

# 경량콘크리트를 사용한 합성보에서 전단연결재의 전단거동에 관한 해석적 연구

Analytical Studies on the Shear Behavior of the Shear Connector in Composite Beam with Light Weight Concrete

최 병 정<sup>1)</sup> · 한 홍 수<sup>2)</sup>

*Choi, Byong Jeong*      *Han, Hong Soo*

요약 : 본 연구의 목적은 경량콘크리트에 매립된 쉬어 커넥터의 전단거동 특성을 파악하는데 있다. 본 연구는 기존 실험결과와 유한요소해석에 의한 해석결과를 비교분석하여 유한요소 해석의 타당성을 확인하고 경량콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ ) 변화에 따른 쉬어 커넥터의 전단강도를 기존 설계식(AISC-LRFD 및 Eurocode 4)과 비교분석하였다. 유한요소해석 결과 경량콘크리트에 매립된 쉬어 커넥터의 전단강도는 Eurocode 4의 쉬어 커넥터의 전단강도와 거의 일치하는 것으로 나타났다.

ABSTRACT : The purpose of this paper is to understand the shear characteristics of the shear connectors embedded into light weight concrete. This paper tried to confirm the validity of the finite element method(FEM) through the comparative study between the previous study results and FEM analysis, and evaluated the shear strength of shear connector and current design codes(AISC-LRFD and Eurocode 4) according to the variation of compressive strength of light weight concrete. This paper resulted that the shear strength of connector embedded into light weight concrete closely agreed to the one of shear connector by Eurocode 4 based on the results of the FEM analysis.

핵심용어 : 합성보, 전단연결재, 유한요소해석, 경량콘크리트

KEYWORDS : Composite Beam, Shear Connector, Finite Element Analysis, Light weight Concrete

## 1. 서 론

최근 국내의 도심지에는 강구조를 사용한 건물이 많이 시공되고 있다. 이때 강구조의 슬래브는 차음 및 진동 등에 관한 사용성 성능을 향상시킬 목적으로 건물의 자중을 저감할 목적으로 경량콘크리트 슬래브를 사용하고 있다. 여기서 경량콘크리트 슬래브와 H형강 보의 두 이질재료를 접합해야 하는 문제점이 야기된다. 현재 콘크리트 슬래브와 H형강 보는 스터드 쉬어 커넥터를 사용하여 두 이질재료를 합성하고 있다. 그러나 스터드 쉬어 커넥터(이하, 스터드)의 전단강도는 아직 이론적으로 충분한 해명이 되어있지 않기 때문에 주로 실험에 의존한다.

스터드의 전단강도 실험은 보 실험과 푸쉬 아웃 실험을 들 수 있다. 푸쉬 아웃 실험은 일반적으로 콘크리트 슬래브와 H

형강 보 사이에 직접 길이방향 전단력을 작용시킬 수 있을 뿐만 아니라 실험방법이 보 실험보다 간편하다. 또한 푸쉬 아웃 실험은 그림 1과 같이 실험체의 콘크리트 슬래브가 가력장치의 바닥판에 직접 접하게 되어 콘크리트 슬래브와 가력장치의 바닥판은 마찰구속 상태에 있게 되며 H형강 보의 플랜지면과 콘크리트 슬래브가 분리되는 부차적인 하중상태를 일으킨다. 이런 이유로 푸쉬 아웃 실험은 보 실험보다 일반적으로 스터드의 전단강도가 낮게 나타난다고 보고하고 있다(Slutter, 1965). 따라서 푸쉬 아웃 실험은 보 실험보다 간편할 뿐만 아니라 스터드의 전단강도를 안전측에서 평가할 수 있는 합리적인 실험방법이라 할 수 있다.

1) 교신저자. 경기대학교 건축공학과 부교수, 공학박사  
(Tel. 02-390-5192, Fax. 02-390-5143, E-mail: bjchoi@kgu.ac.kr)  
2) 경기대학교 건축공학과, 박사과정(water1973@hanmail.net)

본 논문에 대한 토의를 2009년 10월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

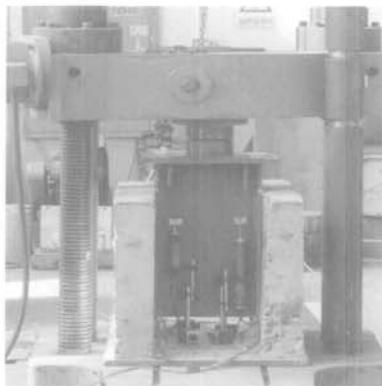


그림 1. 스터드의 푸쉬 아웃 실험

국내외에서 수행된 과거의 연구들을 살펴보면 주로 보통콘크리트에 매립된 스터드의 전단강도에 관한 연구이다. 한편 경량콘크리트에 매립된 스터드의 전단강도에 관한 연구는 다음과 같다. 국외에서는 스터드의 지름이 19mm이고 경량콘크리트의 비중이 1.4~1.8, 경량콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ )가 24.88~32.52N/mm<sup>2</sup>인 스터드와 콘크리트를 갖고 실험하였다(Fisher, 1971). 국내에서는 스터드의 지름이 13mm, 16mm와 19mm인 스터드와 경량콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ )가 21N/mm<sup>2</sup>인 실험체를 대상으로 한 실험(김규석, 1986), 스터드의 지름이 19mm인 스터드와 경량콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ )가 24.88~32.52N/mm<sup>2</sup>인 실험체를 대상으로 한 실험(박성무, 1995)과, 스터드의 지름이 19mm인 스터드와 경량콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ )가 23.6N/mm<sup>2</sup>인 실험체를 대상으로 한 실험(최병정, 2009) 등이 있다. 이와 같이 국내외의 경량콘크리트에 매설된 스터드의 전단강도에 관한 연구는 아직까지 미비한 실정이다. 실제로 공사현장에서는 경량콘크리트를 사용하여 슬래브를 시공하고 있다. 따라서 경량콘크리트에 매설된 스터드의 전단강도에 관한 체계적인 연구가 필요한 것으로 판단된다.

본 연구의 목적은 기존 연구 실험 중 무근 경량콘크리트에 매설된 스터드의 전단강도 실험결과와 유한요소 해석 결과를 비교분석하여 유한요소해석의 타당성을 확인하고 스터드의 전단강도에 큰 영향을 미치는 경량콘크리트 강도를 변수로 하여 기존 설계식(AISC-LRFD, Eurocode-4)과 유한요소 해석 결과를 비교분석하여 기존 설계식의 타당성을 검토하고 추후 실험에 대한 경량콘크리트 강도에 따른 스터드의 전단강도에 관한 기초자료를 제공하는데 있다.

## 2. 이론적 고찰 및 기존 설계식

### 2.1 다우얼 작용

콘크리트 슬래브와 H형강 보가 만나는 접합부에 작용하는 길이방향 전단력에 의해 쉬어 커넥터의 주위에서 발생하는 파괴형태는 콘크리트의 파괴와 쉬어 커넥터의 다우얼 파괴이다. 그러나 현행 규준에서 가정하고 있는 파괴형태는 그림 2와 같이 쉬어 커넥터의 다우얼 파괴만으로 국한하고 있다. 따라서 다우얼 파괴가 발생하기 전에 콘크리트의 파괴가 발생할 경우에는 쉬어 커넥터의 강도가 감소되어야 하지만 현행 규준에서 쉬어 커넥터의 강도를 과대 평가하고 있다. 이것은 기존 연구결과를 통해서도 많이 입증되어왔다.

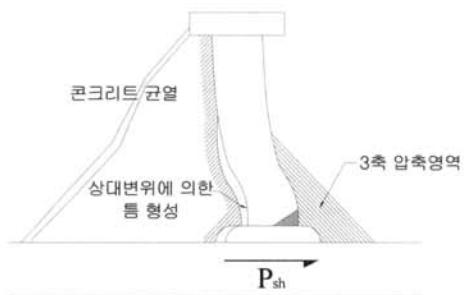


그림 2. 스터드 전단연결재의 다우얼 파괴

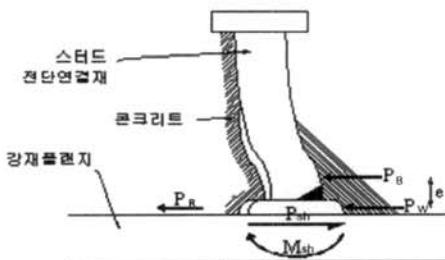


그림 3. 스터드 전단연결재의 다우얼 작용

그림 3은 콘크리트 슬래브 속에 매립 된 쉬어 커넥터의 다우얼 작용으로 길이방향 전단력을 전달하는 메카니즘을 보여주고 있다. 그림 3에서 쉬어 커넥터에 발생하는 힘은 용접목에 의하여 전달되는 전단력( $P_W$ ), 쉬어 커넥터의 휨에 의하여 발생하는 전단력( $P_B$ )과 콘크리트 슬래브와 H형강 보의 플랜지의 마찰에 의하여 추가적으로 발생하는 전단력( $P_R$ )이 있다. 그리고 H형강 보 플랜지에 발생하는 힘은 힘의 평형조건에 의해 전단력( $P_{sh}$ )과 H형강 보 플랜지와 슬래브의 접촉면에서  $e$ 의 위치에서 쉬어 커넥터의 수직으로 작용하는  $P_B$ 에 의해 유발되는 우력 모멘트  $M_{sh}$ 가 있다. 이와 같이 쉬어 커넥터의 밑면은 전단 및 휨 응력을 받게 된다. 그리고 쉬어 커넥터 바로 앞면의 콘크리트에는 매우 높은 3축 압축응력이 작용하게 된다. 만약에 쉬어 커넥터의 강성이 무한히 커지면 쉬어 커넥터에는 어떠한 변형도 발생하지 않으므로  $e$ 는 0이 된다. 그러나 쉬어 커넥터의 강성이 무한하지 않으므로 쉬어

커넥터에는 변형이 발생하게 된다. 이 변형은 휨모멘트와  $e$ 를 유발하게 된다. 쉬어 커넥터가 항복하기 전에 콘크리트가 파괴가 진행되면 콘크리트의 강성이 감소하여  $e$ 가 증가한다. 이로 인해 쉬어 커넥터의 휨응력은 전단응력보다 더 크게 증가된다. 결국 높은 휨모멘트에 의해 쉬어 커넥터가 파괴되거나 적어도 큰 영구변형을 하게 된다. 역으로 콘크리트가 파괴되기 전에 쉬어 커넥터가 항복하면  $e$ 가 감소한다. 이로 인해 쉬어 커넥터에 작용하는 휨모멘트가 감소하고 콘크리트의 3축 압축력도 감소하게 된다. 따라서 콘크리트의 파괴와 쉬어 커넥터의 파괴는 서로 관련되어 있으며, 다우얼 강도는 쉬어 커넥터의 강도와 강성 및 쉬어 커넥터 바로 앞면 콘크리트의 압축강도와 강성의 영향을 받는다.

쉬어 커넥터의 다우얼 강도는 쉬어커넥터의 강도와 강성 및 콘크리트의 압축강도와 강성에 의한 변수로 나타낼 수 있다. 그러나 이와 같은 변수들의 복잡한 상호작용에 의해 정립되지 못하고 1971년 Ollgaard, Slutter와 Fisher은 실험을 통해 회귀분석한 쉬어 커넥터의 다우얼 강도를 식 (1)과 같이 콘크리트의 압축강도와 탄성계수에 의한 지수형태 식으로 제안하였다. 그리고 실무에 적용할 수 있는 실용적인 수정식을 식 (3)과 같이 제안하였다.(Fisher, 1971)

$$P_{ps} = 1.83 A_s f_c^{0.3} E_c^{0.44} \quad (1)$$

$$P_{cb} = K \cdot f_s \cdot A_s \left( \frac{E_c}{E_s} \right)^{0.4} \left( \frac{f_c}{f_s} \right)^{0.35} \quad (2)$$

1987년 Oehlers와 Johnson은 쉬어 커넥터와 콘크리트의 강도와 강성사이의 상호작용 및 쉬어 커넥터의 인장강도( $f_s$ )의 변화, 구속력의 차이에 인해 발생하는 표준 푸쉬 아웃 실험체와 합성보 실험체에서의 다우얼 강도사이의 차이를 고려하기 위해 식 (1)을 수정하여 식 (2)을 제안하였다.(Oehlers, 1987)

## 2.2 기준 설계식

### 2.2.1 AISC-LRFD 기준

2005년도 AISC-LRFD 기준에서 솔리드 콘크리트나 합성 슬래브에 매립된 스터드 쉬어 커넥터의 전단강도는 식 (3)과 같다. 또한 식 (3)의 콘크리트 탄성계수( $E_c$ )는 단위 체적당 콘크리트 중량( $w_c$ )을 사용하여 식 (4)로 산정한다.

$$Q_n = 0.5 \cdot A_{sc} \sqrt{f_{ck} E_c} \leq R_g R_p A_{sc} F_u \quad (3)$$

$$E_c = 0.043 w_c^{1.5} \sqrt{f_{ck}} \quad (4)$$

여기서,  $Q_n$  : 쉬어 커넥터 1개의 공칭강도(N)

$A_{sc}$  : 스터드의 축단면적( $\text{mm}^2$ )

$f_{ck}$  : 콘크리트의 설계기준강도(N/ $\text{mm}^2$ )

$f_u$  : 스터드의 인장강도(N/ $\text{mm}^2$ )

$R_g$  : 그룹 효과를 고려한 계수

$R_p$  : 쉬어 스터드를 고려한 위치 효과 계수

### 2.2.2 Eurocode No 4 기준

2005년도 Eurocode No 4 기준에서 솔리드 슬래브와 콘크리트에 매립된 스터드 쉬어 커넥터의 전단강도는 식 (5)와 식 (6)중 작은 값이다.

$$P_{Rd} = \frac{0.8 f_u \pi d^2 / 4}{r_v} \quad (5)$$

$$P_{Rd} = 0.29 \alpha d^2 \frac{\sqrt{f_{ck} E_{cm}}}{r_v} \quad (6)$$

여기서,  $P_{Rd}$  : 쉬어 커넥터 1개의 공칭강도(N) ( $= Q_n$ )

$d$  : 스터드의 직경( $\text{mm}$ )

$r_v$  : 부분안전계수( $= 1.25$ )

$\alpha$  : 계수

$3 \leq h_{sc}/d \leq 4$  일 때,  $\alpha = 0.2(h_{sc}/d + 1)$

$h_{sc}/d > 4$  일 때,  $\alpha = 1$

$h_{sc}$  : 스터드의 길이( $\text{mm}$ )

AISC-LRFD 기준과 Eurocode No 4 기준에 의한 스터드의 전단강도를 비교분석하기 위해 SI단위로 통일시켰다. 또한 Eurocode No 4의 콘크리트 할선탄성계수( $E_{cm}$ )와 AISC-LRFD의 콘크리트 탄성계수( $E_c$ )가 서로 다르다. 따라서 콘크리트의 설계압축강도( $f_{ck}$ )를 식 (7)과 식 (8)에 대입하여 콘크리트 할선탄성계수( $E_{cm}$ )를 산정하였다.

$$f_{cm} = f_{ck} + 8 \quad (7)$$

$$E_{cm} = 22,000 [(f_{cm})/10]^{0.3} \quad (8)$$

### 3. 유한요소 해석

본 연구에서는 범용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS을 사용하여 콘크리트 슬래브, 강재보, 전단연결재로 구성된 실험체를 모델링하여 합성보의 쉬어 커넥터의 전단거동 특성을 연구하였다.

#### 3.1 해석개요

본 연구에서 기존 연구결과 중 하중-변위 관계가 잘 통제된 실험체를 선정하여 유한요소 해석 프로그램으로 단순화 시켜 모델링하여 실제 실험체와 해석 실험체와 하중-변위 관계가 얼마나 정확히 일치하는지 확인하고자 한다. 또한 기존 실험에서 미비한 실험변수를 선정하여 유한요소 해석을 통하여 구조적 거동을 확인하고자 한다.

우선 기존 실험결과는 다음과 같은 실험체(이하 TS 실험체)를 선정하였다(최병정 외, 2009). 실험체의 형상은 그림 4와 같다.

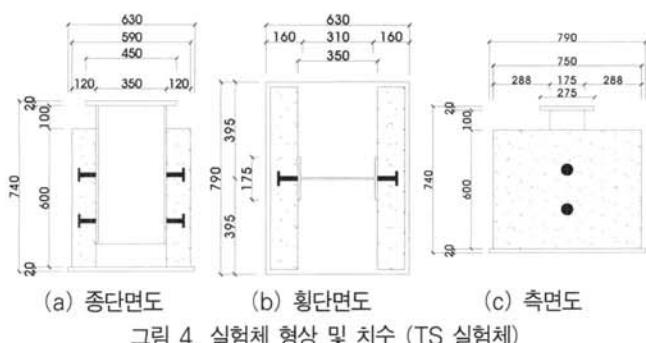


그림 4. 실험체 형상 및 치수 (TS 실험체)

경량콘크리트는 (주)삼표레미콘에서 생산되는 설계기준강도 23.6N/mm<sup>2</sup>의 경량콘크리트를 사용하였다. 그림 4와 같이 슬래브 두께 120mm, 슬래브 폭 600mm을 기본 모듈로 하여 실험체를 제작하였다. 마지막으로 스타드는 공칭지름 19mm, 길이 100mm인 것을 사용하였고, 간격은 200mm으로 하여 설치하였다.

실제 유한요소 해석에서는 그림 4와 같이 설치된 스타드의 수평전단력은 동일하게 하중을 분배하는 것으로 가정하였다. 이것은 그림 6과 같이 1개의 스타드로 모델링하였다. 2002년 Ehab El-Lobody는 1개의 스타드로 모델링한 것과 전체 스타드로 모델링한 것의 전단강도는 1개의 스타드로 모델링한 것이 전체 스타드로 모델링한 것 보다 약 4%정도 전단강도가 작게 보고되고 있다. 따라서 유한요소 해석의 편이상 1개의 스타드로 모델링하여도 전체 실험체의 구조적 특성을 거

의 정확히 구현할 수 있는 것으로 판단된다.

기존 실험은 경량콘크리트의 비중이 1.6~1.8의 범위에서 다른 경량콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ )를 가지고 실험하였다. 따라서 본 연구에서는 경량콘크리트의 비중이 1.7일 때 경량콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ )의 범위가 18~30N/mm<sup>2</sup>인 스터드의 전단거동 특성을 알아보고자 한다.

#### 3.2 요소 및 요소망

본 해석에서 사용된 요소는 8절점요소(C3D8)와 20절점요소(C3D20)이다. 그림 5와 같이 8절점요소(C3D8)는 육면체 모서리에 8개의 절점이 있는 것이고 20절점요소(C3D20)는 육면체 모서리에 8개의 절점과 모서리와 모서리 사이의 중간에 절점이 12개 있는 것이다.

푸쉬 아웃 실험체가 좌우 대칭이므로 콘크리트에 매립된 한 개의 스터드를 절반을 모델링한 것에 관한 각 부재별 요소에 관한 사항은 다음과 같다. 즉 H형강 보는 C3D8요소를 사용하여 모델링하였고 스터드는 C3D20요소를 사용하여 상세히 모델링하였다. 마지막으로 콘크리트 슬래브는 C3D8과 C3D20요소를 사용하여 스터드와 접하는 콘크리트는 C3D20요소로 스터드와 접하지 않는 콘크리트는 C3D8요소로 모델링하였다. 전체 모델링 형상은 그림 6과 같다.

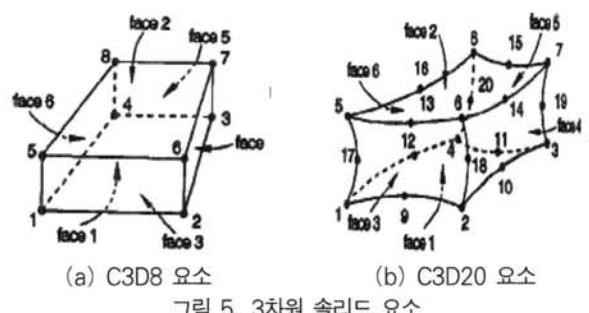


그림 5. 3차원 솔리드 요소

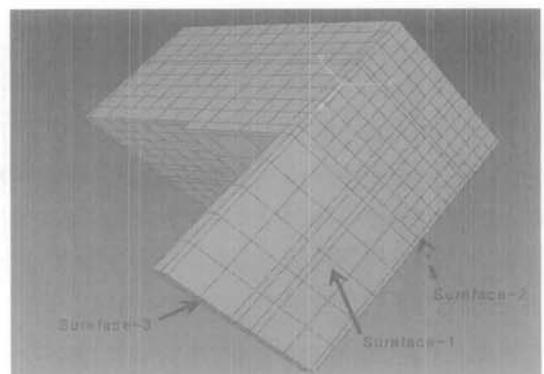


그림 6. 유한요소 모델링의 요소망 및 경계조건

유한요소 해석의 중요 부분 중 하나는 요소망을 나누는 것이다. 따라서 해석을 원활히 하기 위해 요소를 가능한 사각형이 되도록 하였다. 그림 6과 같이 C3D8과 C3D20요소는 육면체(Hexahedron) 요소 형상을 선택하여 요소망 간격을 적절히 조정하여 나누었다.

### 3.3 재료물성 및 접촉면

각 재료의 특성은 그림 7 및 그림 8과 같다. 그림 7은 강재의 응력-변형률 곡선이고 그림 8은 콘크리트의 응력-변형률 곡선이다.

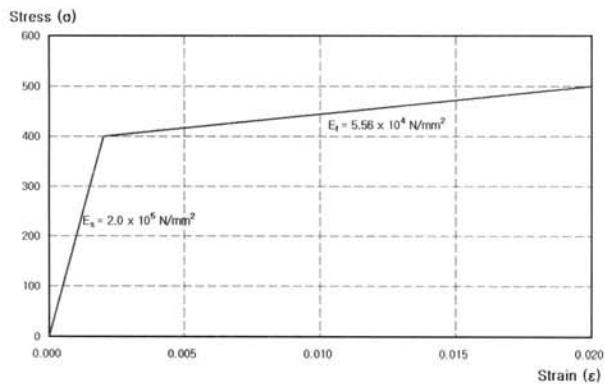


그림 7. 강재의 응력-변형률 곡선

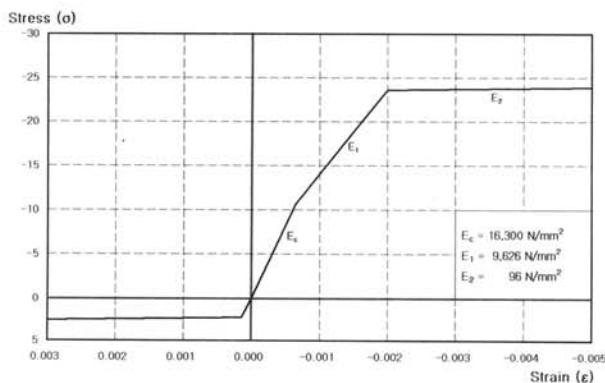


그림 8. 콘크리트의 응력-변형률 곡선

스터드는 H형강 플랜지와 콘크리트 슬래브 사이에서 전단력을 전달하는 쉬어 커넥터 역할을 하며 그림 2 및 그림 3과 같이 볼록한 부분에서 스터드는 인장을 오목한 부분에서 스터드는 압축을 받는다. 콘크리트는 그림 2 및 그림 3과 같이 스터드에 의해 전달되는 전단력과 H형강의 플랜지에서 전달되는 힘모멘트에 의해 유발되는 응력을 받게 된다. H형강은 가력 하중을 스터드에 전달하는 기능만 하며 스터드와 콘크리트에 비교하여 그 역학적 거동 특성이 중요하지 않다.

Abaqus의 재료 물성치 입력을 살펴보면 다음과 같다. 즉 스터드는 인장과 압축에서 동일한 거동을 하도록 "Plastic" 옵션에서 Isotropic Hardening을 사용하여 그림 7의 응력-변형률 관계를 입력하였다. 콘크리트는 인장강도와 압축강도를 다르게 입력할 수 있는 "Cast Iron Plasticity" 옵션을 사용하여 그림 8과 같은 응력-변형률 관계를 입력하였다. 각 재료의 특성을 입력하기 위하여 탄성 영역에서는 탄성계수와 프라송비를 입력하였고, 비탄성 영역의 데이터는 비탄성영역의 첫 변형도를 영(0)으로 하여 그림 9와 같은 계산식에 의하여 각각의 응력과 변형률을 극한응력까지 입력하였다.

콘크리트와 H형강 플랜지의 접촉면과 콘크리트와 스터드의 접촉면은 Abaqus의 "Penalty" 옵션을 사용하였다. 이때 마찰계수( $\mu$ )는 0.5으로 하였다.

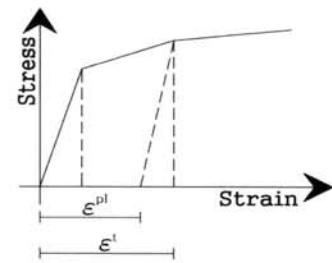


그림 9. 재료의 강도와 변형도 산정  

$$\epsilon^{pl} = \epsilon^T - \epsilon^{el} = \epsilon^T - \frac{\sigma}{E}$$

### 3.4 경계조건 및 하중조건

실험체의 경계조건은 그림 6과 같이 3개의 Surface면을 각각 X, Y와 Z방향으로 구속시켰다. YZ면에 대칭으로 놓인 콘크리트 절점, 스터드 절점 및 H형강 보의 플랜지 절점과 웨브 절점은 X방향으로 구속하였다(Surface-1). 가력방향의 반대쪽 콘크리트 슬래브의 모든 절점은 압축하중에 저항하기 위해 Y방향으로 구속하였다(Surface-2). 상하대칭인 강재보의 웨브에 있는 모든 절점은 Z방향으로 구속하였다(Surface-3). 하중은 가력방법은 하중과 변위를 동시에 고려하는 RIKS 방법을 사용하였다. 이 방법은 어떤 특정한 지점에서 최대하중이나 최대변위로 제어할 수 있다.

## 4. 해석결과 및 분석

### 4.1 기존 실험과 해석결과 비교분석

그림 10은 TS 실험체의 솔리드 무근 경량 콘크리트에 매입

된 스터드의 하중-변위곡선이다. 경량 콘크리트의 비중은 1.83이고 경량 콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ )는  $23.6\text{N/mm}^2$ 이다. 그럼 10과 같이 유한요소 해석 결과와 실험 결과에 대한 하중-변위 곡선이 거의 유사한 것으로 나타났다. 실험에 의한 스터드 한 개의 전단강도는  $72.25\text{kN}$ 이고 해석에 의한 스터드 한 개의 전단강도는  $69.64\text{kN}$ 이다. 해석에 의한 스터드의 전단강도가 실험에 의한 스터드의 전단강도보다 약 4%정도 작게 나타났다. 이것은 2002년 Ehab El-Lobody에 의한 스터드 해석에서 전체 모델링과 부분 모델링 사이의 오차와 거의 같은 정도의 오차를 보이고 있다. 즉 스터드 1개를 모델링 하지 않고 전체로 모델링할 경우 실험과 거의 일치하는 것으로 판단된다.

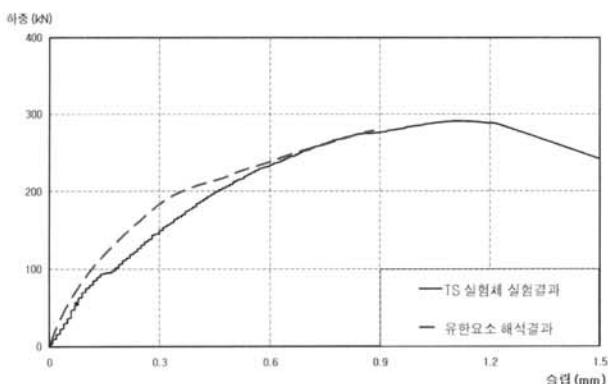


그림 10. 하중-슬립 곡선

그림 11은 TS 실험체의 유한요소 해석 결과 중 최대전단강도( $V_n$ )를 기준으로 4등분하여  $0.25V_n$ ,  $0.50V_n$ ,  $0.75V_n$  및  $1.00V_n$  일 때 스터드의 다우얼 작용에 의한 스터드의 응력과 콘크리트의 응력변화를 나타내고 있다. 최대전단강도의 50%정도에 도달할 때 콘크리트는 그림 11의 (b)와 같이 스터드 오른쪽 하단에서 높이 1/3까지 콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ )에 도달하고 스터드는 H형강의 플랜지와 접하는 부분에서 스터드 연단부분 전체가 항복하였다. 그림 11의 (d)와 같이 최대전단강도에 도달할 때 콘크리트는 스터드 오른쪽 하단에서 높이의 3/5까지 콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ )에 도달하였고 스터드 머리 왼쪽 하부에서도 콘크리트가 콘크리트의 압축강도( $f_{ck}$ )에 도달하였다. 이때 스터드는 H형강의 플랜지와 접하는 부분에 있는 스터드 단면 전체가 항복강도에 도달하고 스터드 왼쪽 오목한 부분도 항복하였다.

다우얼 작용에 의한 스터드의 파괴는 2장의 그림 2와 그림 11의 (d)와 동일한 파괴 양상을 보이고 있다. 즉 최대전단강도에 도달할 때 스터드는 S자 형태로 변형되고 거의 항복강도에 도달한 것으로 나타났다. 이때 하중이 증가하면서 콘크

리트는 스터드의 지압력을 받는 부위에서 콘크리트의 압축강도에 도달한 부분이 증가하기 시작하고 최대전단강도의 50% 정도에서 스터드 머리부분이 변형하면서 콘크리트에 지압력을 가하는 것으로 나타났다.

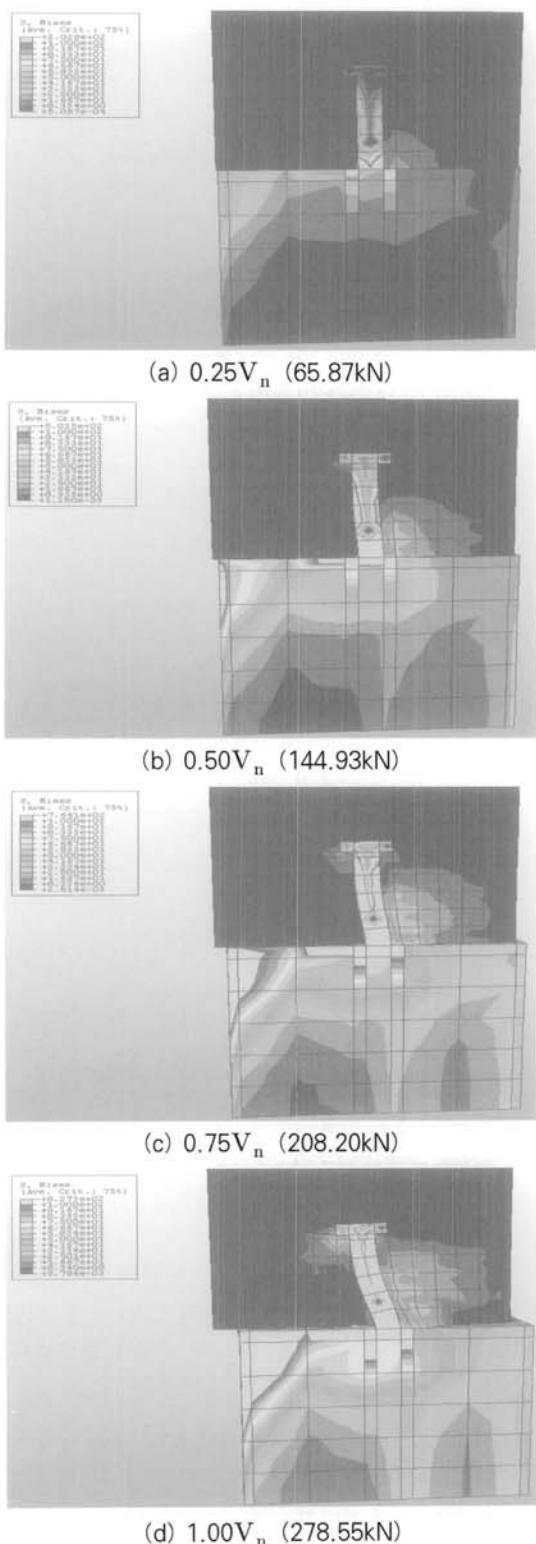


그림 11. 하중 단계별 부재별 응력분포

#### 4.2 기존 실험결과와 설계식 비교

그림 12는 식 (4)의 탄성계수를 경량 콘크리트의 비중을 사용하여 산정한 후 식 (3)에 대입하여 스터드 1개당 전단강도를 산정한 것이다. 여기서 기존 실험값이 AISC-LRFD의 식 (3)보다 작게 나타났다. 이것은 2장에서 언급한 것처럼 다우얼 파괴가 일어나기 전에 콘크리트 파괴가 일어난 것에 의한 요인으로 판단된다. 여기서 무근 콘크리트에 매립된 스터드 전단강도 실험(1995, 2009) 결과는 AISC-LRFD의 공칭강도보다 약 16% 정도 작게 나타났다.

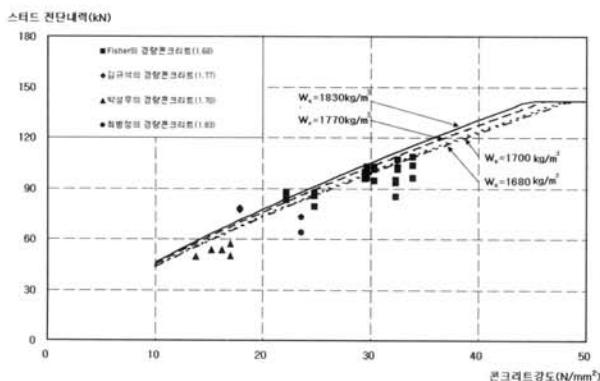


그림 12. 콘크리트강도 vs 스터드 전단내력

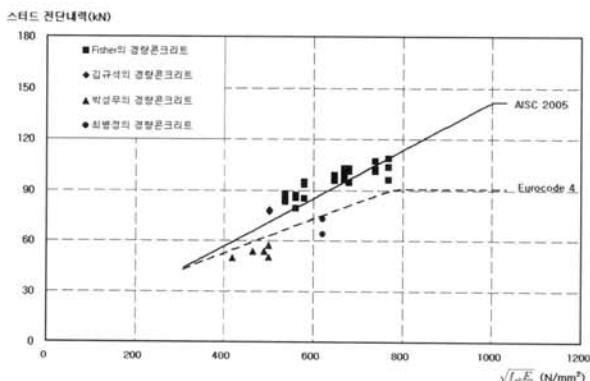


그림 13. 콘크리트강도 vs 스터드 전단내력

그림 13은 경량 콘크리트의 비중을 1.7로 할 때 스터드 1개당 AISC-LRFD의 전단강도 ( $V_n$ )와 Eurocode 4의 전단강도 ( $V_n$ )을 나타내고 있다. 기존 실험결과 중 무근콘크리트에 매립된 스터드 전단실험(1995, 2009)에 의한 전단강도를 살펴보면 AISC-LRFD의 공칭강도 ( $Q_n$ )는 15% 정도 작게 나타났다. 한편 Eurocode 4의 전단저항강도 ( $P_{Rd}$ )는 5%정도 작게 나타났다. 스터드의 안전적 측면에서 Eurocode 4의 전단저항강도 ( $P_{Rd}$ ) 산정이 더 합리적인 것으로 판단된다.

#### 4.3 콘크리트 강도에 따른 스터드의 전단강도

그림 14와 표 1은 유한요소 해석을 통해 비중이 1.7인 경량콘크리트의 압축강도 ( $f_{ck}$ ) 변화에 따라 스터드 지름이 19mm인 스터드 1개당 전단강도 ( $V_n$ )를 나타내고 있다.

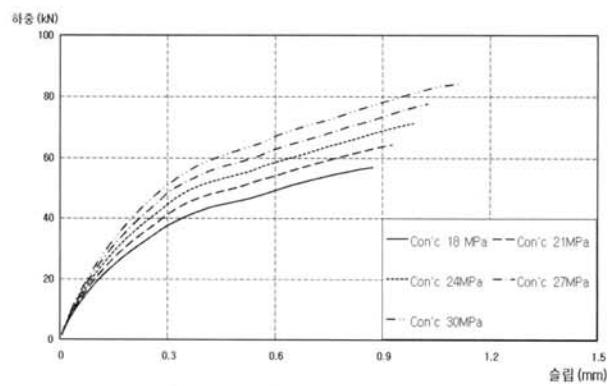


그림 14. 각 실험체별 하중-슬립 곡선

표 1. 콘크리트 압축강도에 따른 스터드 전단강도

구분	$f_{ck}$ ( $N/mm^2$ )	스터드 1개당 전단강도(kN)			비교	
		해석값	AISC	EC 4	$col(1)$	$col(1)$
					$col(2)$	$col(3)$
Col(1)	Col(2)	Col(3)	Col(4)	Col(5)		
LC 18	18	56.92	68.01	60.83	0.84	0.94
LC 21	21	64.42	76.35	66.78	0.84	0.96
LC 24	24	71.61	84.39	72.46	0.85	0.99
LC 27	27	77.84	92.19	77.89	0.84	1.00
LC 30	30	84.41	99.77	83.13	0.85	1.02
평균	-	-	-	-	0.84	0.98
표준편차	-	-	-	-	0.004	0.031

그림 14에서 경량콘크리트의 강도가 증가할수록 스터드의 전단강도 및 슬립이 동시에 증가하는 것으로 나타났다. 이것은 스터드의 전면에 위치한 콘크리트의 압축강도 ( $f_{ck}$ )가 증가하면서 스터드의 전단강도가 증가하고 스터드의 연성능력도 증가하도록 스터드를 지지하는 것으로 판단된다. 표 1에서 경량콘크리트의 강도가 증가할수록 기존 설계식과 차이를 나타내고 있다. 해석에 의해 스터드의 전단강도는 AISC-LRFD의 전단강도 ( $V_n$ )에 비하여 16% 정도 작게 나타났으며 한편 Eurocode 4의 전단강도 ( $V_n$ )에 비하여 2% 정도 작게 나타났다. 스터드의 안전적 측면에서 Eurocode 4의 전단강도 ( $V_n$ ) 산정이 더 합리적인 것으로 판단된다.

## 5. 결 론

본 연구는 경량콘크리트를 사용한 솔리드 합성보의 스터드 쉬어 콘넥터에 관한 전단거동 특성을 파악하는데 있다. 유한 요소해석에 의한 스터드의 전단거동과 기존 실험에 의한 스터드의 전단거동 특성을 비교하였다. 경량콘크리트의 압축강도를 변수로 하여 유한요소해석에 의한 스터드의 전단강도와 기준 설계식에 의한 스터드의 전단강도를 비교분석하였다. 연구 결과에 의해 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) 솔리드 무근 경량콘크리트에 매립된 스터드의 전단강도는 유한요소해석 결과와 기존 실험(TS 실험체) 결과가 거의 일치하는 것으로 나타났다. 따라서 간편 유한요소 해석 모델링의 방식은 향후 간편한 모델링에 적극 활용 할 수 있을 것으로 판단된다.
- (2) 기존 실험결과(1995년도, 2009년도)를 통해 스터드의 전단강도는 살펴보면 AISC-LRFD의 공칭강도( $Q_n$ )는 15% 정도 작게 나타났다. 한편 Eurocode 4의 전단 저항강도( $P_{Rd}$ )는 5% 정도 작게 나타났다. Eurocode 4의 전단저항강도( $P_{Rd}$ ) 산정방식은 AISC-LRFD의 기준식보다 더 보수적인 것으로 판단된다.
- (3) 유한요소해석에 의하면 경량콘크리트의 강도가 증가할 수록 스터드의 강도 및 슬립이 동시에 증가하는 것으로 나타났다. 이것은 스터드의 전면에 위치한 콘크리트의 압축강도가 증가하면서 스터드의 전단강도가 증가하고 스터드의 연성능력도 증가하도록 스터드를 지지 하개 때문인 것으로 판단된다.
- (4) 유한요소해석에 의하면 스터드의 전단강도는 AISC-LRFD의 전단강도( $V_n$ )에 비하여 16% 정도 작게 나타났으며 한편 Eurocode 4의 전단강도( $V_n$ )에 비하여 2% 정도 작게 나타났다. 현재로서는 Eurocode 4의 전단강도( $V_n$ ) 산정이 더 보수적인 것으로 보이지만 보다 종합적인 해석연구가 향후 보완될 필요가 있다고 판단된다.

## 감사의 글

본 연구는 2007학년도 경기대학교 학술연구비(2007-07-9)지원에 의하여 수행되었고 이에 감사를 드립니다.

## 참 고 문 헌

- 김규석, 김상섭, 김필중, 김승배(1986) 合成보構造의 耐力에 관 한 實驗的 研究(I), 대한건축학회논문집 2권 1호, 통권 3호, pp.85-93.
- 이재연, 박성무, 이리형(1991) 合成보에서 쉬어 콘넥터의 強度에 관한 研究(II), 대한건축학회논문집 7권 4호, 통권 36호, pp.217-224.
- 장승필, 심창수(2006) 합성구조론, 구미서관.
- 주기수, 박성무(1995) 輕量콘크리트 슬래브와 鐵骨보의 合成보에서 쉬어 콘넥터의 強度에 관한 研究, 대한건축학회논문집 11권 3호, pp.147-153.
- 최병정, 문효진, 한홍수, 한권규(2009) 경량콘크리트를 사용한 합성 철선트러스 데크의 푸쉬 아웃 성능 실험, 한국강구 조학회 논문집, Vol. 21, No 1, pp.15-26.
- 한덕희, 김필중, 김규석(1986) 合成보構造의 耐力에 관한 實驗的 研究(II), 대한건축학회학술 발표논문집, 제 6권 제 1호, pp.315-318.
- ABAQUS Version 6.5 Documentation, 1996.
- ANSI/AISC 360-05, Specification for Structural Steel Buildings, March 9, 2005.
- British Standard, Eurocode 4: Design of Composite Steel and Concrete Structures, BS EN 1994-2:2005.
- Dennis Lam, Ehab El-Lobdy(2005) Behavior of Headed Stud Shear Connectors in Composite Beam, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, January, pp.96-107.
- M. Xie, N. Foundoukis, J.C. Chapman(2004) Experimental and numerical investigation on the shear behaviour of friction-welded bar-plate connections embedded in concrete, *Journal of Constructional Steel Research* 61, pp.625-649.
- J.G. Ollgaard, R.G. Slutter, J.W. Fisher(1971) Shear strength of stud connectors in lightweight and normal-weight concrete, *AISC Engineering Journal*, Vol. 8, No. 2, pp.55-64.
- Oehlers, D.J. and Johnson, R.P.(1987) The Strength of Stud Shear Connections in Composite Beams, *The Structural Engineer*, *Journal of ISE*, Vol. 65B, No. 2, pp.44-48.
- R.G. Slutter, G.C. Driscoll(1965) Flexural Strength of Steel-Concrete Composite Beams, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, April, pp.71-99.
- (접수일자 : 2009. 4. 15 / 심사일 2009. 4. 15 / 게재확정일 2009. 4. 16)