

일방향 중공슬래브의 휨강도 산정방법에 관한 연구

김 현 수¹ · 임 준 호² · 강 주 원^{3*}

¹선문대학교 건축학부, ²영남대학교 대학원 건축학과, ³영남대학교 건축학부

A Study on the Calculation Method for Flexural Strength of One-way Hollow Slabs

Hyun-Su Kim¹, Jun-Ho Lim² and Joo-Won Kang^{3*}

¹Division of Architecture, Sunmoon University, Asan-si, 336-708, Republic of Korea

²Department of Architecture, Graduate School, Yeungnam University, Gyeongsan, 712-749, Republic of Korea

³School of Architecture, Yeungnam University, Gyeongsan, 712-749, Republic of Korea

Abstract

The hollow slab has advantages that its self-weight does not greatly increase notwithstanding the increase of its thickness and its flexural performance does not significantly degrade in comparison with general reinforced concrete slab. However, the utilization of the hollow slab is currently being underestimated in spite of structural system that enables economic design of building and construction of eco-friendly structure. The significant reasons for this situation is that the method of structural analysis and design for hollow slab is not generalized.

In this study, to consider practical compressive zone of hollow slab, the equation for its flexural strength is proposed by the volume of compressive stress block according to neutral axis location in hollow section assumed. Existing estimation method of flexural strength of hollow slab considering only compressive zone above hollow part is evaluated as the most conservative method and the method estimating flexural strength by two alternative cross-section of hollow slab is evaluated as more practical method.

Keywords : one-way hollow slab, flexural strength, neutral axis

1. 서 론

1.1 연구의 목적

철근콘크리트는 압축력과 철근 인장력의 조합으로 효율적이며, 강재에 비해 저렴하고 경제적인 재료로서 많이 애용되고 있다. 그러나 자중이 커서 슬래브의 두께가 증가되면 슬래브의 중량이 증가 될 뿐만 아니라 기둥, 벽, 기초 등과 같은 수직부재의 크기가 증가되기 때문에 건축물 전체의 중량 및 소요 물량이 증가되어 건축물의 경제성을 떨어뜨리고 지진하중을 증가시키기 때문에 건축물에 있어 부정적인 요인으로 작용하게 된다. 이러한 환경적, 기능적인 요구에 의해 철근콘크리트 구조물에서 콘크리트의 사용량을 줄이기 위한 다

양한 연구와 노력이 이루어지고 있다. 이러한 사회·경제적 요구에 슬래브의 자중을 경감시킬 목적으로 다양한 바닥판 시스템의 개발이 계속적으로 진행되고 있으며, 중공슬래브도 이러한 바닥시스템 중 하나이다(Son *et al.*, 2010).

중공슬래브는 중공에 의해 생기는 'I'형태의 단면이 휨에 효율적으로 저항하므로 기존의 일반슬래브에 비해서 휨성능이 크게 저하되지 않는 장점이 있다. 또한 동일 두께의 일반 콘크리트 슬래브와 비교하여 건물의 층고를 낮출 수 있기 때문에 공동주택 및 사무실 등에서 효과적으로 사용될 수 있다(Kim *et al.*, 2009). 이러한 경제적인 건물 설계 및 친환경 구조물 구현을 가능하게 하는 시스템에도 불구하고 중공슬래브의 활용도는 현재로서는 낮다고 할 수 있다. 특히 국내의 건축분야에 있어서는 매우 낮은 편이다. 이러한 현 상황의

* Corresponding author:

Tel: +82-53-810-2429; E-mail: kangj@ynu.ac.kr

Received: November 12, 2012; Revised: December 10, 2012

Accepted: December 10, 2012

©2012 by Computational Structural Engineering Institute of Korea

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

가장 큰 이유는 중공슬래브의 적용을 위한 구조해석 및 설계 방법이 일반화되어 있지 않다는 것이다. 중공슬래브에 대한 많은 연구가 수행되고 있지만, 실무기술자들이 실질적으로 활용하기에 용이한 구조설계기준식이 제대로 제시되지 못하고 있는 실정이다. 따라서, 실질적인 압축영역을 고려한 휨강도 설계방법이 제시될 필요가 있다.

기존 중공슬래브의 휨설계는 철근비의 제한과 중립축의 위치를 통하여 콘크리트 압축영역의 압축블럭 크기를 결정하게 된다. 중립축의 위치가 중공부 상부 플랜지 내부에 위치할 때, 압축응력은 중립축 상부의 콘크리트 부분이 감당하게 되고 인장응력은 중립축 하부의 철근이 담당하게 되어 콘크리트 중공부는 바닥구조에 영향을 미치지 않게 된다. 만약 압축블럭의 크기가 중공부에까지 내려오게 되면 압축블럭을 추가로 가산하여 휨내력을 계산하도록 하고 있다. 이러한 국내 중공슬래브의 휨설계에 있어 기존 콘크리트 구조설계의 적용은 지나치게 보수적인 경우라 판단된다. 따라서 본 연구에서는 실질적인 압축영역을 고려하기 위해 가정한 중공 단면 형상을 중립축 위치 변화에 따라 압축영역을 산정하였으며 실험에 의한 추정결과를 비교분석하여 일방향 중공슬래브의 휨성능을 평가하고자 한다.

1.2 연구의 방법 및 절차

기존 슬래브 시스템에 대한 중공슬래브의 특성을 비교하기 위하여 일방향 중공슬래브 시스템을 예제 구조물로 선정하였다. 일방향 중공슬래브는 중공형상 및 단면산정 방법에 따라 휨강도가 다르게 나타나므로 사용 가능한 중공형성체(THP 주름관)를 고려하여 모델을 선정하였다. 6개의 실험체를 제작하였으며, 순수 휨거동을 유도하기 위하여 복근이 아닌 단근(하단)배근으로 계획하였다. 각 실험체간의 비교를 통하여 휨성능을 분석하고자 단일 중공형성체와 복수 중공형성체를 가지는 일방향 중공슬래브의 휨강도를 비교하여 중공형성체의 영향에 따른 중공슬래브의 성능변화를 파악하고자 하였다. 또한, 중공체를 삽입한 실험체의 철근배근에 따른 저항 모멘트 산정으로 휨거동 및 휨강도를 분석하여 일방향 중공슬래브의 성능변화를 파악하였다. 이와같이 콘크리트 사용량 감소와 자중 감소를 목적으로 하는 일방향 중공슬래브에 대해 중공형상, 철근배근 등을 주요변수로 실험체를 제작하여 중공슬래브의 휨성능에 관한 연구를 진행하였다.

2. 중공슬래브 시스템의 기존연구 고찰

국외에서 1950년대 콘크리트 사용량 및 자중 감소의 목적

으로 일방향 중공슬래브가 개발된 이후로 많은 연구와 기술 개발이 수행되어 왔다. 그 결과 현재 미국 PCI(Precast/Prestressed Concrete Institute)에서는 프리캐스트 혹은 프리스트레스가 적용된 중공슬래브에 대한 설계와 시공 안내서인 "PCI Manual for the Design of Hollow Core Slabs"를 제작하였다. 하지만 기존에 제안된 일방향 중공슬래브의 경우 중공형성체가 방향성을 갖고 있기 때문에 건축물에 적용하기에는 제한적이고, 교량 등의 토목구조물에서 주로 사용되어 왔다(Chung *et al.*, 2010). 1990년대 후반에서야 구형 또는 타원형 플라스틱 볼을 중공체로 사용하여 콘크리트 물량 및 슬래브의 자중을 감소시킬수 있는 일방향 중공슬래브가 개발되었다. 유럽에서는 Cobiax Technologies AG 社(Martina *et al.*, 2002)와 BubbleDeck 社에(Bubble Deck, 2006)서 자체적으로 개발한 구형의 플라스틱 볼을 중공체로 사용하여 슬래브 실험체에 대한 휨, 전단 및 뚫림 전단에 대한 실험적 연구를 수행하였고, 그 결과를 토대로 각 제품에 관한 'Design Guide'와 'Span Guide'등을 제공하고 있다.

1950년대 개발된 이후로 많은 연구와 개발이 이루어진 중공바닥시스템은 아직까지 국내에 명확한 설계기준과 지침이 미흡하다. 그나마 2001년도에 건설교통부에서 '중공슬래브의 해석·설계·시공 및 보수·보강'이라는 설계 및 시공지침을 제정하였으나, 이는 교량이라는 특수한 구조물에 한하여 만들어졌기 때문에 건축물에 적용하기에는 불확실한 요소가 존재하게 되고, 따라서 실제 건축실무에서는 사용되지 않고 있다. 또한 앞서 언급했듯이 일방향 슬래브에 대한 연구는 프리스트레스나 데크플레이트 공법과 같이 쓰이는 경우가 대부분이다. 따라서 이러한 연구결과를 그대로 건축물에 적용을 하기에는 무리가 따른다. 국내에서는 2000년대 후반에 들어서 중공체를 사용한 슬래브의 휨강도와 휨강성에 대한 연구가 시작되었으며 최적 중공형성체의 형상 도출 및 중공슬래브의 효율적인 모형화 방법에 대한 연구도 진행되었다. 하지만 기존 연구목적은 살펴보면 개발된 각각의 중공슬래브에 대한 구조적 안정성 평가와 적용성 평가가 대부분이다. 또한 각 회사에서 생산된 기성품을 사용하여 구조적 실험을 수행하였기 때문에 다양한 변수들에 대해서 보편적이고 일관성 있는 연구결과를 얻기가 어려운 실정이다. 따라서 기존의 연구결과를 보완하고 실무기술자들이 실질적인 중공슬래브 사용을 활성화할 수 있도록 구조설계와 더불어 실험적 연구가 더 필요할 것으로 판단된다.

3. 중공슬래브의 휨강도 산정 방법

기존의 중공슬래브의 휨 설계 방법은 일반슬래브 설계 방

법과 동일한 식 (1)과 식 (2)의 콘크리트 구조설계 기준에 따라 휨강도가 산정된다.

$$\phi M_n = \phi A_s f_y \left(d - \frac{a}{2}\right) \quad (1)$$

$$\phi M_n = 0.85 f_{ck} a b \left(d - \frac{a}{2}\right) \quad (2)$$

여기서, ϕ 는 강도감소계수, A_s 는 인장철근의 단면적(mm²), f_y 는 철근의 항복강도(MPa), f_{ck} 는 콘크리트의 압축강도(MPa), a 는 등가 직사각형 응력블럭의 깊이(mm), b 는 단면의 폭(mm), d 는 인장철근 유효깊이(mm)를 나타낸다.

기존 중공슬래브의 휨 설계는 철근비의 제한과 중립축의 위치를 통하여 콘크리트 압축영역의 압축블럭 크기를 결정하게 된다. 하중의 크기 및 단면 형상에 따라 중립축의 위치가 변하게 되는데, 중립축이 일정하다고 가정하면 하중의 증가에 따른 중립축의 변화를 고려할 수 없게 되고, 이는 부재단면의 응력, 처짐량을 추정하는데 있어서 부적절한 해석결과를 초래한다. 그러므로 콘크리트 부재의 해석에 있어서 중립축의 추정은 반드시 고려되어야 할 사항이다. 중립축 위치에 따른 압축블럭의 체적으로 단면이 저항할 수 있는 모멘트를 산정하게 된다.

본 연구에서는 기존의 중공슬래브의 휨설계 강도식의 검토와 더불어 평형 및 변형을 적합조건에 기초하여 중립축 위치

Table 1 Properties of unit module

b	d	f_{ck}	f_y
210mm	178.38mm	24MPa	500MPa

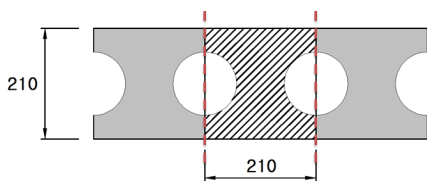


Fig. 1 Unit module of hollow slab

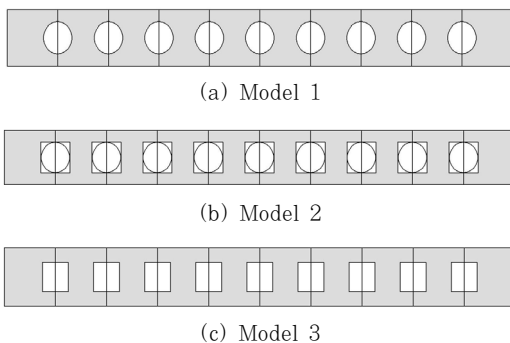


Fig. 2 Cross section of example slabs

변화를 고려하였다. 실질적인 압축영역을 고려하기 위해 중공부 단면형상을 가정하여 휨강도 산정식을 제시하며, 휨강도를 구하기 위한 부재단면 및 재료특성은 Table 1과 같다.

휨강도 산정 방법을 검토하기 위하여 Fig. 1의 210mm×210mm 크기의 대체단면을 단위 모듈로서 설정하여 설계 휨강도를 계산하였다. 예제 모듈은 Fig. 2와 같이 각 모델별로 가정한 중공부 단면형상에 따라 체적이 감소하여 사각형 단면과 I형 단면을 사용하였다.

3.1 압축블럭을 중공부 상부까지만 고려한 단면설계

Model 1에 대한 휨강도 산정은 압축을 받는 영역을 결정하는 중립축의 위치가 플랜지 아래 웹 부부까지 내려온다고 가정하여 휨강도를 계산하였다. 기존 중공슬래브의 휨 설계는 압축블럭의 크기가 중공부에까지 내려오게 되면 압축블럭을 추가로 산정하여 휨내력을 계산하지만 Model 1에서는 실질적인 휨강도를 구하기 위해 압축블럭을 추가로 산정하지 않고 제한된 단면으로만 휨내력을 계산하였다. Fig. 3과 같이 중공부 상부까지만 등가압축응력 깊이를 고려 할 때 콘크리트 면적이 직사각형 단면과 같으므로 기존의 콘크리트 구조설계의 휨강도 산정방식과 동일하게 강도를 산정하였다.

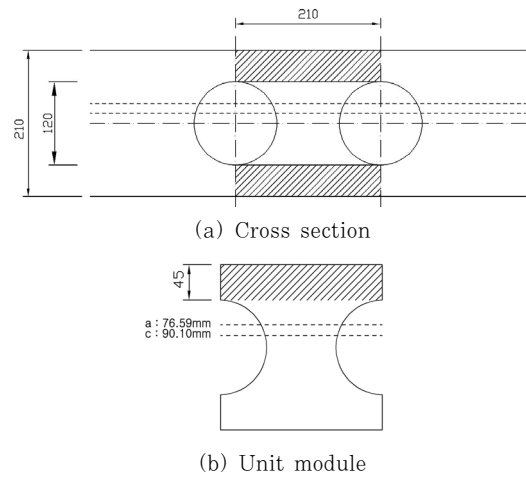
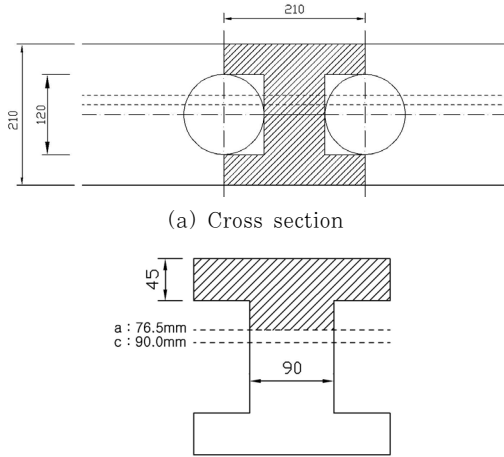


Fig. 3 Model 1

3.2 원형 중공부의 T형 단면설계

중립축의 위치가 중공부에 걸쳐져 압축블럭의 크기가 플랜지 아래 웹 부부까지 내려올 때, 기존 중공슬래브의 휨설계와 같이 압축블럭을 추가로 산정하거나 Model 1에서의 중공부 상부까지만 압축블럭을 고려하여 휨내력을 산정하는 기존 방법과 달리 원형 중공부의 T형 단면설계는 단면을 2개로 구분하여 휨내력 산정시 대체단면을 적용하였다.



(b) Unit module

Fig. 4 Model 2

3.2.1 플랜지부에 대응되는 휨강도 산정

Fig. 4에서와 같이 등가응력블럭이 웨브에 걸쳐져 있는 경우($a > t_f$) 단면을 플랜지 부분과 웨브 부분으로 나누고 인장철근도 식 (3)과 식 (4)와 같이 플랜지철근 A_{sf} 와 웨브철근($A_s - A_{sf}$)으로 나누어 각각 계산한다. 식 (4)의 플랜지철근 A_{sf} 는 균형조건식을 적용하여 구한다. 여기서 A_{sf} 는 그 힘의 내력이 돌출된 압축 플랜지의 힘의 내력과 동등한 가상의 압축 철근 단면적, t_f 는 플랜지 두께, b_w 는 단면 복부의 폭이다. 식 (5)의 돌출 플랜지의 압축력 기여는 가상 압축철근의 기여에 유추하여 고려된다. 압축응력의 합력은 플랜지 중심에 작용하므로 플랜지부분에 의한 공칭저항모멘트 M_{n1} 은 식 (6)과 같다.

$$A_{sf}f_y = 0.85f_{ck}t_f(b - b_w) \tag{3}$$

$$A_{sf} = \frac{0.85f_{ck}t_f(b - b_w)}{f_y} \tag{4}$$

$$C_1 = 0.85f_{ck}t_f(b - b_w) \tag{5}$$

$$M_{n1} = A_{sf}f_y(d - \frac{t_f}{2}) \tag{6}$$

3.2.2 웨브부에 대응하는 휨강도 산정

플랜지부분을 제외한 나머지 철근($A_s - A_{sf}$)은 웨브부분과 균형을 이루므로 등가응력블럭의 깊이 a 는 식 (10)과 같다.

$$(A_s - A_{sf})f_y = 0.85f_{ck}ab_w \tag{7}$$

$$\rho_{w,max} = 0.85 \times \beta_1 \times \frac{f_{ck}}{f_y} \times \frac{0.003}{0.003 + \epsilon_t} + \rho_f \tag{8}$$

$$A_{s,max} = \rho_{w,max} b_w d \tag{9}$$

$$a = \frac{(A_s - A_{sf})f_y}{0.85f_{ck}b_w} \tag{10}$$

여기서, $\rho_{w,max}$ 는 웨브부의 최대 철근비, ρ_f 는 플랜지부의 철근비, $A_{s,max}$ 는 단면의 최대 철근량(mm^2)이다. 원형 중공부에서 가장한 T형 단면에 대해서도 인장철근이 먼저 항복하는 연성파괴를 유도하는 것이 필요하다. 그 경계가 되는 균형철근비는 수평방향 평형조건으로부터 구할 수 있다. C_2 의 압축력은 콘크리트강도에 웨브부분의 단면적을 곱한 것과 같고, 웨브부분에 의한 공칭저항모멘트 M_{n2} 는 식 (12)와 같다. 여기서 C_2 는 웨브복부의 압축력이다.

$$C_2 = 0.85f_{ck}ab_w \tag{11}$$

$$M_{n2} = (A_s - A_{sf})f_y(d - \frac{a}{2}) \tag{12}$$

3.2.3 순인장변형률 ϵ_t 검토

인장철근이 항복한다고 가정하여 부재가 최대 내력에 도달했을 때의 인장철근의 응력(f_s)를 대신하여 항복강도(f_y)를 이용하게 되는데, 이러한 가정이 옳은지를 판단하기 위해 식 (14)와 같은 변형률 적합조건을 이용하여 인장철근의 변형률을 계산한다.

$$c = \frac{a}{\beta_1} \tag{13}$$

$$\epsilon_t = (\frac{d_t}{c} - 1) \times 0.003 \tag{14}$$

3.2.4 단면의 설계 휨강도

최소허용변형률은 철근의 항복강도가 400MPa이하인 경우 0.004로 하며, 철근의 항복강도가 400MPa를 초과하는 경우 0.005 이상이 되어야 한다. 순인장 변형률이 변화구간 단면사이에 존재할때 강도감소계수는 식 (15)를 사용하여 얻은 계수를 적용한다. 단면에 작용하는 압축력(C)의 합은 식 (16)과 같다. 전체 공칭저항모멘트 M_n 은 M_{n1} 과 M_{n2} 의 합이므로 여기에 식 (15)의 강도감소계수를 곱하여 식 (17)의 설계휨강도를 얻게 된다.

$$\phi = 0.65 + (\epsilon_t - 0.002) \frac{200}{3} \leq 0.85 \tag{15}$$

$$C = C_1 + C_2 \tag{16}$$

$$\phi M_n = \phi (M_{n1} + M_{n2}) \tag{17}$$

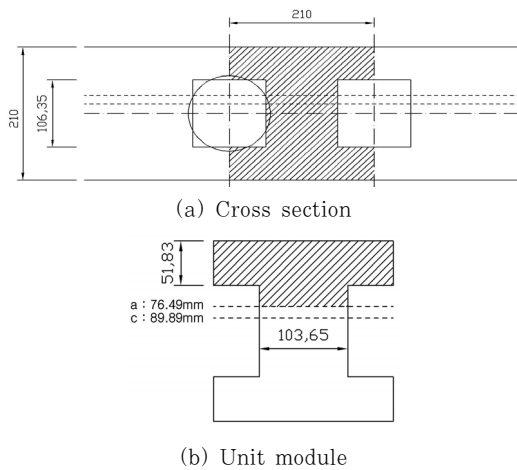


Fig. 5 Model 3

3.3 등가 면적의 정사각형으로 치환한 T형 단면설계

Fig. 5와 같은 등가면적의 정사각형으로 치환한 단면 가정은 원형 중공부를 등가면적의 정사각형으로 치환한 압축영역으로 휨내력을 산정하였다.

원형 중공부를 등가면적으로 치환함에 따라 플랜지두께와 웨브의 복부 폭이 더 커졌으며 원형 중공부보다 압축영역이 더 고려되었다. 하지만 압축영역이 더 고려된 만큼 중립축은 감소하여 중립축과 등가응력블럭깊이 모두 플랜지두께보다 더 큰지 사전에 검토를 할 필요성이 있다.

단면에 대한 중립축 검토시 중립축의 위치가 중공부에까지 내려왔을 때, T형 단면설계와 같이 복부와 플랜지 부분의 압축력을 함께 고려한 2개의 대체단면을 사용하였다. 부대단면에 대한 중립축 위치 변화는 평형조건 및 변형률 적합조건으로부터 중립축 위치를 구하였으며, 등가면적의 정사각형으로 치환한 단면에 대한 휨강도 산정과정은 원형 중공부의 휨강도 산정방법과 같다.

4. 휨강도 산정 방법에 따른 결과 분석

일방향 중공슬래브의 휨강도 제안식의 적용가능성을 평가하기 위한 예제 슬래브는 4000mm×1260mm크기의 단일 중공체를 형성한 바닥판과 4000mm×1300mm크기의 복수 중공체를 형성한 바닥판으로 구분하였으며, 바닥판의 두께는 표준바닥 구조의 구조체 두께인 210mm으로 하였다. 콘크리트의 강도는 24MPa를 사용하였고 실험체에 사용된 철근은 SD500 HD10, HD13 철근을 사용하였다. 휨강도를 산정하기 위한 예제 일방향 중공슬래브의 단면은 Fig. 6과 같다.

일방향 중공슬래브의 휨실험 결과 압축 및 인장에 의한 휨 파괴가 아닌 전단파괴가 발생하였다. 따라서, 극한하중이 작

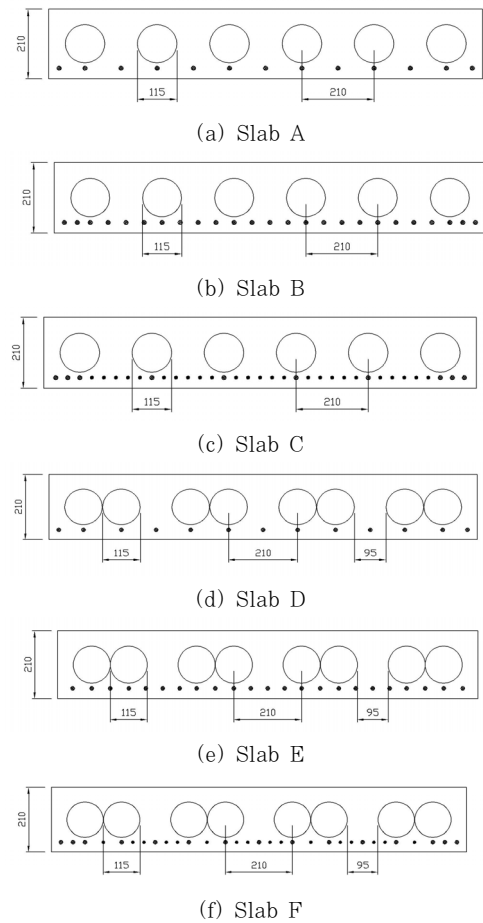


Fig. 6 Cross section of example hollow slabs

용시 콘크리트 변형률이 0.003에 도달할 때 산정한 휨강도 값을 전단파괴 시점에서의 휨강도와 비교하기는 무리가 있다. 그 결과 파괴시점의 콘크리트와 철근의 변형률을 고려하여 중립축을 다시 산출하였으며 그에 따른 압축응력블럭깊이를 검토하여 휨강도를 산정하였다.

4.1 파괴시점의 변형률을 적용한 직사각형 단면의 휨강도 산정

Table 2는 중공부 상부까지만 압축응력블럭을 고려한 단면에 대하여 파괴시점의 변형률을 적용하여 압축응력블럭깊이를 파악하였으며, 그에 따른 휨강도를 산정하였다.

파괴시점의 변형률에 의해 산정된 철근량은 단일 중공체 슬래브에서는 Slab C가 가장 적게 나타났으며 복수 중공체 슬래브에서는 Slab E가 크게 나타났다. 철근 변형률이 적을수록 중공체 타입별 철근량이 크게 산출되었다.

중립축에 의한 압축응력블럭깊이를 검토한 결과 Slab D를 제외한 나머지 슬래브의 압축응력블럭깊이가 중공부까지 내려와 변형률에 의해 휨강도를 산정하기 위한 등가응력블럭깊이

Table 2 Flexural strength by rectangular section of top concrete

	Slab A	Slab B	Slab C	Slab D	Slab E	Slab F
A_s (mm ²)	2510.3	2830.4	2903.3	2289.2	2714	2701.3
ρ	0.01241	0.013993	0.014353	0.012054	0.014291	0.014224
ϵ_c	0.00170	0.00166	0.00167	0.00115	0.00101	0.00109
ϵ_s	0.00341	0.00226	0.00209	0.00254	0.00154	0.0017
a' (mm)	47.5	47.5	47.5	43.2	47.5	47.5
c (mm)	59.34	75.54	79.227	50.78	70.65	69.69
ϕ	0.744	0.667	0.656	0.686	0.65	0.65
C (kN)	1220.94	1220.94	1220.94	1114.604	1259.7	1259.7
(이론) M_n (kN·m)	188.8	188.8	188.8	179.5	194.8	194.8
(이론) ϕM_n (kN·m)	140.5	125.9	123.9	123.1	126.6	126.6
(실험) ϕM_n (kN·m)	155.9	205	194.2	144.3	168.4	177.4

는 플랜지두께($t_f=47.5\text{mm}$) 만큼 적용하였다. Slab D의 등가응력블럭깊이는 플랜지 내부에 작용하는 두께($t_f=43.16\text{mm}$)만큼 적용하였다. 압축력은 압축응력블럭깊이의 제한으로 인하여 Slab D를 제외하고 제대로 반영되지 못한 결과값이 나타났다. 공칭휨강도 역시 압축력이 제대로 고려되지 못한 만큼 일률적인 휨강도 값이 산정되었다. 설계휨강도는 철근 변형률이 가장 큰 Slab A가 강도감소계수에 의해 크게 나타났으며 실제휨강도와도 오차율이 10% 정도로 가장 작게 나타났다. 하지만 나머지 슬래브의 실제휨강도와의 오차율은 15~39%정도로 크게 나타났다. 따라서, 변형률에 의한 직사각형 단면에 의한 휨강도 산정 결과는 실제휨강도와 오차율도 크며, 등가응력블럭깊이가 충분히 고려되지 못해서 적합한 휨강도 산정이 아니라 판단된다.

4.2 파괴시점의 변형률을 적용한 원형 중공부의 휨강도 산정

압축응력블럭의 크기를 고려하여 실질적인 압축영역을 산정하기 위하여 2개의 대체단면을 적용하여 휨내력을 산정하였다. 파괴시점의 변형률을 적용한 원형 중공부의 휨강도 산정결과는 Table 3과 같다.

직사각형 단면의 휨강도 산정 방법과 같이 철근 변형률이 적을수록 중공체 타입별 철근량이 크게 산출되었다. 등가응력블럭깊이는 단일 중공체 슬래브에서는 철근 변형률이 가장 작은 Slab C가 가장 크게 나타났다. 또한 변형률에 의한 직사각형의 단면의 휨강도 산정방법보다 등가응력블럭깊이가

Table 3 Flexural strength by rectangular section substituted for hollow section

	Slab A	Slab B	Slab C	Slab D	Slab E	Slab F
A_s (mm ²)	2510.3	2830.4	2903.3	2289.2	2714	2701.3
ρ	0.01241	0.013993	0.014353	0.012054	0.014291	0.014224
ϵ_c	0.00170	0.00166	0.00167	0.00115	0.00101	0.00109
ϵ_s	0.00341	0.00226	0.00209	0.00254	0.00154	0.0017
a (mm)	50.44	64.21	67.34	43.16	60.05	59.23
c (mm)	59.34	75.54	79.23	50.78	70.65	69.69
ϕ	0.744	0.667	0.656	0.686	0.65	0.65
C (kN)	1255.122	1417.8	1451.634	1114.604	1356.988	1350.628
(이론) M_n (kN·m)	193.2	212.5	216.7	179.5	206.9	206.2
(이론) ϕM_n (kN·m)	143.8	141.8	142.2	123.1	134.5	134
(실험) ϕM_n (kN·m)	155.9	205	194.2	144.3	168.4	177.4

35~42%나 더 고려되었다. 복수 중공체 슬래브에서는 철근 변형률이 가장 작은 Slab E의 등가응력블럭 깊이가 크게 나타났으며, 직사각형 단면의 휨강도 산정방법보다 등가응력블럭깊이가 24~26% 더 고려되었다. 압축력은 등가응력블럭 깊이가 가장 큰 Slab C가 가장 크게 나타났으며 변형률에 의한 직사각형 단면의 휨강도 산정방법보다 압축력이 16% 더 고려되었다. 복수 중공체 슬래브는 Slab E의 압축력이 가장 크게 산출되었으며, 변형률에 의한 직사각형 단면의 휨강도 산정방법보다 압축력이 8% 더 고려되었다. 변형률에 의한 원형 중공부의 휨강도는 압축영역이 가장 많이 고려된 Slab C가 크게 산정되었으나 실제휨강도는 Slab B가 가장 크게 산정되었다. 이는 파괴시점의 철근 변형률에 의해 산출된 철근량이 실제 철근량보다 적어서 휨강도와 차이가 나는 것으로 판단된다. 변형률에 의한 직사각형 단면의 휨강도 산정방법은 실제휨강도와 15~39%의 오차율을 나타내는 반면, 변형률에 의한 원형 중공부의 휨강도 산정방법은 15~31% 정도 실제휨강도와 차이가 나는 것으로 보아 더 근접한 결과가 나타났다.

4.3 파괴시점의 변형률을 적용한 등가면적의 정사각형 휨강도 산정

단면가정에 따른 플랜지두께가 커진만큼 파괴시점의 콘크리트와 철근의 변형률을 적용하여 압축응력블럭깊이를 검토하였다.

Table 4 Flexural strength by equivalent rectangular section for hollow section

	Slab A	Slab B	Slab C	Slab D	Slab E	Slab F
A_s (mm ²)	2593	3047.2	3130	2289.2	2972.3	2957.8
ρ	0.012819	0.015064	0.015474	0.012054	0.015651	0.015575
ϵ_c	0.00170	0.00166	0.00167	0.00115	0.00101	0.00109
ϵ_s	0.00341	0.00226	0.00209	0.00254	0.00154	0.0017
a (mm)	50.44	64.21	67.34	43.16	60.05	59.23
c (mm)	59.34	75.54	79.23	50.78	70.65	69.69
\emptyset	0.744	0.667	0.656	0.686	0.65	0.65
C (kN)	1296.486	1523.58	1564.986	1144.604	1486.14	1478.91
(이론) M_n (kN·m)	198.6	226.3	230.7	179.5	223.4	222.5
(이론) $\emptyset M_n$ (kN·m)	147.8	150.9	151.3	123.1	145.2	144.6
(실험) $\emptyset M_n$ (kN·m)	155.9	205	194.2	144.3	168.4	177.4

파괴시점의 변형률을 적용한 등가면적의 정사각형 휨강도 산정은 변형률에 의한 원형 중공부의 휨강도 산정방법과 동일한 변형률을 가지지만 단면 가정에 따른 철근량이 다르기 때문에 다시 산출하였다. Table 4은 변형률에 의한 압축응력블럭깊이(a)를 이용하여 산정한 휨강도 결과이다.

변형률에 의한 등가면적의 정사각형 치환한 단면중에 가장 많은 철근량을 가지고 있는 슬래브는 Slab C이다. 표 3을 통하여 콘크리트 변형률 및 철근 변형률이 항복시점에 크게 못미치는 것을 확인할 수 있다.

파괴시점의 변형률을 적용하였기 때문에 압축응력블럭깊이는 변형률에 의한 원형 중공부의 압축응력블럭깊이와 동일하게 나타났다. 그러나 단면가정에 따른 압축력은 변형률에 의한 원형 중공부보다 더 크게 고려되었으며, 변형률을 적용한 직사각형 단면보다 9~25% 정도 더 고려되었다.

변형률에 의한 등가면적의 정사각형 휨강도 산정은 압축영역이 가장 많이 고려된 Slab C가 크게 나타났으며, 실제휨강도와 오차는 22%정도로 앞에서 제시한 2가지의 산정방법에 비하여 가장 정확하게 실제휨강도를 산출할 수 있었다. 또한 단일 중공체를 형성한 슬래브는 실제휨강도와 20% 이상의 오차를 보이는 반면, 복수 중공체를 형성한 슬래브는 14~19%정도의 오차를 보이는 것으로 보아 단일 일방향 중공슬래브보다 복수 일방향 중공슬래브가 실제휨강도에 가장 근접한 산정결과를 보여준다고 판단된다. 하지만, 이론식에서는 Slab C의 휨강도가 가장 컸으나 실제휨강도는 Slab B가 가장 크게 나타난 것으로 보아 구조물의 사용기간

중에 예상되는 최대하중에 대하여 구조물의 안전을 적절한 수준으로 확보하기 위하여 강도감소계수를 도입하여 설계기준에서의 휨강도 산정에 이용하는 것이 적절하다고 판단된다.

5. 결 론

본 연구에서는 실질적인 압축영역을 고려하기 위해 가정한 중공 단면 형상을 중립축 위치 변화에 따라 압축영역을 산정하였으며 실험에 의한 추정결과를 비교분석하여 다음과 같은 결과를 얻을 수 있었다.

직사각형 단면에 대한 기존 휨강도 산정은 압축응력블럭깊이를 제대로 고려하지 못하여 압축영역을 제대로 산정할 수 없었으며 휨내력이 충분히 발휘되지 못하였다. 3가지의 산정방법 모두 철근의 변형률이 적을수록 철근량은 크게 산출되었고, 중립축은 아래로 내려와 압축력이 더 많이 고려되어 휨강도가 크게 산정되었다. 단면 가정에 따른 압축력은 원형의 중공부를 등가면적의 정사각형으로 치환하여 휨강도를 산정하는 방법이 가장 크게 고려되었으며, 실제휨강도와 오차율도 가장 적게 나타났다. 또한 단일 중공체를 형성한 슬래브보다 복수 중공체를 형성한 슬래브가 실제휨강도에 근접하여 나타났다. 그래서 복수형태의 원의 중공부를 등가면적의 정사각형으로 치환하여 휨강도를 산정하는 방법이 단면이 저항할 수 있는 실질적인 휨강도를 산정할 수 있을 것으로 판단된다. 이론식에서는 Slab C의 휨강도가 가장 크게 나타났으나 실제휨강도는 Slab B가 크게 나타난 것으로 보아 설계기준에서 구조물의 사용기간 중에 예상되는 최대하중에 대해 구조물의 안전을 적절한 수준으로 확보하기 위한 강도감소계수를 도입하여 휨강도를 산정하는 것이 적절하다고 판단된다.

본 연구에서는 항복강도가 큰 철근을 사용하여 인장파괴가 제대로 유도되지 못하여 휨강도 분석을 위한 데이터를 얻는데 조금 미흡함이 있다. 추후 항복강도가 낮은 철근을 사용하고 전단파괴가 일어나지 않도록 설계하여 휨강도 산정 방법에 관한 실증적 연구가 필요할 것으로 사료된다.

감사의 글

이 연구는 2012년도 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업임(No. 2011-0029558).

참 고 문 헌

Bubble D.T., Reports Summary (2006) June, Issue 1.

- Chung, J.H., Choi, H.K., Lee, S.C., Choi, C.S.** (2010) An Analytical Study on the Optimal Hollow Sphere Shapes in a Biaxial Hollow Slab, *Architectural Institute of Korea*, 27(7), pp.3~10.
- Korea Concrete Institute** (2007) Precast Prestressed Concrete Design Handbook, Kwang-moon Kag.
- Kim, B.H., Chung, J.H., Choi, H.K., Lee, S.C., Choi, C.S.** (2010) Flexural Capacities of Hollow slab with Donut type Hollow Spahere, *Korea Concrete Institute*, pp.31~32.
- Kim, S.W., Hwang, H.B., Hwang, H.S., Lee, K.J., Lee, D.G., Lee, J.Y.** (2009) Experimental Study on the Flexural Capacity of Biaxial Hollow Reinforced Concrete Half Slabs, *Architectural Institute of Korea*, 25(7), pp.11~18.
- Lee, H.S.** (2007) Experimental Study on the Flexural Behavior of I-Slab, *Proceedings of the Korea Concrete institute*, 19(2), pp.5~8.
- Ministry of Construction & Transportation** (2001) Guidelines for Design and Construction for Considering the Maintenance of the Bridge.
- Martina Schnellenbach-Held, Karsten Pfeffer** (2002) Punching Behavior of Biaxial Hollow Slabs, *Cement and Concrete Composites*, 24(6), pp.551~556, December.
- Martina Schnellenbach-Held, Markus Aldejohann** (2002) Investigations on the Shear Capacity of Biaxial Hollow Slabs-Test Setup and Test Program.
- Son, M.S., Kim, B.J., Youn, S.H., Ro, Y.G., Lee, S.H., Chung, L.** (2010) Structural Performance of Void Deck Slabs, *Architectural Institute of Korea*, 30(1), pp.113~114.

요 지

중공슬래브 시스템은 슬래브 두께가 증가해도 자중은 크게 증가하지 않고, 일반슬래브에 비해서 휨성능이 크게 저하되지 않는 장점이 있다. 이러한 경제적인 건물 설계 및 친환경 구조물 구현을 가능하게 하는 시스템에도 불구하고 중공슬래브의 활용도는 현재로서는 낮다고 할 수 있다. 특히 국내의 건축분야에 있어서는 매우 낮은 편이다. 이러한 현 상황의 가장 큰 이유는 중공슬래브의 적용을 위한 구조 해석 및 설계방법이 일반화되어 있지 않다는 것이다.

본 연구에서는 실질적인 압축영역을 고려하기 위해 가정한 중공 단면형상에서 중립축 위치에 따른 압축응력블럭의 체적으로 휨강도 산정식을 제시하였다. 기존 중공부 상부만을 압축영역으로 고려한 휨강도 산정방법은 가장 보수적인 방법으로 판단되며 2개의 대체단면을 설정하여 휨내력을 산정하는 것이 더 실질적인 방법으로 판단된다.

핵심용어 : 일방향 중공슬래브, 휨강도, 중립축