

냉간성형강 스티드 합성벽 패널의 보/기둥 해석기법의 전산화

Programming of Beam/Column Analytical Process for Composite Wall Panels

이 영 기¹⁾

Lee, Young Ki

요 약 : 본 연구의 대상은 두개의 박판 냉간성형 C형강 스티드와 벽체 마감재로 구성되어 있다. 보거동 해석에서는 풍하중을 받고 있는 벽체로 가정하여 패널 축방향에 대하여 횡방향으로 등분포하중이 작용하는 단순지지보로 간주하여 해석한다. 그리고 합성패널의 주요 강도감소 인자를 고려한 처짐을 산정한다. 또한 기둥거동에서는 합성패널을 내력벽으로 가정하여 축방향 압축력이 작용하는 기둥으로 간주하여 해석한다. 이 패널은 근사해법인 에너지법을 사용하여 휨 좌굴 하중과 휨-비틀 좌굴 하중을 고려한 공칭 압축강도를 산정할 수 있다. 상기과정은 개발된 전산 프로그램을 이용하여 가용한 실험 결과와 비교하여 검증된다. 보거동에 있어서 실험치가 이론치의 97%의 근사치를 보였고, 기둥거동에서도 이론치에 대한 실험치 압축강도가 유사함을 보였다.

ABSTRACT : The object of this study was a cold-formed steel wall stud panel sheathed by gypsum boards. In the beam-analysis, the panel was treated as a simple beam with a uniform lateral loading. The deflections were calculated by considering the primary factors that reduced the stiffness of the panel. In the column-analysis, the panel was treated as a bearing wall with an axial load. By using an energy method, nominal axial strength could be evaluated by considering both flexural buckling and torsional-flexural buckling. All calculations were programmed and compared with the results of the experiment. In the beam-analysis, experimental deflections were close to theoretical deflections. In the column-analysis, the experimental values were also close to theoretical values in axial strength.

핵심용어 : 합성벽패널, 냉간성형강재, 벽체스티드, 내력벽, 합성기둥

KEYWORDS : composite wall panel, cold-formed steel, wall stud, bearing wall, composite action

1. 서론

본 연구의 대상은 그림 1과 같이 두개의 박판 냉간성형 C형강 스티드와 일정한 간격의 나사로 스티드 플랜지에 부착된 벽체 마감재(석고보드)로 구성되어 있다. 보거동 해석에서는 풍하중을 받고 있는 벽체로 가정하여 패널 축방향에 대하여 수직인 방향으로 등분포하중이 작용하는 단순지지보로 간주하여 해석하였다. 만일 스티드(C-단면)가 하중을 받았을 때 적절한 브레이싱이 되어있지 않다면 횡방향으로 비틀림 좌굴이 발생할 것이다. 그러나 스티드의 양측 플랜지들은 나사로 (약 30cm 마다) 석고보드에 부착되어있으므로 횡방향 비틀림 좌굴은 발생하지 않는다고 가정하여 본 연구에서는 고려되지 않는다.

합성패널의 강성도(stiffness)는 석고보드와 강재 스티드 플랜지를 연결하고 있는 나사의 미끄럼에 의한 것으로, 석고보드와 스티드가 확고하게 일체를 이루었을 때의 강도와 석고보

드와 스티드가 전혀 일체를 못 이루었을 때의 강도사이의 값일 것이다. 본 연구는 연구대상인 횡방향 등분포하중이 작용하고 있는 합성패널의 이론적 처짐값을 산정하는 과정을 체계화하여 전산화하는 것이다.

합성패널의 강도를 감소시키는 나사의 미끄럼 외에 두 가지 주요 인자가 추가로 고려된다. 첫째는 횡방향 등 분포하중으로 인한 스티드의 압축측 단면에서의 국부좌굴거동. 둘째는 설비 통과를 목적으로 한 셋기둥 복부의 개구부. 그러므로 본 연구의 주요 목적은 이와같은 합성패널의 강도 감소인자들을 처짐식에 적절히 반영하는 것이다.

전산 프로그램에 의한 이론적 처짐값을 검증하기 위해 저자에 의해 실시되었던 합성벽실험(Lee and Miller, 1997)으로부터 산정된 실험적 처짐값과의 비교로써 부합성을 검증한다.

기둥거동해석에서는 전형적인 지점조건을 포함한 내력벽으로 가정하여 축 방향 압축력이 작용하는 기둥으로 간주하여 해석하였다. 박판 냉간성형 C형강 부재는 축 하중이 재하 되

1) 정회원, 국민대학교 건설시스템공학부, 공학박사
(Tel : 02-910-4691, Fax : 02-910-4939, E-mail : Lecyou@kookmin.ac.kr)

본 논문에 대한 토의를 2005년 8월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

면 휨 또는 휨-비틀 좌굴모드에서 파괴되기 쉽다. 휨 좌굴모드에서 기동은 주축에 대한 휨에 의해 파괴되고, 비틀림 좌굴모드에서는 전단중심에 대한 비틀림에 의해 파괴되며, 휨-비틀 좌굴모드에서는 휨과 비틀림 모두에 의해 파괴된다. 또한 상대적으로 두께가 얇은 단면은 휨과 비틀림에 의해 국부좌굴이 발생할 수 있으므로 그 점을 고려한다.

냉간성형강 기동이나 스티드 벽체는 좌굴 거동을 상당부분 제어해 주는 브레이스나 마감재로 연결되어 있다. 석고보드와 같은 마감재는 건축적 목적으로 제안되었으나 거동을 제어하는데도 효과적이다. 압축하중은 각 스티드의 전체 단면의 중심에 재하 된다고 가정한다. 나사로 연결된 보드에서의 브레이싱은 해석 과정에서 탄성 스프링으로 표현된다. 이 패널은 휨 좌굴과 휨-비틀 좌굴의 대상이 되며 근사 해법인 에너지법을 사용하여 휨 좌굴 하중과 휨-비틀 좌굴 하중을 산정할 수 있다. 1996년 AISI시방서(1996) "냉간성형강 구조부재의 설계"를 기준으로, 스티드 단면을 유효단면으로 감소시키므로 국부좌굴 거동을 고려한다. 상기 내용을 고려한 공칭강도 산정이 전산화 과정의 주요내용이다. 개발된 전산 프로그램을 이용한 이론값은 제한적으로 가용한 실험 결과와 비교하여 검증된다.

2. 이론적 배경과 고찰

2.1 보거동 해석

2.1.1 휨에 의한 국부좌굴의 고려

본 연구에서 사용되는 패널의 처짐은 저자의 논문(이영기, 2001)에서 소개된 아래 세 공식에 의해 구하여 진다. 먼저 바닥시스템과 합성패널의 기하학과 물성치의 상이점을 고려하여, 구성요소가 확고하게 일체를 이루었을 때의 강성도는 다음과 같이 수정된다.

$$(EI_x)_R = E_s \left[I_{avg} + \frac{2(I_{wh} + A_{wb} \cdot h^2)}{n} \right] \quad (1)$$

여기서, E_s = 강재의 탄성계수, I_{avg} = 전단면과 개구부 단면을 고려한 유효 단면적에 대한 평균관성모멘트, I_{wh} = 석고보드의 관성모멘트(한쪽면), A_{wb} = 석고보드의 단면적(한쪽면), n = 탄성계수비 = E_s / E_{wb} , 그리고 E_{wb} = 석고보드의 탄성계수. 끝으로, 구성요소가 전혀 일체를 못 이루었을 때의 강성도는 다음과 같이 산출할 수 있다.

$$(EI_x)_U = E_s \cdot I_{avg} + 2(E_{wb} \cdot I_{wh}) \quad (2)$$

그림 1에서 보듯이, 두개의 냉간 성형강재 스티드의 양쪽 플랜지에 석고보드가 결합되어있다.

구성요소 간 단위 미끄럼을 유발하는 단위길이 당 전단하중(S_{slip})을 결정하기 위해 wallboard fastener connection test가 저자에 의해 실시되었다. 이 실험의 목적은 적절한 S_{slip} 의 결정이다. 실험치와의 비교를 위해서 사용된, 두께 12.7(mm)의 석고보드와 #6 나팔 형 머리 나사 (305(mm) 나사간격)에 대한, 예상 처짐값의 S_{slip} 의 범위는 214~1724 (kPa)였다.

최종적으로 미끄럼(부분합성거동)에 의한 강도감소를 고려한 처짐식은 다음과 같다.

$$\Delta = \Delta_R \left[1 + f_d \left(\frac{(EI_x)_R}{(EI_x)_U} - 1 \right) \right] \quad (3)$$

여기서, Δ_R = 구성요소가 확고하게 일체를 이루었을 때의 처짐, $f_d = 1/\alpha$ 에 대한 쌍곡선-삼각법에 의한 기능관련 상수(참고문헌 3) 참조, L = 전장길이, $(EI_x)_R$ = 구성요소가 확고하게 일체를 이루었을 때의 강성도, $(EI_x)_U$ = 구성 요소가 전혀 일체를 이루지 못했을 때의 강성도(stiffness).

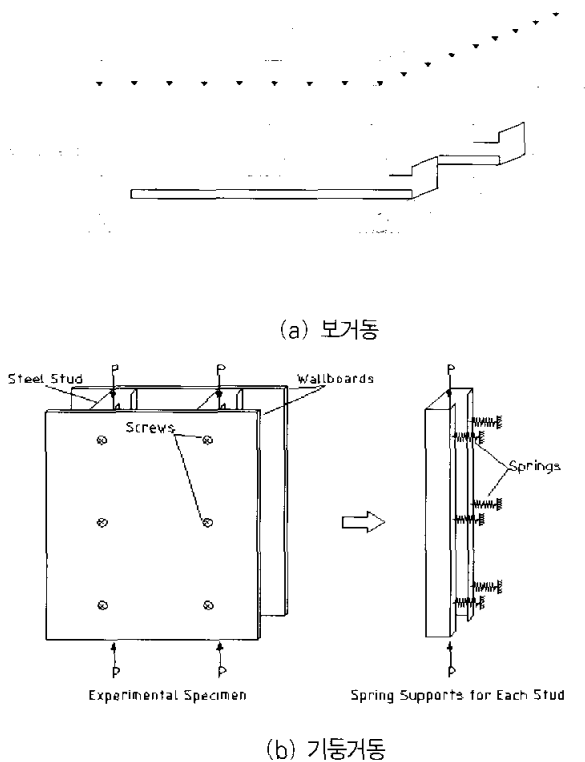


그림 1. 합성패널의 전산화 모델

2.1.2 전단면과 개구부단면에 대한 고려

본 연구대상인 스테드는 수도, 전기, 가스라인 등의 설비 통과를 목적으로 스테드의 복부에 몇 개의 개구부가 존재한다. 전단면과 개구부단면에 대한 국부좌굴효과는 그림 2에 보인 것처럼 이상화되어진다. 앞서 언급했듯이, 합성패널은 등분포 하중으로 인한 휨만이 작용하는 단순지지보로 취급된다. 그림 2에서 보듯이, 최대 휨모멘트(보 중앙)로부터 유도된 최대 압축응력은 샷기둥의 플랜지 상단에서 발생한다($f_{max} = f_{flange}$). 그리고 단면 전체가 유효하다면(국부좌굴이 발생하지 않는다면), 샷기둥 단면이 대칭이므로 중립축(x-축)은 복부 중앙($f_0 = 0$)에 위치한다. 압축응력은 복부의 중앙 0에서 플랜지 상단 f_{max} 까지에 걸쳐 선형적으로 분포되므로 플랜지 하단의 최대 인장응력은 상단의 최대압축응력과 동일한 값을 나타낼 것이다. 만일 압축측 단면에 국부좌굴이 발생하면, 휨강도가 감소되어 중립축 x-축은 x' -축으로 변동될 것이다. 그러므로 압축측 단면(플랜지, 복부, lip)에 대한 국부좌굴 여부를 반드시 검토해야 한다. 한편 인장 단면은 국부좌굴이 발생하지 않으므로 전체가 유효하다. 본 연구에서 언급하는 "유효단면"이란 국부좌굴로 감소되는 강도를 압축측 단면의 감소로 대치한 단면을 지칭한다. 그러므로 국부좌굴의 효과가 증가될수록 압축측 단면은 그만큼 감소되어 유효단면적이 감소됨을 알 수 있다. 유효단면 산정에 대한 지침은 AISI시방서(1996)에 따른다.

2.2 기둥거동 해석

2.2.1 에너지법 (Rayleigh-Ritz 법)

본 연구는 Simman(1973)의 총 포텐셜 에너지의 식을 단순화하였다. Timoshenko and Gere(1961)의 2.1장의 서론부분에서 기둥의 변형에너지(U), 하중을 적용한 포텐셜 에너지(V), 다이아프램의 변형에너지(D)를 사용하여 수평 브레이스를 부착한 기둥의 좌굴에 대한 총 포텐셜 에너지(Π)의 식을 산정하였다. 반면에 본 연구에서는 x축에 대한 합성 강성도($(EI_x)_c$)와 마감재의 강성도를 포함하여 기둥의 변형에너지에 다이아프램의 변형에너지를 포함한 U 와 V 의 두 항($\Pi = U + V$)으로 총 포텐셜 에너지를 단순화하였다. 대칭축의 이점($I_{xy} = 0$)을 이용하면 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$U = \frac{1}{2} \int_0^L [EI_y u''^2 + (EI_x)_c v''^2 + C_1 \psi'^2 + C\psi^2] dz \quad (4)$$

여기서,

C_1 = 휨강도,

C = 비틀림 강도,

$(EI_x)_c$ = 합성 강성도 ($(EI_x)_c$ 또는 $(EI_x)_R$)

$(EI_x)_c$ = 구성요소가 전혀 일체를 이루지 못했을 때의 강성도

$(EI_x)_R$ = 구성요소가 확고하게 일체를 이루었을 때의 강성도

단면에 대해서 기하학을 적용하는 경우 탄성지지 비틀림 계수 (k_ψ)는 x방향의 탄성지지 강도 (k_x)와 스테드 복부의 바깥쪽 길이(A')의 식으로 정의된다. 그리고 $r_o = \frac{I_o}{A}$ 이 식과 대칭축 ($y_o = 0$)의 성질을 이용하면 식 (4)를 다음과 같이 단순화 할 수 있다.

$$V = - \frac{P}{2} \int_0^L [u^2 + v^2 + \frac{I_o}{A} \psi^2 - 2x_o v' \psi'] dz + \frac{k_x}{2} \int_0^L [u^2 + \frac{A'^2}{4} \psi^2] dz \quad (5)$$

여기서, I_o = 전단중심에 대한 극관성모멘트.

총 포텐셜 에너지는 다음과 같이 산정할 수 있다.

$$\Pi = U + V - \frac{\partial \Pi}{\partial A_i} = 0 \quad (6)$$

그림 2. 힘에 대한 유효단면

2.2.2 휨 좌굴 하중과 휨-비틀림 좌굴 하중의 산정

Simaan(1973)의 가정에 따르면, 스티드의 단부는 x, y축에 대한 warping과 회전은 자유롭지만, z축에 대해서는 회전할 수 없고, x, y축 방향으로의 편향도 없다고 가정한다. 그리고 양단에서 단순지지(유효길이계수, K=1.0)를 위한 경계조건은 다음과 같다.

$$u = v = \psi = 0 \quad \text{at } z = 0 \text{ and } L \quad (7)$$

$$\frac{d^2u}{dz^2} = \frac{d^2v}{dz^2} = \frac{d^2\psi}{dz^2} = 0 \quad \text{at } z = 0 \text{ and } L \quad (8)$$

여기서, u = x축에서의 전단 중심의 변위,
 v = y축에서의 전단 중심의 변위,
 ψ = 단면의 회전각
 L = 지점간길이.

위에서 보여준 경계조건을 만족하는 좌굴에 대한 형상함수(mode shape) 방정식은 다음과 같이 산정한다.

$$u = A_1 \sin\left(\frac{n\pi z}{L}\right) \quad (9)$$

$$v = A_2 \sin\left(\frac{n\pi z}{L}\right) \quad (10)$$

$$\psi = A_3 \sin\left(\frac{n\pi z}{L}\right) \quad (11)$$

여기서, A_i =변위나 회전의 크기, $i=u, v, \psi$ 각각에 대한 1, 2, 3, $n=(1, 2, 3, \dots, n)$ 의 n번째 항. 식 (9)부터 (11)를 식 (4)부터 (6)에 대입하면 다음과 같은 결과를 얻는다.

$$P = \frac{\pi^2 EI_y}{L^2} \left(n^2 + \frac{L^4 k_x}{n^2 \pi^4 EI_y} \right) \quad (12)$$

$$\begin{bmatrix} (EI_y) \left(\frac{n\pi}{L} \right)^4 - P \left(\frac{n\pi}{L} \right)^2 & P r_o \left(\frac{n\pi}{L} \right)^2 \\ P r_o \left(\frac{n\pi}{L} \right)^2 & C \left(\frac{n\pi}{L} \right)^4 + \left(C - \frac{I_y}{A} P \right) \left(\frac{n\pi}{L} \right)^2 + \frac{(A')^2}{4} k_x \end{bmatrix} = 0 \quad (13)$$

식 (12)은 y축에 대한 휨을 포함하는 휨 좌굴 하중(P_2)의 해를 제시해 준다. 식 (13)는 P에 관한 2차방정식이고 휨-비틀림 임계 좌굴 하중의 두 값에 관한 각각의 경우에 대해 해를 구할 수 있다. 일축 대칭인 채널 단면에서 x축에 대한 비틀림과 휨을 합하여 나온 값 중 더 작은 값(P_3)을 사용한다.

일반적인 단부 조건에서 휨-비틀림 좌굴 하중은 단순지지(유효길이계수 K=1.0) 뿐만 아니라 K=0.5, K=0.7, K=2.0의 경우에서도 계산된다.

2.2.3 공칭 좌굴 응력의 산정

y축에 대한 휨 좌굴 하중(P_2)와 휨-비틀림 좌굴 하중(P_3)는 앞 절의 식 (12)과 (13)로 계산될 수 있고, x축에 대한 휨 좌굴 하중(P_1)도 고려해야 한다.

다음과 같은 세 가지의 좌굴 하중이 산정된다.

- 1) P_1 = 강축에 대한 휨 좌굴 하중
- 2) P_2 = 약축에 대한 휨 좌굴 하중
- 3) P_3 = 강축에 대해 휨을 갖는 휨-비틀림 좌굴 하중과 비틀림

지배 하중(P_1 에서 P_3 중 가장 작은 값)은 탄성 좌굴하중(P_e)으로 정의된다. 그러므로 탄성 좌굴응력은 다음과 같이 정의될 수 있다.

$$F_e = \frac{P_e}{A} \quad (14)$$

여기서, A=전체 단면적

AISI시방서(1996)에 따르면, 비탄성 거동과 탄성 거동을 고려한 공칭 좌굴응력은 다음과 같이 산정될 수 있다.

$$F_n = F_y (0.658^{\lambda_c}) F_y \quad \text{for } \lambda_c \leq 1.5 \quad (15)$$

$$F_n = \left(\frac{0.877}{\lambda_c^2} \right) F_y \quad \text{for } \lambda_c > 1.5 \quad (16)$$

여기서 F_y =강재기동의 항복응력

2.2.4 국부 좌굴로 인한 유효 단면적의 산정

유효 단면적은 국부 좌굴 거동에서 강도 감소를 반영한 벽체 스티드의 전체 면적에서 단면의 비유효 부분을 감한 면적을 줄임으로 정의된다. AISI시방서(1996) 조항을 사용하면 유효면적은 앞 절에서 묘사된 공칭 좌굴 응력(F_n)에 기초한 단면의 각 요소로 평가될 수 있다.

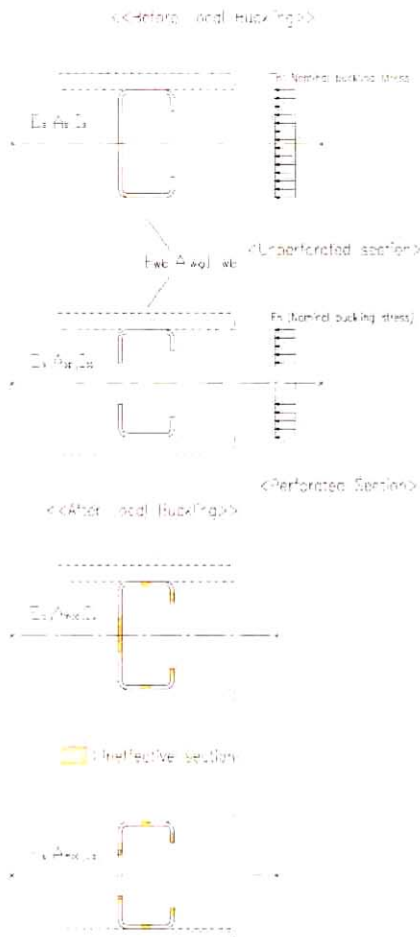


그림 3. 압축에 대한 유효단면

본 연구에서 실험한 강제 스티드는 복부에서 여러 개의 사각모양의 천공이 있다. 두개 내지 네 개의 천공은 스티드의 높이에 따라 일정한 간격으로 웹에 위치하지만 중앙부에 대해 정확히 대칭은 아니다. 천공과 비천공 단면 모두에 대한 국부 좌굴 효과는 그림 3에 설명되어있다. 벽체 패널이 축하중을 받기 때문에 공칭 압축 좌굴 응력(F_n)은 전체 단면요소에 일정하게 분배된다고 가정한다. 국부 좌굴 효과가 증가함에 따라 유효 단면은 일반적으로 감소하게 된다.

2.2.5 공칭 압축강도

앞서 취급한 유효 단면적과 공칭 좌굴하중으로부터 아래와 같이 공칭 압축강도를 산정한다.

$$P_n = A_e \cdot F_n \quad (17)$$

지금까지 언급한 주요항목을 모두 고려한 기동거동의 해석 과정을 전산화한 프로그램의 흐름도가 그림 4에 나타나 있다.

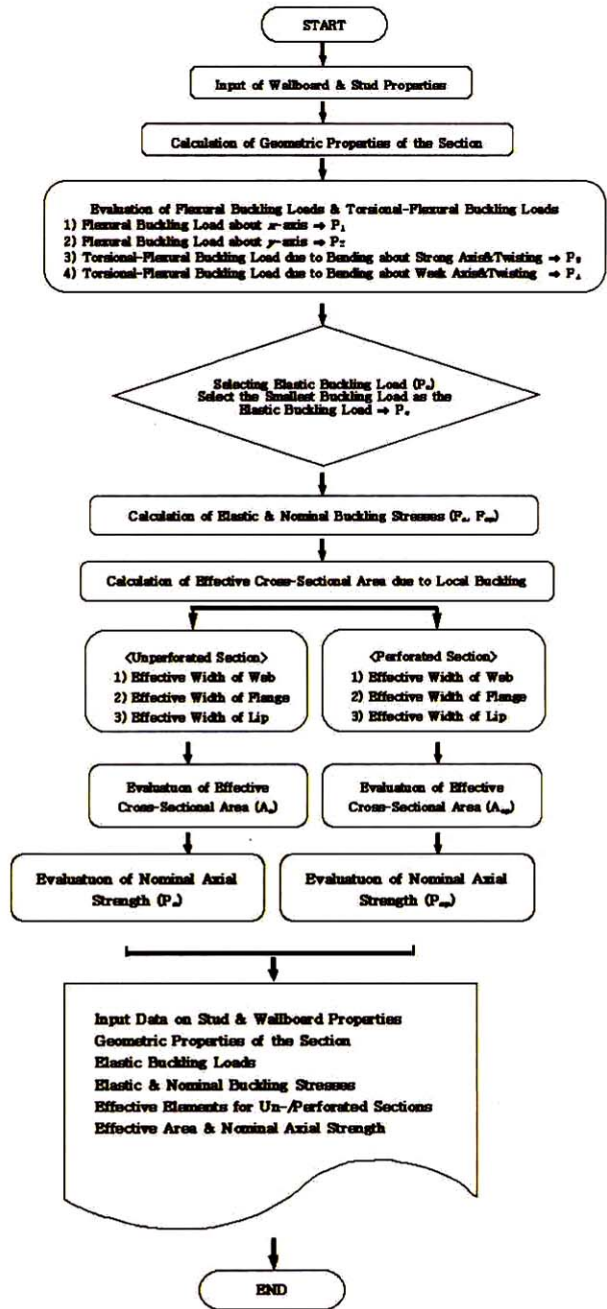


그림 4. 기동거동에 대한 전산프로그램의 흐름도

3. 전산프로그램의 검증과 적용

3.1 보해석의 검증

3.1.1 처짐값 비교: 이론치 vs. 실험치

총 49회의 합성패널실험이 다음 특성을 따라 구성 실시되었다.

- 1) 두께 12.7 mm 석고보드 (양쪽면)
- 2) 너비 1.22 m 패널

- 3) 공칭 1.22 m, 2.44 m, 4.27 m, 4.88 m 전장
- 4) 깊이 41, 64, 89, 102, and 152 mm 스테드
- 5) 폭 31.8 mm 플랜지
- 6) 두께 0.51 mm (25게이지) and 0.89 mm (20게이지) 스테드
- 7) 367 MPa (25게이지) and 313 MPa (20게이지) 항복응력 (F_y)
- 8) 길이 6.4 mm (25게이지) and 9.5 mm (20게이지) lip
- 9) 0.61 m 스테드 간격
- 10) 길이 25.4 mm, #6 나팔형머리 나사 (25 게이지: 보통나사, 20 게이지: self-drilling 나사)를 각 플랜지의 중앙과 석고보드를 간격 0.30 m로 연결

앞 절(2.1 보거동 해석)에서 설명한 방법으로 산정한 예상 처짐값(이론치)은 저자에 의해 실시된 합성벽실험 (Lee and Miller, 1997)으로부터 산출된 실험치와 비교 되었다. 최대와 최소 S_{slip} (1724 kPa와 214 kPa)값을 적용한 공칭전장 당 예상 처짐값들이 각각 그림 5와 6에 나타나 있다. 이론치와 실험치의 비교를 위해 Ratio(비율=실험치/이론치)가 사용되었다. 그림 5와 6로부터, 최대 S_{slip} 을 적용한 예상 처짐값들이 최소 S_{slip} 을 적용한 예상 처짐값들 보다 실험치와 더 근접함을 알 수 있다. 두 경우에 대한 평균값과 표준편차는 다음과 같다.

- 1) 최대 S_{slip} : $\bar{x} = 0.97$, S.D. = 0.13
- 2) 최소 S_{slip} : $\bar{x} = 0.78$, S.D. = 0.15

그림 5와 6에서 보듯이, 하중이 증가하면 Ratio가 근사 분포로 증가한다. 이 같은 현상은 고정된 S_{slip} 값과 석고보드 탄성계수 값의 사용으로 인한 점진적인 연화의 반영이라 예상한다.

3.2 기동해석의 검증

3.2.1 축강도 비교: 이론치 vs. 실험치

본 연구의 전산화기법에 의해 산정된 예상 압축강도의 신뢰성을 검증하기 위해 기존의 두 국내실험과의 비교를 실시하였다. 먼저 합성벽이 아닌 단일 스테드의 압축강도 실험에 대한 비교를 위해 "(김상섭 등, 1999)냉간성형 C형강 압축재의 좌굴강도에 대한 실험적 연구"에서 그 단면의 제원을 발췌하여 비교하였으며, 그 세부제원과 실험결과는 표1에 나타나 있다.

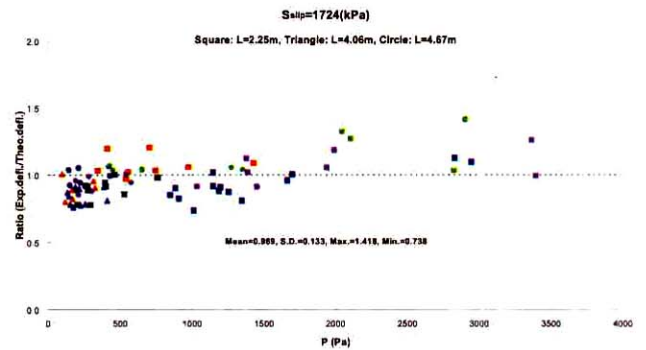


그림 5. 처짐값 비교-최대 S_{slip} 적용

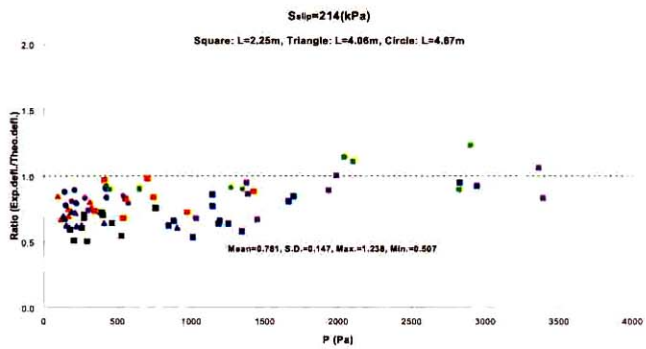


그림 6. 처짐값 비교-최소 S_{slip} 적용

비교논문에서는 1997년 KSD3854 “건축구조용 표면처리 경량형강(ZSS400)”(한국표준협회, 1997)에서 정하는 립 ㄷ형강을 사용하였으며, ZSS400 강재의 기준항복강도는 294.2(MPa)을 사용하였다. 표 1에서 알 수 있듯이 세장비와 단면의 치수에 따른 세 그룹의 실험강도와 전산화기법을 이용한 실험치는 평균 98%의 이론치(표준편차 0.023)를 나타냈다.

다음으로 “스틸하우스 구조시스템의 성능에 관한 실험”(문태섭과 윤명호, 1998)에서 조립벽체에 대한 압축거동에 대한 실험부분만을 발췌해 본 연구의 이론과 비교하였다. 비교대상 실험은 냉간성형강의 재질에 관해 ‘한국산업규격’에서 제시하는 강도 및 탄성계수를 이용하여 수행되었다. 이에 따른 자세한 제원과 본 연구에서 수행한 압축거동에 대한 공칭강도의 이론값에 대한 비교는 다음의 표 2에 나타나있다.

표 1. 단면에 따른 공칭축강도 비교-비교1

실험체명	F _y (MPa)	t (mm)	r _y (mm)	m (cm)	L (mm)	실험치 (KN)	이론치 (KN)	(실험치/ 이론치)
100SL-L-60	321.66	1.6	14.5	19.3	840	65.41	67.04	0.98
100SL-L-80	321.66	1.6	14.5	19.3	1130	56.79	56.75	1.00
100SL-L-100	321.66	1.6	14.5	19.3	1420	47.37	46.47	1.02
100SL-L-120	321.66	1.6	14.5	19.3	1710	37.83	37.11	1.02
140SL-L-60	314.79	1.4	14	17.3	810	56.05	59.12	0.95
140SL-L-80	314.79	1.4	14	17.3	1090	49.61	51.13	0.97
140SL-L-100	314.79	1.4	14	17.3	1370	40.93	42.41	0.97
140SL-L-120	314.79	1.4	14	17.3	1650	33.03	33.75	0.98
150SL-L-60	317.74	1.4	13.9	16.8	804	56.85	59.64	0.95
150SL-L-80	317.74	1.4	13.9	16.8	1082	49.72	51.47	0.97
150SL-L-100	317.74	1.4	13.9	16.8	1360	41.77	42.60	0.98
150SL-L-120	317.74	1.4	13.9	16.8	1638	33.91	34.59	0.98
평균								0.98
표준편차								0.023

주) F_y = 인장시험에 의한 ZSS400 강재의 단면에 따른 재료항복강도
 t = 스티드 단면의 강재 두께, r_y = 단면 2차 반경,
 m = 전단중심
 L = 세장비에 따른 지점간 길이와 실험체 순길이의 평균길이

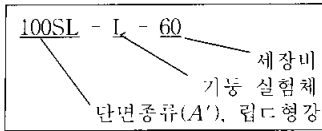


표 2. 단면의 세부제원 및 공칭강도 비교-비교2

번호	명칭	강종	판두께	F _u (MPa)	F _y (MPa)				
KS D 3530	일반 구조용 경량형강	SSC 400	1.6mm이상 6.0mm이하	402.1	294.2				
명칭	표준단면치수					단위중량 W	면적 A	단면2차반경 r _x	단면2차반경 r _y
	D	B	t	d	R				
립D형강	140mm	40mm	1.4mm	12mm	2.8mm	25(N/m ³)	3.25x10 ⁻⁴ m ²	53.1mm	14.0mm
시험체명	P _u (KN)		실험치(KN)		이론치(KN)		실험치/이론치		
WC-1P150	265.4		189.2		175.1		1.08		
WC-2P150	363.1		311.8		291.8		1.07		

여기서 공칭강도 “실험치”는 냉간성형강구조 설계기준(안) 및 해설 작성에 관한 연구의 기준(대한건축학회, 1997)에 따라 재료의 항복강도 F_y를 공칭값 294.2(MPa)로 계산한 값이다. 전산화 기법을 통해 산정된 “이론치”(예상 공칭강도)는 “실험치”의 약 108%의 값을 나타내며 이는 이론치가 그 만큼의 보수적 결과를 보여주고 있는 것이다.

이상의 국내 두 논문과의 비교를 통해 본 연구에서 사용된 합성벽 패널의 공칭강도 산정에 대한 전산 프로그램을 이용한

강도 산정기법은 오차범위 내에서 신뢰할 수 있다고 하겠다.

3.2.2 브레이싱 효과

본 연구에서는 전산화기법을 이용하여, 합성 벽 패널의 석고보드에 의한 브레이싱 효과를 앞 절에서 언급된 자료를 통해 비교하였다. 모든 실험조건은 “냉간성형 C형강 압축재의 좌굴강도에 관한 실험적 연구”(김상섭 등, 1999)와 앞 절에서 적용된 본 연구의 전산기법 적용에서의 조건과 일치시켜 수행하였다. 표3에서 보면 부재의 길이가 길어짐에 따라 공칭강도 증가율이 커지고, 유효길이계수 K값이 클 때 공칭강도 증가율이 크게 나옴을 알 수 있다. 그러므로 동일 단면에서 부재 길이가 길어질수록 브레이싱 효과가 커지고 유효길이계수 K값이 클 때 효율적임을 알 수 있다.

표 3. 브레이싱 효과에 관한 비교

K	F _y , A'	실험체명	L (mm)	P _n (kN)		증가율 (%)
				S=304.8	Non-B	
0.7	F _y = 321.7 MPa	100SL-L-60	839.98	74.33	74.33	0
		100SL-L-80	1130.05	74.21	68.72	8
		100SL-L-100	1420.11	74.04	61.69	20
		100SL-L-120	1709.93	74.33	54.39	37
1.0	A' = 100mm	100SL-L-60	839.98	72.14	67.04	2
		100SL-L-80	1130.05	71.50	56.75	26
		100SL-L-100	1420.11	72.94	46.47	57
		100SL-L-120	1709.93	72.01	37.11	94
0.7	F _y = 314.8 MPa	140SL-L-60	810.01	63.92	63.92	0
		140SL-L-80	1089.91	63.62	60.36	5
		140SL-L-100	1370.08	63.23	55.04	15
		140SL-L-120	1649.98	63.92	49.18	30
1.0	A' = 140mm	140SL-L-60	810.01	62.11	59.12	5
		140SL-L-80	1089.91	61.19	51.13	20
		140SL-L-100	1370.08	62.41	42.41	47
		140SL-L-120	1649.98	61.98	33.75	84
0.7	F _y = 317.7 MPa	150SL-L-60	803.91	64.44	64.44	0
		150SL-L-80	1082.04	64.12	60.89	5
		150SL-L-100	1359.92	63.64	55.47	15
		150SL-L-120	1612.65	64.23	50.05	30
1.0	A' = 150mm	150SL-L-60	803.91	62.58	59.64	5
		150SL-L-80	1082.04	61.50	51.47	20
		150SL-L-100	1359.92	62.69	42.60	47
		150SL-L-120	1612.65	62.56	34.59	81

표 4. 브레이싱 효과 : L=2.44m

K	실험체명	L(m)	P _n (kN)		증가율 (%)
			S=304.8	Non-B	
0.5	100SL 18	2.44	80.64	60.15	34
0.7	100SL 18	2.44	79.84	42.63	87
1.0	100SL 18	2.44	77.52	21.04	268

주) F_y = 인장시험에 의한 재료 항복강도

그러나 브레이싱 효과는 단면의 크기(A'값의 변화)와는 큰 연관성이 없음도 알 수 있다. 실험 조건을 변화시켜 지점 간

길이를 실제 건축물의 1층 정도의 높이(L=2.44m)로 가정하고 실험 하였을 때, 앞에서 설명한 경향성을 따르면서 석고보드에 의한 브레이싱이 없는 경우와 비교하여 34~268%의 증가율을 보였다.

4. 결 론

본 연구는 합성벽 벽체의 두 가지 이상적 모드(보거동과 기동거동)에 대해 AISI시방서에서 제시한 해석 방법을 토대로 그 과정을 전산화하여 유사 합성거동의 시뮬레이션을 가능하게 했다.

먼저 보거동에 있어서 최대 S_{slip} 에 대한 실험치가 이론치의 97%의 근사치를 보이는 접근을 확인할 수 있었다. 제한된 자료와의 비교라 할 수는 있겠지만, 기동거동에서도 이론치에 대한 실험치 압축강도가 98%에서 108%까지의 근사치를 보이는 좋은 결과를 보였다. 또한 K=1.0일 때 마감재에 의한 브레이싱 효과가 268%나 증가한다는 사실도 확인할 수 있었다.

본 연구에서는 상용되는 소수의 스티드 단면을 대상으로 제한된 실험치와의 비교를 통하여 본 연구에서 제안한 전산화기법을 검증 하였고 그 범위 안에서 신뢰적인 결과를 보였다. 추후 본 연구를 바탕으로 유사 합성벽체 패널에 대한 폭넓은 후속 연구의 지속적 수행으로 본 연구성과의 입증에 필요하다고 판단된다.

참 고 문 헌

이영기 (2001). 석고보드와 결합된 강재 셋기동 패널의 부분

합성거동 한국강구조학회논문집, 제13권 4호, pp. 373-380

김상섭, 김영호, 김규석 (1999). 냉간성형C형강 압축재의 좌굴강도에 관한 실험적 연구

한국표준협회, KS D 3854 (1997) 건축구조용 표면처리 경량형강

문태섭, 윤명호 (1998). 스티하우스 구조시스템의 성능에 관한 실험 한양대학교

대한건축학회 (1997). 냉간성형강구조 설계기준(안) 및 해설작성에 관한 연구

Lee, Y. K., and Miller, T. H. (1997). *Final Report on Composite Wall Tests*, Department of Civil Engineering, Oregon State University, Corvallis, Oregon

American Iron and Steel Institute (1996). *Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members* Washington, D.C

Simaan, A.(1973). *Buckling of Diaphragm-Braced Columns of Unsymmetrical Sections and Application to Wall Studs Design Report No.353*, Department of Structural Engineering, School of Civil and Environmental Engineering, Cornell University, Ithaca, N.Y.

Timoshenko, S. p., and Gere, T. M. (1961). *Theory of Elastic Stability* 2nd edition, McGraw-Hill, New York, N.Y.

(접수일자 : 2004. 10. 11 / 심사일 2004. 10. 11 / 심사완료일 2004. 12. 10)