기준인 ACI 360R-10 (2013)<sup>9)</sup>를 제시하였다. 즉, 강섬유 보강 콘크리트 바닥슬래브의 설계 휨강도는 평균강도 개념인 등가 휨강도비를 이용하여 계산한다. ACI 360R-10에 제시된 내력 산정식은 하중의 등가 접촉반경  $a$ 와 상대강성반경  $l$ 의 비에 따라 내부하중, 경계면하중, 모서리하중에 대해 Eqs. (8)~(11)과 같다. TR 34 (2003 & 2013)에 제시된 Eqs. (5)~(7)과 비교 시 ACI 360R-10는  $a/l$ 의 범위가 아닌 직접적인  $a/l$ 값의 함수로 정의되어 있다. 또한, ACI 360R-10는 다중 집중하중에 의한 영향을 고려하지 않고 있다.

$$P_u = 6 \left( 1 + \frac{2a}{l} \right) (M_n + M_p) \quad (8)$$

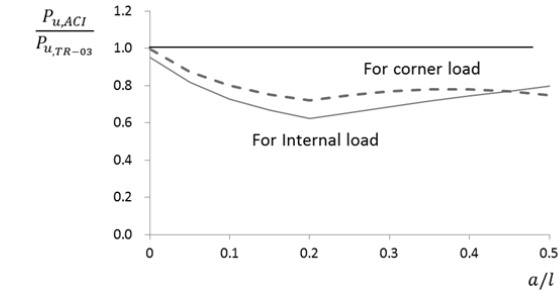
$$P_u = 3.5 \left( 1 + \frac{3a}{l} \right) (M_n + M_p) \quad (9)$$

$$P_u = 2 \left( 1 + \frac{4a}{l} \right) M_n \quad (10)$$

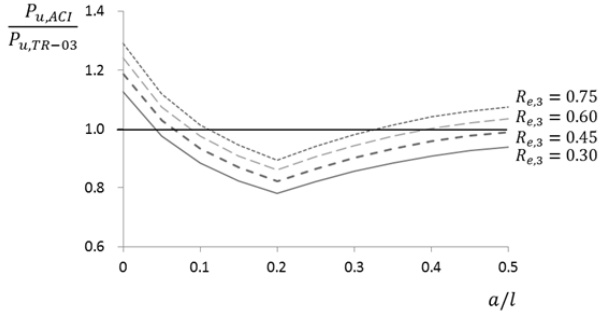
## 2.3 설계기준 비교

TR 34 (2003)<sup>3)</sup> 기준과 ACI 360R-10 (2013)<sup>9)</sup> 기준은 모두 항복선 이론에 근거하여 강섬유 보강 콘크리트 바닥슬래브의 휨 내력식을 제시하였다. 그러나, 내력 산정식은 기준에 따라 다르게 제시하고 있어, 하중면의 등가 접촉반경과 상대 강성비  $a/l$ 에 따른 내력의 차이를 평가할 필요가 있다. Fig. 3이  $a/l$  변화에 따른 TR 34 (2003)과 ACI 360R-10 기준식에 의해 계산되어진 내부하중, 경계면하중, 모서리하중에서의 휨 내력비를 보여준다. 이때, 강섬유 보강 콘크리트 바닥 슬래브의 극한 설계모멘트는 동일하다고 가정하였으며, 안전율은 고려하지 않았다.

내부하중 및 모서리하중은 등가 휨강도비에 관계없이 ACI 360R-10 기준식에 의해 계산되어진 내력( $P_{u,ACI}$ )이 TR 34 (2003)에 의해 계산되어진 내력( $P_{u,TR-03}$ )에 비해 작게 평가되었다. 하중의 등가 접촉반경과 상대강성비가 0.2에서 가장 큰 차이를 보였으며, 내부하중인 경우는 ACI 360R-10이 38%, 모서리하중에서는 28% 과소 평가하였다. 반면에 경계면 하중은 Fig. 3(b)에 보인 바와 같이, 등가 휨강도비에 따라 달리 평가되었다.  $a/l = 0.2$ 일 때, ACI 360R-10에 의해 계산되어진 휨 내력은 등가 휨강도비가 30%에서 75%로 증가함에 따라 TR 34 (2003)에 의해 계산되어진 휨 내력의 0.78배에서 0.89배로 차이가 감소하였다. 해석적 분석결과 TR 34 (2003) 기준식에 비해 ACI 360R-10는 휨 내력을 과소평가하고 있음을 알 수 있다. 그리고, 최근의 TR 34 (2013) 개정에서는 등가 휨강도비가 아닌 각각의 균열에서의 잔류 휨강도로서 강섬유



(a) Internal and corner loads



(b) Free edge load

**Fig. 3** The ratio of ultimate flexural strength of ACI 360R-10 (2013) to TR 34 (2013) for the internal, edge, and corner loads

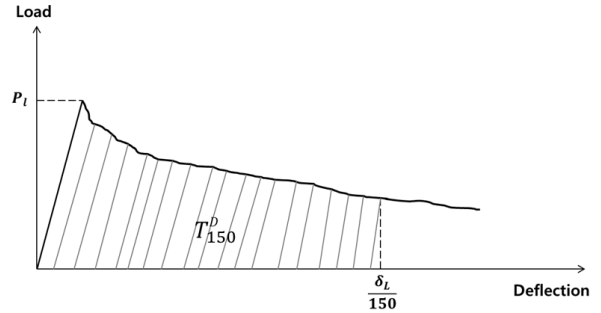
의 보강효과를 고려하고 있다. 그러나, 균열 이후의 잔류 휨강도와 등가 휨강도비에 대한 직접적인 비교가 불가능하다. 따라서, 본 논문에서는 강섬유의 등가 휨강도비와 잔류 휨강도에 의한 휨 내력의 차이를 실험적으로 평가하고자 한다.

### 3. 강섬유 보강 콘크리트의 휨 인장성능 실험

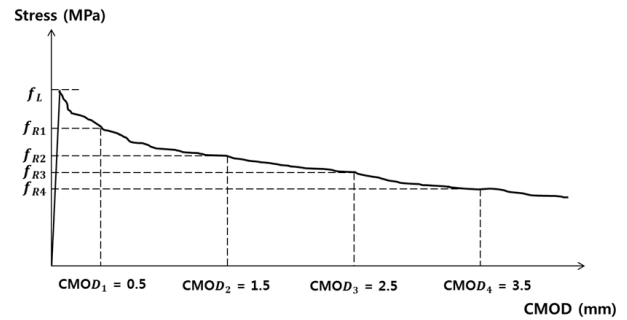
#### 3.1 실험기준

TR 34 (2003)<sup>3)</sup>과 ACI 360R-10 (2013)<sup>9)</sup> 설계기준은 강섬유 보강에 의한 콘크리트 바닥슬래브의 휨 성능을 등가 휨강도비(equivalent flexural strength ratio,  $R_{e,3}$ )로서 평가하도록 하고 있다. 등가 휨강도비  $R_{e,3}$ 는 ASTM C 1609<sup>10)</sup>과 JSCE-SF4<sup>4)</sup>의 강섬유 보강 콘크리트 보 실험에서 측정된 처짐  $L/150$  ( $L$ =보의 길이)까지의 에너지 흡수성능을 균열강도로 나눈 값으로 정의한다. 따라서, 등가 휨강도비는 균열강도 크기에 민감하게 반응한다. 예를 들면, 에너지 흡수성능이 동일한 강섬유 보강 콘크리트인 경우, 균열강도가 작으면  $R_{e,3}$ 는 높게 평가되고, 균열강도가 크면  $R_{e,3}$ 는 낮게 평가된다. Fig. 4(a)는 강섬유 보강 콘크리트 보 실험의 하중-변위 곡선의 예를 보여주는 것으로  $R_{e,3}$ 는 다음의 Eq. (11)과 같이 계산할 수 있다.

$$R_{e,3} = \frac{T_{150}^D}{P_1 \delta_{L/150}} \quad (11)$$



(a) Equivalent flexural strength ( $R_{e,3}$ )



(b) Residual flexural strength ( $f_{R,j}$ )

**Fig. 4** Post-cracking flexural strength of steel fiber reinforced concrete for the design of ground floor slab

여기서,  $T_{150}^D$ 은 처짐  $L/150$ 까지의 에너지 흡수성능,  $P_1$ 는 균열하중,  $\delta_{L/150}$ 은  $L/150$  처짐값이다.

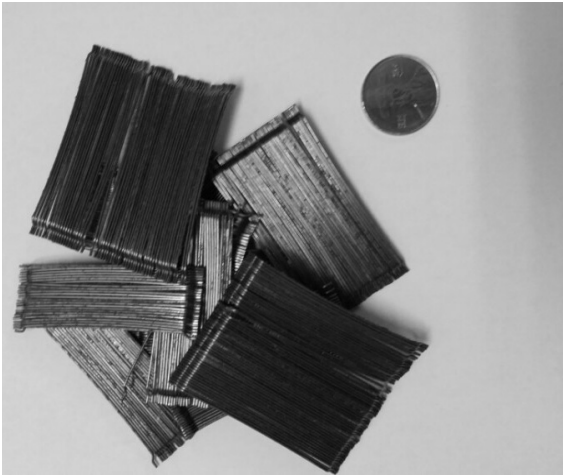
최근의 TR 34 (2013)<sup>5)</sup> 개정에서는 평균강도 개념인 등가 휨강도비가 아닌 BS EN 14651<sup>11)</sup>기준에 의한 특정한 균열선단 개구변위 ( $CMOD_j$ )에 대한 잔류 휨강도(residual flexural strength,  $f_{R,j}$ )로서 강섬유 보강 콘크리트 바닥슬래브를 설계하도록 하고 있다. 휨 성능 산정에는 균열선단 개구변위 0.5 mm ( $CMOD_1$ )과 균열선단 개구변위 3.5 mm ( $CMOD_4$ )에 해당하는 잔류 휨강도  $f_{R,1}$ 과  $f_{R,4}$ 를 사용하는 반면, 푼림전단(punching shear) 성능 산정에는  $f_{R,1}$ 과  $f_{R,4}$ 뿐만 아니라 균열선단 개구변위 1.5 mm ( $CMOD_2$ )과 균열선단 개구변위 2.5 mm ( $CMOD_3$ )에 해당하는 잔류 휨강도  $f_{R,2}$ 와  $f_{R,3}$ 을 사용하도록 하고 있다. 따라서, TR 34 (2013) 개정판은 강섬유 보강 콘크리트 바닥슬래브 설계 시 BS EN 14651 CMOD 실험에서 측정된 강섬유 보강 콘크리트의 균열 이후 휨성능을 직접 반영한다. Fig. 4(b)는 각각의 CMOD 변위에 대한 잔류 휨강도 예를 보여준다.

#### 3.2 실험체 제작 및 실험

강섬유 보강 콘크리트 실험보를 제작하기 위해 자갈과 모래, 시멘트의 건비빔을 먼저 실시한 후, 고성능 감수제가 투입된 물을 섞어 비빔을 실시하였다. 이후 강섬유를 투입하여 강섬유가 골고루 분산될 때까지 비빔을 실시하였다. 본 연구에서 사용된 콘크리트 압축강도는 35 MPa, 슬럼프값은 콘크리트 공사에서 일반적으로 사용되고 있는 15 cm 이상으로 배합을 설정하여 시멘트량, 골재량,

**Table 1** Mix proportion of concrete (kg/m<sup>3</sup>)

Cement	Water	Gravel	Sand	Silica fume	Plasticizer
400	198	1065	663	20	1.2



**Fig. 5** Picture of the steel fiber

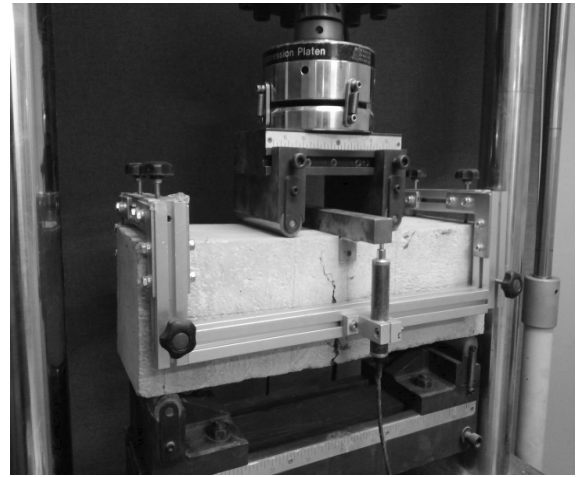
고성능 감수제량을 결정하였다. Table 1이 본 연구에서 사용된 콘크리트의 배합비이다.

비빔 후 굳지 않은 콘크리트는 150×150×500 mm 강제 몰드(ASTM C 1609 휨시험)와 150×150×550 mm 강제 몰드(BS EN 14651 CMOD 휨시험)에서 24시간 동안 실험실에서 양생되었으며, 양생 중 수증기의 증발을 방지하기 위해 표면에는 비닐을 덮어 두었다. 24시간 실험실 양생 후 몰드에서 꺼낸 ASTM 실험보는 실험 24시간 전까지 23±1°C 수조에서 양생하였다. 반면에 CMOD 실험보는 실험 실시 3일 전에 수조에서 꺼내어 균열을 유도하기 위한 노치(notch)를 제작한 후 다시 수조에 넣어 실험 실시 24시간 전까지 수조에서 양생하였다.

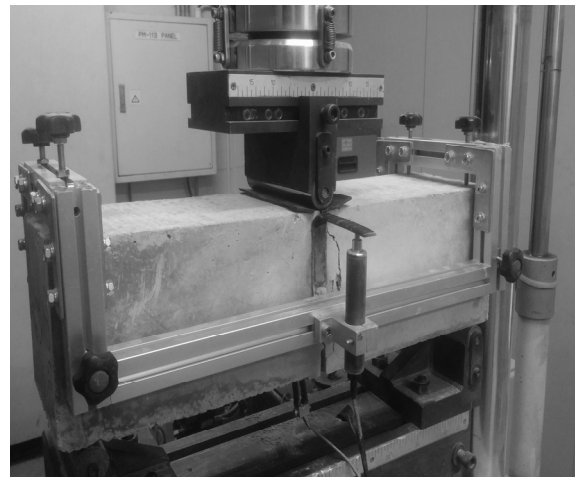
노치는 실험체의 중앙 하부에 깊이(depth) 12.5 mm, 폭(width) 5 mm의 홈을 생성시켰다. 본 연구에서 사용된 강섬유는 hooked-end 형태로 길이 60 mm, 두께 0.75 mm로 형상비(섬유의 길이에 대한 지름 비)가 80인 강섬유를 사용하였다(Fig. 5 참조). 강섬유의 인장강도는 1,200 MPa이며, 혼입률은 부피비 0.5%로 무게로 환산하면 40 kg/m<sup>3</sup>에 해당된다. 실험에 대한 신뢰성을 확보하기 위해 ASTM 실험보와 CMOD 실험보를 각각 10개씩 제작하였다.

ASTM 휨시험은 ASTM C 1609 (2007) 규정을 준수하여 300 kN 용량의 재료시험기를 사용하여 실시되었다. 실험보를 지지하기 위해 재료시험기의 하부에 강제 하중지지대를 설치하였다. 단순지지 경계조건을 만족시키기 위해 하중지지대에 강제 롤러로 구성된 지지점을 설치하였으며, 지지점과 지지점 사이의 거리는 450 mm이다. 실험보는 콘크리트 타설방향을 측면으로 하여 지지점 강제롤러에 올려졌으며, 실험보 하부와 지지점 강제 롤러 사이에는 고무판을 설치하여 지지력을 균등하게 작용시켰다.

실험보에 하중을 가력하기 위해 재료시험기 상부에 강



(a) Test for equivalent flexural strength ( $R_{e,3}$ )



(b) Test for residual flexural strength ( $f_{R,j}$ )

**Fig. 6** Flexural tests of steel fiber reinforced concrete beam according to (a) ASTM C 1609 and (b) BS EN 14651

재 하중가력대와 하중가력장치를 설치하였다. 두 개의 균등한 집중하중을 가력하는 4점 휨시험을 수행하였으며, 하중가력점 사이의 거리는 150 mm로 순수 휨응력을 받는 구간이다. 하중은 하중계(load cell)를 사용하여 측정하였으며, 실험보의 상부와 하중가력강재 사이에는 고무판을 설치하여 콘크리트의 국부 균열을 방지하였을 뿐 아니라 하중을 균등하게 작용할 수 있게 하였다.

실험 시 보의 중앙 하부에서 측정된 처짐은 보의 실제 처짐뿐 아니라 하중가력장치의 탄성 및 비탄성 거동에 의한 시편의 미끄러짐에 의한 부가적인 처짐을 포함한다. Gopalaratnam et al. (1991)는 균열강도 도달 시 보의 중앙 하부에서 측정되는 처짐이 실제 처짐보다 약 2배에 가깝다고 보고하였다. 따라서, 본 논문에서는 ASTM C 1609 (2007)의 제안에 따라 특수 제작된 처짐 측정 장치를 사용하여 부가적인 처짐을 제외하고 실험보의 실제 처짐을 측정하였다. 또한 보의 중앙 앞면과 뒷면에는 변위계를 각각 설치하여 편심을 제어하였다. 하중은 재료시험기에 부착된 변위계를 0.2 mm/min.의 속도로 실험이 끝날 때까지, 450 mm의 1/150인 3 mm 처짐을 확보할 때까지 약 10

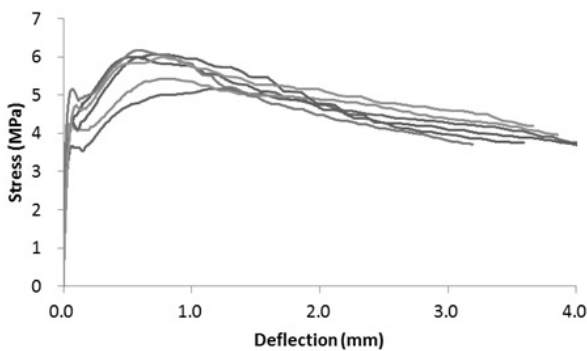
본 동안 지속되었다. Fig. 6(a)는 ASTM C 1609 강섬유 보강 콘크리트 보의 4점 휨 실험 광경이다.

CMOD 휨실험은 BS EN 14651 규정을 준수하여 ASTM 휨실험과 동일한 300 kN 용량의 재료시험기를 사용하여 실시되었다. 실험보 지지를 위한 하중지지대, 실험보에 하중 가력을 위한 하중가력대, 단순지지 경계조건을 만족시키기 위한 롤러 등 CMOD 휨실험 조건은 ASTM 휨실험과 매우 흡사하다. 그러나 지지점과 지지점 사이의 거리는 500 mm이며, 하중은 실험보의 중앙에서 가력되는 3점 휨실험으로, 실험체의 중앙 하부에 시험보의 폭 방향으로 전체높이 1/6에 해당하는 12.5 mm의 홈을 두어 균열을 유도한 것 등은 ASTM 휨실험과 다른 사항이다.

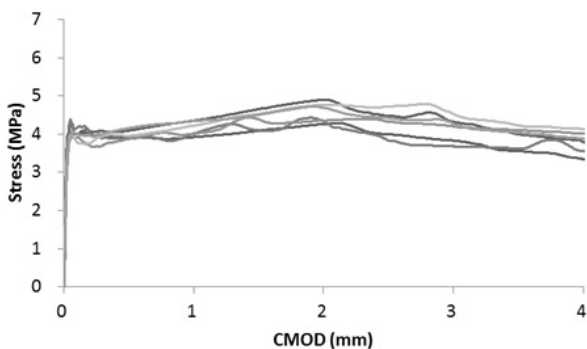
실험보의 하부에 제작된 홈의 균열선단 개구변위(CMOD)를 측정하기 위하여 용량 5 mm의 Clip on Gage를 사용하였다. 하중은 하중계(load cell)로 측정되었으며, 하중은 재료시험기에 부착된 변위계를 0.2 mm/min.의 속도로 3.5 mm CMOD를 확보할 때까지 약 15분 동안 지속되었다. Fig. 6(b)는 BS EN 14651 강섬유 보강 콘크리트 보의 CMOD 휨실험 광경이다.

### 3.3 실험결과 및 고찰

ASTM 휨실험에서 측정된 응력-처짐 선도와 CMOD 휨실험에서 측정된 6편의 실험보에 대한 응력-CMOD 선도를 Fig. 7에 도시하였다. 총 10편의 실험 중 4편의 시험체



(a) Stress and deflection curve



(b) Stress and CMOD curve

Fig. 7 Stress-deflection and stress-CMOD curves obtained from the ASTM and CMOD flexural tests, respectively

는 설치와 측정 시의 다양한 오차 등에 의해서 본 실험 결과 해석에는 제외하였다.

등가 휨강도 측정을 위한 ASTM 휨실험에서 응력은  $PL/(bd^2)$ 로 계산되었으며, 잔류 휨강도 측정을 위한 CMOD 휨실험에서의 응력은  $3PL/(2bh_{sp}^2)$ 로 계산되었다. 여기서,  $P$ 는 작용하중,  $L$ 은 보의 지간,  $b$ 는 보의 폭,  $d$ 는 보의 깊이,  $h_{sp}$ 는 홈의 높이를 제외한 보의 높이이다. 처짐은 ASTM 실험보의 중앙에 설치된 LVDT에서 측정하였으며, CMOD는 실험보 하부의 홈 사이에 설치된 Clip on Gage를 통해 측정하였다.

균열 이전구간에서 ASTM 실험보의 응력-처짐 선도와 CMOD 실험보의 응력-CMOD 선도는 탄성거동하며, 거의 일치하는 것으로 평가된다. 콘크리트 균열 발생은 ASTM 실험보의 강성을 떨어지게 하여 응력-처짐 선도의 기울기가 크게 감소하였으나, 잔류응력의 크기는 최대강도에 도달할 때까지 지속적으로 증가하였다. 최대강도는 약 0.7 mm의 처짐에서 측정되었으며, 그 후 잔류응력은 서서히 감소하여 처짐 3 mm (지간의 1/150)에서 잔류강도는 균열강도와 비슷한 크기의 응력 수준을 유지하였다.

CMOD 실험보에서는 콘크리트 균열 발생 후 일시적인 응력 감소 현상이 발생하였으나, 곧이어 응력을 회복하였다. CMOD 3.5 mm에 도달할 때까지 잔류응력의 크기는 큰 변화 없이 균열강도와 비슷한 응력 수준을 유지하였다.

총 6편의 ASTM 휨 실험에서 측정된 균열강도  $f_1$ , 최대강도  $f_u$ , 처짐  $L/600$  ( $=0.75$  mm)시의 강도  $f_{600}^D$ , 처짐  $L/150$  ( $=3$  mm)시의 강도  $f_{150}^D$ , 처짐  $L/600$  ( $=0.75$  mm)까지의 에너지 흡수 성능  $T_{600}^D$ , 처짐  $L/150$  ( $=3$  mm)까지의 에너지 흡수 성능  $T_{150}^D$ , 처짐  $L/150$  ( $=3$  mm)까지의 등가 휨강도비  $R_{e,3}$ 의 평균값과 표준편차를 Table 2에 정리하였다. 균열강도는 콘크리트에 휨 인장균열을 발생시키는 응력으로 응력-처짐 선도의 기울기가 처음으로 급변하는 지점으로 정의하였으며, 탄성구간의 마지막 단계이다. 최대강도는 ASTM 휨 실험에서 측정된 최대 응력으로 결정하였다.

Table 2 Average value for the ASTM flexural test results

$f_1$ (MPa)	$f_u$ (MPa)	$f_{600}^D$ (MPa)	$f_{150}^D$ (MPa)	$T_{600}^D$ (Joule)	$T_{150}^D$ (Joule)	$R_{e,3}$
4.68	6.42	6.22	4.63	29.8	122.6	1.18 (0.09)

Note) value in parenthesis is standard deviation

Table 3 Average value for the CMOD flexural test results

$f_L$ (MPa)	$f_{R,1}$ (MPa)	$f_{R,2}$ (MPa)	$f_{R,3}$ (MPa)	$f_{R,4}$ (MPa)
4.10	4.29 (0.46)	4.82 (0.66)	4.72 (0.62)	4.33 (0.57)

Note) values in parentheses are standard deviation

CMOD 휨 실험에서 측정된 균열강도  $f_L$ 은 ASTM 휨 실험의 균열강도  $f_1$ 과 같은 개념으로 취급할 수 있다. 총 10편의 휨 실험에서의 측정된 CMOD 0.5 mm 도달 시의 휨 강도  $f_{R,1}$ , CMOD 1.5 mm시의 휨 강도  $f_{R,2}$ , CMOD 2.5 mm시의 휨 응력  $f_{R,3}$ , CMOD 3.5 mm시의 휨 응력  $f_{R,4}$ 의 평균값과 표준편차를 Table 3에 정리하였다.

#### 4. 강섬유 보강 콘크리트 지반 바닥슬래브의 설계 휨성능 평가

##### 4.1 설계조건

지반 바닥슬래브의 설계 성능은 지반의 반력계수와 재료의 물성치, 슬래브 두께에 의해 결정된다. 재료의 물성치는 강섬유 보강 콘크리트 보의 인장성능 실험 조건과 동일하게 하였다. 즉, 콘크리트의 압축강도는 35 MPa, 강섬유의 인장강도는 1,200 MPa, 형상비는 80인 hook-end 형상으로 혼입률은 부피비 0.5%이다.

유럽의 TR 34 (2003)과 미국의 ACI 360R-10 (2013) 기준에 의한 설계는 ASTM C 1609에 의해 평가되어진 등가 휨강도비( $R_{e,3}$ )로 강섬유의 보강효과를 고려한다. 반면에, TR 34 (2013)에서는 잔류 휨강도( $f_{R,i}$ )로서 강섬유 보강 콘크리트 바닥슬래브를 설계하도록 하고 있어, BS EN 14651기준에 의해 측정된 균열선단 개구변위 0.5 mm (CMOD1)과 3.5 mm (CMOD4)에 해당하는 잔류 휨강도  $f_{R,1}$ 과  $f_{R,4}$ 를 사용하였다.

슬래브 두께는 설계기준(TR 34, 2003 & 2013)에서 일반적으로 150 mm 이상으로 정의하고 있다. 따라서, 본 연구에서는 150~300 mm 두께의 슬래브를 고려하여 그 영향을 평가하였다. 지반반력계수는 상대강성반경 계산 시 주요한 영향인자로서 하중의 등가 접촉반경과의 비율에 의해 하중의 위치별, 즉, 내부하중, 경계면하중, 모서리하중 작용에 대한 내력 산정에 사용된다. 따라서, 하중면의 등가 접촉반경과 상대 강성비  $a/l$ 에 따른 내력의 차이를 평가할 필요가 있어, 본 연구에서는  $a/l$  변화에 따른 설계 기준식 TR 34 (2003)과 ACI 360R (2010)에 의해 계산되어진 내부하중, 경계면하중, 모서리하중에서의 극한 내력비를 보여준다. 이때, 하중 및 재료의 안전계수는 고려하지 않았다.

##### 4.2 보강 지반슬래브의 설계 휨강도 계산

설계 휨강도는 Eqs. (1), (2)와 (4)에 보인 바와 같이, 콘크리트 인장강도와 슬래브 두께, 강섬유의 보강효과를 고려하여 계산되어진다. 콘크리트 인장강도는 휨 인장강도로 평가되지만, 미국과 유럽의 설계기준에서 약간의 차이가 있다. 미국의 설계기준<sup>9)</sup>은 일반 콘크리트와 동일하게 콘크리트 압축강도의 0.5배곱으로 휨 인장강도( $f_r = 0.63 \sqrt{f_{ck}}$ )를 계산하고, 유럽의 설계기준<sup>4),8)</sup>은 Eq. (3)에 보인 바와

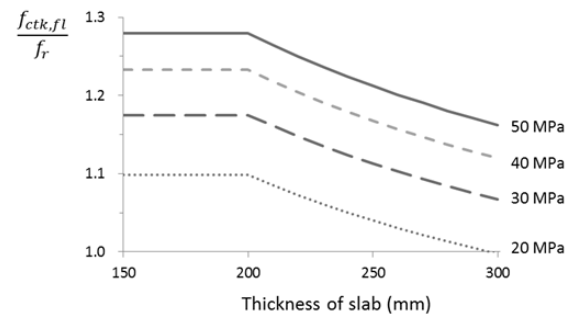


Fig. 8 Ratio of the flexural tensile strength of concrete calculated from TR 34 (2003 & 2013) to that from ACI 360R-10 (2013)

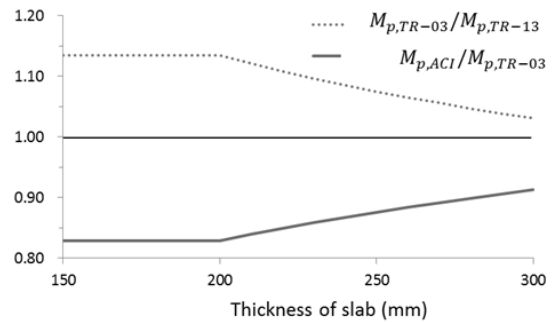
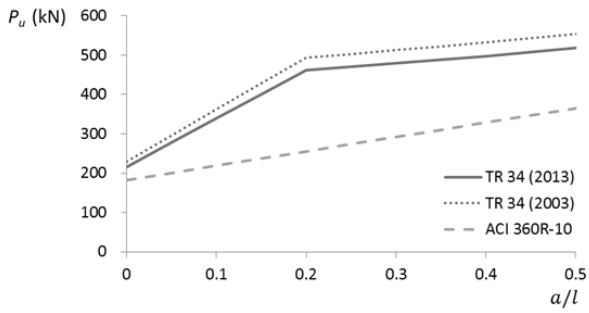


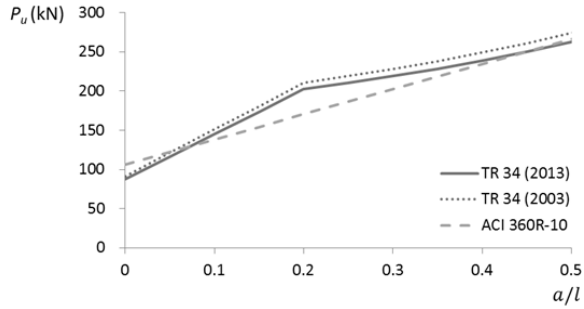
Fig. 9 Comparison of the ultimate design positive moment  $M_p$  between TR 34 (2003), TR 34 (2013), and ACI 360R-10 (2013) for concrete compressive strength of 35 MPa

같이 콘크리트 압축강도와 슬래브 두께를 함께 고려하여 휨 인장강도( $f_{ctk,fl}$ )를 계산한다. 따라서, Fig. 8에 나타난 바와 같이, 유럽의 설계기준<sup>4),8)</sup>은 미국기준<sup>9)</sup>에 비해 휨 인장강도를 크게 평가하였으며, 콘크리트의 압축강도가 감소할수록, 슬래브 두께가 증가할수록 그 차이는 줄어들었다. 즉, 압축강도 20 MPa, 두께 300 mm일 때 두 기준에 의해 계산되어진 휨 인장강도는 거의 동일하게 나타났다. 그리고, 슬래브 두께 200 mm까지는 두께에 따른 콘크리트 휨 인장강도의 변화 없이 콘크리트 압축강도에 따른 변화만 나타났다. 설계조건인 슬래브 두께 150 mm, 콘크리트 압축강도 35 MPa일 때 유럽기준에 의해 계산되어진 휨 인장강도는 4.49 MPa로 미국기준에 의해 계산되어진 3.73 MPa보다 1.21배 크게 나타났다.

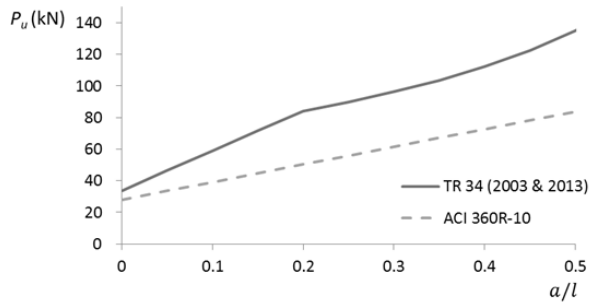
콘크리트 압축강도 35 MPa에 대하여 슬래브 두께가 증가함에 따라 TR 34 (2003 & 2013)에 의해 계산되어진 설계 정모멘트(각각  $M_{p,TR-03}$ ,  $M_{p,TR-13}$ )와 ACI 360R-10에 의해 계산되어진 설계 정모멘트( $M_{p,ACI}$ )를 비교하였다(Fig. 9 참조). 등가 휨강도비로서 계산되어진  $M_{p,TR-03}$ 는 잔류 휨강도로 계산되어진  $M_{p,TR-13}$ 에 비해 약 3~13% 크게 평가되었으며, 두께가 증가할수록 그 차이는 줄어들었다. ACI 360R-10과 TR 34 (2003)의 설계 휨강도 차이는 휨 인장강도의 차이에서 나타난 것이다. 즉, 슬래브 두께 150 mm, 콘크리트 압축강도 35 MPa일 때 강섬유 보강효과를 등가



(a) Internal point load



(b) Edge point load

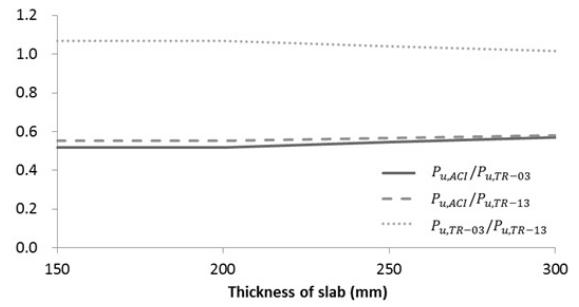


(c) Corner point load

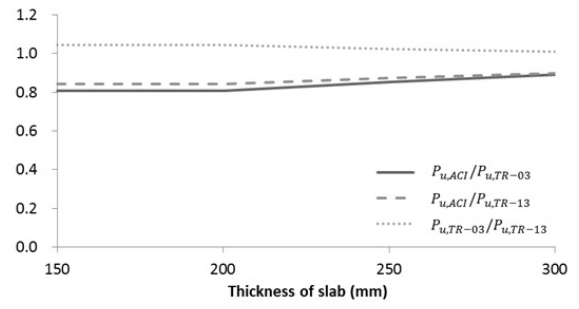
**Fig. 10** Ultimate flexural capacity of the ground supported slab with a thickness of 150 mm and concrete compressive strength of 35 MPa

휨강도비로 고려하는 TR 34 (2003), ACI 360R-10는 설계 정모멘트가 각각 19,840 N·mm, 16,450 N·mm로 콘크리트 휨 인장강도 비례와 동일하게 TR 34 (2003)가 1.21배 크게 평가되었다. 따라서, 설계기준에 따른 콘크리트 휨 인장강도를 동일하게 가정한다면 등가 휨강도비를 고려하는 ACI 360R-10과 TR 34 (2003)에 의해 계산되어진 설계 휨강도는 동일하다.

Fig. 10이 측정된 등가 휨강도비와 잔류 휨강도에 의해서 계산되어진 강섬유 보강 콘크리트 바닥슬래브의 하중 위치별 집중하중에 대한 휨 내력을 비교한 것이다. 이때, 안전율은 고려하지 않았다. 내부 하중에 대해서는 등가 휨강도비에 의해 계산되어진 ACI 360R-10 설계강도( $P_{u,ACI}$ )가 TR 34 (2003) ( $P_{u,TR-03}$ )에 비해 21~48% 작게 평가되었다. 특히,  $a/l = 0.2$ 인 지점에서 최대 48%의 차이가 발생하였다. 하중이 슬래브 경계지점에 위치한 경우는 Fig. 10(b)에 보인 바와 같이,  $a/l$ 가 증가함에 따라  $P_{u,ACI}$  내력이  $P_{u,ACI}$ 의 0.92~1.17배로 나타났다.



(a) Internal point load



(b) Edge point load

**Fig. 11** Ratio of the increase in the design ultimate capacity of the ground supported slab for the concrete compressive strength of 35 MPa with a variance in the thickness of slab

경계하중에 대해서도 내부하중과 동일하게  $a/l = 0.2$ 에서 최대 19%의 차이가 발생하였다. 강섬유 보강에 따른 인장성능 향상을 직접적인 잔류강도로서 평가하는 TR 34 (2013) ( $P_{u,TR-13}$ )는 하중의 내부와 경계지점에서 Fig. 10(a)-(b)에 보인 바와 같이, TR 34 (2003) 설계강도( $P_{u,TR-03}$ )의 각각 0.93, 0.96배였다.

슬래브 모서리에서의 하중내력은 Eqs. (7) and (10)와 같이 강섬유 보강에 따른 인장성능 향상 효과를 고려하지 않고 무근 콘크리트의 휨 인장성능만으로 평가한다. 따라서, 강섬유 보강 콘크리트의 인장성능 평가방법에 따른 차이 없이 ACI 360R-10에 의해 계산되어진 설계 휨강도가 TR 34 (2003 & 2013)보다 작게 평가되었다.  $a/l = 0.2$ 일 때  $P_{u,ACI}$  값이 약 40% 작게 평가되었으며,  $a/l$ 가 증가함에 따라 그 차이는 증가하였다. 제한적인 실험 결과이지만, 등가 휨강도비에 근거한 ACI 360R-10 기준에 의해 평가된 휨 성능은 TR 34 (2003 & 2013)에 비해 과소 평가하고 있는 것으로 판단된다. 그리고, 직접적인 잔류 휨강도로서 평가하는 TR 34 (2013)은 등가 휨강도비로 계산되어진 TR 34 (2003)에 비해 휨 내력을 다소 작게 평가하고 있지만, 그 차이는 크지 않았다.

또한, 본 연구에서는 슬래브의 두께 변화에 따른 강섬유 보강 콘크리트 바닥 슬래브의 하중 위치별 휨 내력을 평가하였다. 강섬유 보강에 따른 콘크리트의 인장성능 향상은 35 MPa 콘크리트 압축강도, 0.5% 강섬유 혼입율에 대한 보강 콘크리트 보 실험에서 측정된 값을 사용하였다. Fig. 11은  $a/l = 0.2$ 에 대하여 슬래브 두께 변화에



다른 내부 및 경계 지점에서의 설계기준별 휨 내력의 차이를 보여준다. 슬래브 두께 변화에 따라 설계기준별 휨 내력의 차이는 거의 나타나지 않았다. 내부에 작용되는 하중에 대하여 슬래브 두께 150~300 mm 범위에서  $P_{u,ACI}$  는 TR 34에 의해 계산되어진 설계강도( $P_{u,TR-03}$ ,  $P_{u,TR-13}$ )의 0.52~0.58배, 경계면 하중에 대해서는 0.81~0.89배로 거의 유사한 비례를 보였다.

## 5. 결 론

본 연구에서는 등가 휨강도비와 잔류 휨강도에 따른 강섬유 보강 콘크리트의 지반 슬래브 설계 휨 내력을 비교 평가하였으며, 본 연구의 주요 결론은 다음과 같다.

- 1) 등가 휨강도비 산정을 위한 ASTM 실험보와 잔류 휨강도 측정을 위한 CMOD 실험보는 균열 이전 구간에서는 거의 동일한 탄성거동을 보였다. 균열 발생 이후 CMOD 실험보는 균열전단 개구변위 3.5 mm에 도달할 때까지 균열강도와 비슷한 수준의 응력을 유지하였다. ASTM 실험보도 처짐  $L/150$ 까지 균열강도와 비슷한 크기의 응력수준을 유지하였다. 그러나, 특정 균열에 해당되는 직접적인 잔류응력으로 평가하는 CMOD 실험보에 비해 목표 처짐까지의 에너지 흡수능을 균열강도의 비로써 계산하는 등가 휨강도비는 균열강도의 크기 결정에 주의가 필요할 것으로 판단된다.
- 2) 콘크리트의 휨 인장강도 평가 시 유럽의 설계기준 (TR 34, 2003 & 2013)은 콘크리트의 압축강도와 슬래브의 두께를 함께 고려하였다. 따라서, 유럽의 TR 34 (2003 & 2013) 설계기준이 미국의 ACI 360R-10 (2013) 기준에 비해 휨 인장강도를 크게 평가하였으며, 콘크리트의 압축강도가 감소할수록, 슬래브 두께가 증가할수록 그 차이는 감소하였다. 그리고, 슬래브 두께 200 mm까지는 두께에 따른 콘크리트 휨 인장강도의 변화가 없었으며, 콘크리트 압축강도에 따른 변화만 나타났다.
- 3) 등가 휨강도비로 평가하는 TR 34 (2003)의 설계 정모멘트는 잔류 휨강도로서 평가되는 TR 34 (2013)에 비해 약 3~13% 크게 평가되었으며, 슬래브 두께가 증가할수록 그 차이는 감소하였다. ACI 360R-10과 TR 34 (2003)의 설계 정모멘트 차이는 콘크리트 휨 인장강도의 차이에서 나타났다.
- 4) 계산되어진 설계 모멘트를 바탕으로  $a/l$ 에 따른 설계 휨 내력은 ACI 360R-10 기준이 TR 34 (2003 & 2013)에 비해 과소평가하였다. 내부하중에 대해서  $a/l = 0\sim 0.5$  범위에서 ACI 360R-10이 TR 34 (2003)에 비해 21~48% 작게 평가되었고, 경계지점에서는 0.92~1.17배로 나타났다. 직접적인 잔류 휨강도로서 평가하는 TR 34 (2013)은 등가 휨강도비로 계산되

어진 TR 34 (2003)에 비해 휨 내력을 다소 작게 평가하고 있지만, 그 차이는 크지 않았다.

- 5) 슬래브 모서리에서의 하중내력은 강섬유 보강에 따른 인장성능 향상 효과를 고려하지 않고 무근 콘크리트의 휨 인장성능만으로 평가한다. 따라서, 강섬유 보강 콘크리트의 인장성능 평가방법에 따른 차이 없이 ACI 360R-10가 TR 34 (2003 & 2013)에 비해 휨 내력을 작게 평가하였다.  $a/l=0.2$ 일 때 약 40% 작게 평가하였으며,  $a/l$ 가 증가함에 따라 그 차이는 증가하였다.

본 연구 결과는 제한적인 실험에 의한 결과로서, 향후 강섬유 형상과 콘크리트 강도 등에 따른 영향을 실험적으로 평가할 필요가 있다. 또한, 강섬유 보강 바닥 슬래브의 내력에 대한 실험적 평가를 통한 설계기준별 비교 검토가 필요하리라 여겨진다.

## References

1. Lee, C.D., Hong, G.H., Seo, C.H., and Yu, T.D., "Verification of load-carrying capacity of steel fiber reinforced concrete slab-on-grade", *KCI Fall Conference*, 2007, pp.337-340 (in Korean).
2. Jung, W.K., Hong, G.H., Lee, C.D., Seo, C.H., and Yu, T.D., "Experiment study about structural performance of SFRC slabs on grade", *KCI Fall Conference*, 2007, pp.197-200 (in Korean).
3. Technical Report (TR) 34, *Concrete industrial ground floors: A guide to design and construction*, 3rd Edition, Concrete Society, Crowthorne, 2003, UK.
4. JSCE SF-4, *Method of tests for flexural strength and flexural toughness of SFRC*, The Japanese Society of Civil Engineers(JSCE), Japan Concrete Institute, 1985, Japan.
5. Technical Report (TR) 34, *Concrete industrial ground floors: A guide to design and construction*, 4th Edition, Concrete Society, Crowthorne, 2013, UK.
6. Westergaard, H.M., "Computation of stresses in concrete roads", *Proceedings of the 5th Annual Meeting of the Highway Research Board*, Vol.5, Part.1, 1925, pp.90-112.
7. Westergaard, H.M., "Stresses in concrete pavements computed by theoretical analysis", *Public Roads*, Vol.7, No.2, 1926.
8. Meyerhof, G.G., "Load carrying capacity of concrete pavement", *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Divisions*, Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Vol.88, June 1962, pp.89-166.
9. ACI 360R-10, *Guide to design of slabs-on-ground*, American Concrete Institute (ACI), Farmington Hills, 2013, MI.
10. ASTM C 1609/C 1609M-07, *Standard test method for flexural performance of fiber reinforced concrete (using beam with third-point loading)*, American Society of Testing

Materials (ASTM), West Conshohocken, 2007, PA.

11. BS EN 14651:2005, *Test method for metallic fibre concrete-measuring the flexural tensile strength (limit of proportionality,*

*residual)*, European Committee for Standardization(CEN), Brussels, 2007, UK.

---

**요 약** 강섬유가 보강된 콘크리트의 지반 바닥슬래브는 소성해석법인 항복선 이론을 바탕으로 평균강도 개념인 등가 휨 강도 비로서 설계 휨강도를 평가하였다. 최근 유럽의 설계기준에서는 강섬유에 의한 인장성능을 균열이후의 잔류 휨강도를 직접 평가 하도록 하였다. 따라서, 본 연구에서는 기존의 등가 휨강도비와 잔류 휨강도에 따른 인장성능을 실험적으로 평가하고, 하중의 등가 접촉반경과 상대강성반경 비에 의해 하중 위치별 휨 내력을 평가하였다. 설계 휨 내력은 ACI 360R-10 기준이 TR 34 (2003 & 2013)에 비해 과소 평가하였다. 또한, 잔류 휨강도로서 평가하는 TR 34 (2013)은 등가 휨강도비로 계산되어진 TR 34 (2003)의 휨 내력에 비해 다소 작게 평가하고 있지만, 그 차이는 크지 않았다.

**핵심용어** : 등가 휨강도비, 잔류 휨강도, 강섬유 보강 콘크리트, 지반 바닥슬래브, 항복선 이론