



상·하부 ㄱ형강 반강접 CFT 기둥-보 접합부의 단조 및 이력거동

이성주¹ · 김주우^{2*}

¹박사과정, 세명대학교, 건축공학과 ²교수, 세명대학교, 건축공학과

Monotonic and Hysteresis Behavior of Semirigid CFT Column-to-Beam Connections with a Top-Seat Angle

Lee, Sung Ju¹, Kim, Joo Woo^{2*}

¹Graduate Research Assistant, Dept. of Architecture, Semyung University, Jecheon, 390-711, Korea

²Professor, Dept. of Architecture, Semyung University, Jecheon, 390-711, Korea

Abstract - In this paper a systematic numerical analysis is performed to obtain the bending moment resisting capacity of a top and seat angle connection, which is a type of partially restrained connection, for a CFT composite frame subjected to cyclic loading. This partially restrained composite CFT connections are fabricated using high strength steel connection bar. The three-dimensional nonlinear finite element models are constructed to investigate the rotational stiffness, bending moment capacity, and failure modes. A wide scope of additional structural behaviors explain the different influences of the top and seat angle connection's parameters, such as the different thickness of connection angles and the gage distances of the high strength steel bar. The moment-rotation angle relationships obtained from the finite element analysis are compared with those from Richard's theoretical equation.

Keywords - Top-seat angle connection, CFT composite frame, High strength steel bar, Nonlinear FE analysis, Failure mode, Cyclic load, Bending moment capacity

1. 서론

부분강접 접합부는 힌지 접합형식에 일부 보강만으로 수평강성 확보가 가능하며^[1] 사용하중 하에서 강접합과 유사한 거동을 보인다. 상·하부 ㄱ형강 접합부는 부분강접 접합부의 한 형태로 중·저층 건물에 적합하다. 이러한 상·하부 ㄱ형강 접합부는 실험적 연구^{[2],[3],[4]}를 통하여 접합부의 전단, 휨모멘트 지지능력, 강도 및 강성이 ㄱ형강의 두께와 길이, 볼트의 개수와 직경, 용접 길이와 강도 등에 의하여 주로 영향을 받으며, 이러한 변수들에 따라서 다양한 접합부

의 파괴양상을 나타내는 것을 밝혔다. Roeder and Dailey^[5]은 접합부에 작용하는 대부분의 전단력을 하부 ㄱ형강이 부담하고, 상부 ㄱ형강은 접합부의 횡방향 안정성만을 도모하기 위하여 설치되는 것으로 이상화 하였다. 또한, 해석적 연구로 3차원 비선형 유한요소해석을 수행하여 부분강접 접합부의 강성 및 강도뿐만 아니라 응력분포, 소성화 과정 등 추가적으로 파악하였고 해석결과를 바탕으로 강성 및 강도 예측을 위한 해석모델을 제안하였으며^{[6],[7],[8],[9],[10],[11],[12],[13],[14]}, Chen^[15], Chen and Kishi^[16], Chen and Lui^[17], Faella *et al.*^{[18],[19],[20]}은 횡방향 안정성만을 도모하기 위하여 설치된 상부 ㄱ형강도 ㄱ형강의 두께 및 길이, 볼트 게이지 거리 등의 변화에 따라서 충분한 모멘트 저항능력을 가질 수 있다고 예측하였고, 상부 ㄱ형강 접합형태 변화에 따른 접합부의 초기회전강성 및 소성모멘트 저항능력 예측을 위한 해석모델을 제안하였다.

CFT(Concrete Filled Steel Tube)구조는 원형 혹은 각

Note.-Discussion open until December 31, 2014. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on March 7, 2014; revised April 22, 2014; approved on May 22, 2014.

Copyright © 2014 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-43-649-1329 Fax. +82-43-649-1755

E-mail. jw_kim@semyung.ac.kr

형단면의 강관내부에 콘크리트를 충전한 구조로 강관과 충전콘크리트의 상호 합성작용에 의하여 강성, 내력, 변형성능, 내화, 시공 등의 측면에서 우수한 특성을 발휘하는 구조시스템이다. 특히, 반복하중의 작용에 대해서는 우수한 내진성능을 발휘하고 경제성이 우수하며 범용성이 높아 사용이 증가하고 있는 추세이다. 하지만 우리나라에서는 콘크리트 충전성 확보 및 품질 검사 어려움, 내진성능을 갖춘 접합부 개발의 부족 및 규격화와 표준접합부상세 제공 부족 등으로 실무에 많이 적용되지 않는다. 또한, 부분강접 접합부로 분류되는 CFT 기둥과 보의 ㄱ형강 접합부의 거동 예측 및 반복하중을 받는 휨모멘트 내력을 위한 국내의 연구는 아직 미흡하여 ㄱ형강 접합부 설계에 필요한 접합부 디테일 개발 및 설계지침 제안 등이 이루어지고 있지 않은 실정이다.

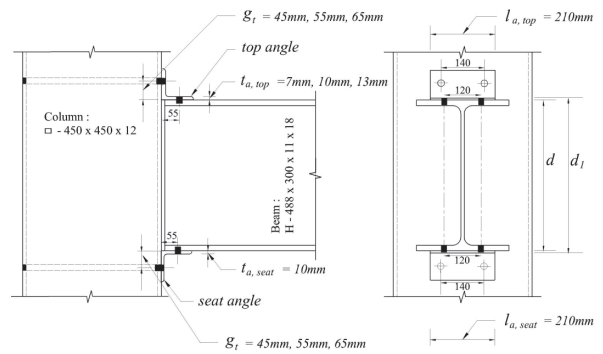
따라서 본 연구에서는 ㄱ형강 두께 및 강봉 게이지 거리를 변수로 선택하여 3차원 유한요소 해석을 통하여 반복하중을 받는 CFT 합성골조의 상·하부 ㄱ형강 접합부의 모멘트-회전각 관계 변화를 파악하고 회전강성, 휨모멘트 내력, 응력분포 및 파괴모드를 비교 분석하여 구조적 거동을 알아보고자 한다.

2. 3차원 유한요소 해석모델

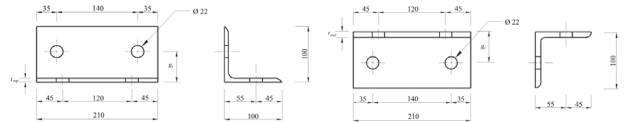
상·하부 ㄱ형강을 이용한 CFT 기둥과 H형강 보의 접합부에 대한 기하학적인 형상 및 크기가 Fig. 1에 나타나 있다. 이 때 CFT 기둥의 높이와 H형강 보의 길이는 각각 3,200mm와 2,150mm이며, 1개의 상부 ㄱ형강과 1개의 하부 ㄱ형강 및 4개의 강봉과 4개의 볼트로 연결되어 있다. Fig. 2에서와 같이 범용유한요소해석 소프트웨어인 ANSYS^[21]를 이용하여 접합부의 각 부재(즉, 각형강관, 콘크리트, H형강, ㄱ형강, 강봉, 볼트)에 대한 3차원 유한요소모델링이 이루어졌다. 이러한 모델링 과정에서 강재의 재료 및 기하학적인 비선형을 지원하는 ANSYS의 3차원 요소인 Solid 185와 CFT 기둥의 콘크리트의 재료적 특성을 포함하는 3차원 요소인 Solid 65가 적용되었다. Fig. 2의 확대된 ㄱ형강, 볼트, 강봉 및 CFT 기둥의 콘크리트의 유한요소모델로부터 응력집중이 발생될 가능성이 있는 부분에 더욱 세밀한 요소망이 형성되어있음을 볼 수 있다. CFT 기둥 양쪽 끝단의 경계조건은 고정으로 하였으며 하중은 H형강 보의 자유 단부에 가해지는 변위제어법을 이용하였다. 변위하중은 Fig. 3

과 같이 AISC 내진설계 매뉴얼^[22]에서 제시한 단조중가 반복하중이력을 이용하였다.

기둥-보 접합부의 각 부재에 적용되는 강재의 재료특성 및 CFT 기둥 내부의 콘크리트의 재료특성은 Table 1에 나타나 있다. 여기서 강관과 ㄱ형강에 적용되는 HSB600과 H형강에 적용되는 SM490 강재 및 F10T 볼트와 강봉의 응력-변형을 관계는 Fig. 4와 같이 bilinear(HSA600)와 완전탄소성(SM490)으로 가정하였다. 비탄성 범위에 대한 재료적 비선형 해석을 위한 항복기준은 von Mises 항복조건



(a) Geometry of top-seat angle connections



(b) Geometry of top angle (c) Geometry of seat angle

Fig. 1. Configurations of CFT column-to-beam connections

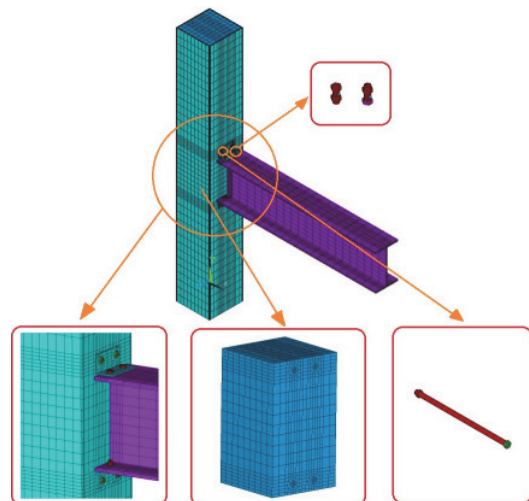


Fig. 2. Typical finite element model of CFT column-to-beam connection with a top-seat angle

을 사용하였으며, ANSYS에서 von Mises 등가소성응력은 다음 식 (1)과 같이 정의된다.

$$\sigma_{eq}^p = \sqrt{\frac{1}{2}(\sigma_1^p - \sigma_2^p)^2 + (\sigma_2^p - \sigma_3^p)^2 + (\sigma_1^p - \sigma_3^p)^2} \quad (1)$$

여기서 $\sigma_i (i=1,2,3)$ 는 주응력이며, 주응력의 위첨자 p 는 소성응력을 나타낸다.

또한, 직경이 22mm(M22)인 F10T 볼트 및 강봉을 체결할 때 축방향으로 발생하는 프리텐션을 고려해야 하는데, 본 연구의 유한요소 해석모델에서는 현행 기준(KBS2009)에 제시된 200kN의 프리텐션 값을 주었다. 상·하부 기형강을 이용한 CFT 기둥-보 접합부는 각형강관, 콘크리트,

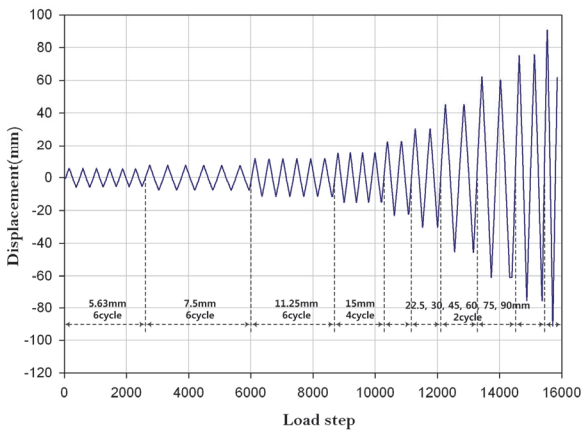


Fig. 3. Displacement loading history

Table 1. Material properties of connection members

Member	Material	F_y (MPa)	Tensile strength F_u (MPa)	E (MPa)	ν	f_{ck} (MPa)
Steel tube & Angle	HSB 600	450	600	205,000	0.3	-
Beam	SM 490	325	490			
Bolt & Steel bar	F10T	900	1000			
Concrete	-	-	-	22,628	0.167	27

F_y = yield strength; F_u = tensile strength;
 F_{ck} = compressive strength; E = modulus of elasticity;
 ν = Poisson's ratio

기형강, 볼트 등과 같이 다양한 부재와 재료들로 구성되어 있기 때문에, 이러한 부재들 사이의 상호작용은 매우 다양하게 고려되어야 한다. 일반적으로 이러한 상호작용은 부재들 사이의 접촉면 상태에 따라 달라지며, 엄밀한 3차원 비선형 유한요소해석을 수행할 경우, 실제 접촉면과 가까운 접촉조건을 적용해야한다.

CFT 기둥-보 접합부 부재들 사이의 접촉면은 ANSYS의 'Standard tangential sticking/sliding' 옵션을 사용하여 모델링 되었으며, 이 옵션은 접촉면의 마찰 거동과 접촉면의 수직방향의 닫힘과 열림 거동이 동시에 고려될 수 있다. 접합부 부재들 사이 중에서 콘크리트와 강봉, 기형강과 강봉, 그리고 기형강과 보 사이의 접촉면(Table 3)은 마찰 거동이 고려되어야 하며, Table 2에 나타난 바와 같이 이러한 접촉면은 작용력에 의한 마찰의 방향에 따라 마찰계수가 다르게 적용되어야 한다. Table 2에서 CFT 기둥과 상부 기형강 사이의 접촉면은 휨모멘트를 받을 경우 다리의 들림 현상으로 접촉면의 분리를 허용하도록 모델링이 되었으며, 기형강과 볼트, 보와 볼트 사이의 접촉면은 접촉 후에 부재 상호간의 관입이 발생하지 않는다고 가정하였다.

Table 3에서와 같이 CFT 기둥-보 접합부에 사용되는 기형강의 길이, 볼트와 강봉의 수, 직경 및 피치거리는 일정하다고 가정하였다. 다른 한편으로, 기형강 두께 및 강봉

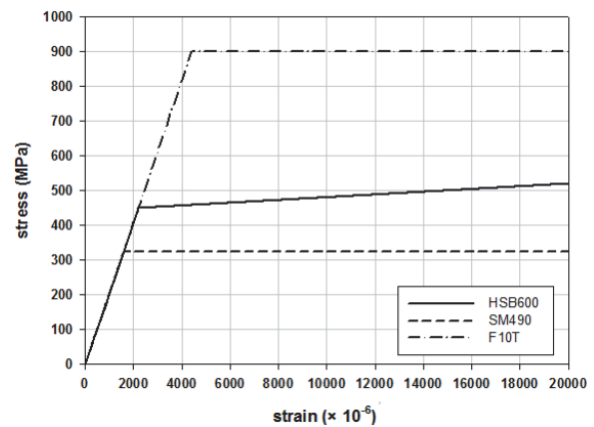


Fig. 4. Stress-strain relationships of steel components

Table 2. Friction coefficients between connection members

Contact surface	Friction coefficient
Concrete-Steel bar	0.3
Angle-Steel bar	0.33
Seat angle-Seat bolt	0.23

Table 3. Analytical cases selected for top-seat angle connections (unit: mm)

Analytical model designation	Top angle thickness (t_{top})	Seat angle thickness (t_{seat})	Gage distance (g_t)	Angle length (l_{top}, l_{seat})
T7-S10- ⁺⁺ G45	7	10	45	210
T10-S10-G45	10			
T13-S10-G45	13			
T7-S10-G55	7		55	
T10-S10-G55	10			
T13-S10-G55	13			
T7-S10-G65	7	65		
T10-S10-G65	10			
T13-S10-G65	13			

⁺⁺T : Top angle thickness; ⁺⁺G : Gage distance

게이지 거리의 변화에 따른 상·하부 ㄱ형강 접합부의 응력 및 변형 등과 같은 구조적 거동에 대한 경향을 파악하기 위하여, ㄱ형강 두께 t_{top} 를 7mm, 10mm, 13mm로 변화시켰으며, 강봉의 게이지거리 g_t 는 45mm, 55mm, 65mm로 세 가지 경우를 고려하였다(Table 3).

3. 정적해석

3.1 휨모멘트 내력

Fig. 5는 정적하중(보 자유단의 최대변위 = 100mm)을 받는 CFT 기둥-보 접합부의 휨모멘트와 회전각의 관계를 ㄱ형강 두께 및 강봉의 게이지 거리의 변화에 따라 나타낸 것이다. 예측한바와 같이, 고려되고 있는 세 가지 게이지 거리(즉, 45mm, 55mm, 65mm)에 대해서 ㄱ형강 두께가 증가하면 초기회전강성, 참조모멘트(항복모멘트) 및 휨모멘트 내력도 증가함을 알 수 있는 반면, ㄱ형강 두께와 관계없이 게이지 거리가 커지게 되면 초기회전강성, 참조모멘트 및 휨모멘트 내력은 감소하게 된다(Fig. 5). 이와 같은 각 유한요소해석모델의 휨모멘트-회전각 관계 곡선은 회귀분석을 통한 이론적 접근방법과의 결과검증이 이루어질 필요가 있다.

Richard and Abbott^[23], Richard *et al.*^[24]가 제안한 식 (2)를 적용하면 정적하중을 받는 CFT 기둥-보 접합부의 거동 양상을 예측하는데 필요한 변수인 초기회전강성, 소성회전강성, 참조모멘트 및 곡선형태변수 등을 얻을 수 있다.

$$M(\theta) = \frac{(K_c - K_p)\theta}{\left(1 + \left|\frac{(K_c - K_p)\theta}{M_0}\right|^{1/n}\right)^{1/n}} + K_p\theta \quad (2)$$

여기서, K_c : 초기회전강성
 K_p : 소성회전강성
 M : 모멘트
 M_0 : 참조모멘트
 n : 곡선형태변수
 θ : 회전각

Fig. 5의 각 유한요소해석모델의 휨모멘트-회전각 관계 곡선은 상용프로그램인 SigmaPlot(version 10.0)으로 식 (2)의 Richard 해석모델을 적용하여 회귀분석 하였다. Fig. 6은 T10-S10-G45에 대한 휨모멘트-회전각 관계 곡선의 전형적인 회귀분석 결과를 나타내고 있다. Fig. 6에서 전이모멘트 구간을 통과하기 이전의 휨모멘트-회전각 관계 곡선의 기울기는 접합부의 초기회전강성 K_c 에 해당하며, 전이모멘트 구간을 지난 후의 곡선의 기울기는 접합부의 소성회전강성 K_p 에 해당한다. 또한, 참조모멘트 M_0 는 접합부의 모멘트경화현상을 나타내는 구간의 기울기가 모멘트 축과 만나는 값을 의미하며, 곡선형태변수 n 은 전이모멘트 구간의 실제 휨모멘트-회전각 관계 곡선과 회귀분석을 통하여 얻은 전이모멘트 구간의 적합성을 나타낸다.

본 연구에서 고려된 모든 경우에 대해서 동일한 방법의 회귀분석이 이루어졌으며, 이를 통하여 얻은 초기회전강성, 소성회전강성, 참조모멘트, 곡선형태변수 등의 값을 Table 4에 정리하였다. Table 4에 제시한 값들은 상·하부 ㄱ형강 접합부의 탄성거동 및 소성거동을 파악하는데 매우 중요하다는 것을 주지해야 한다. ㄱ형강 두께가 클수록, 강

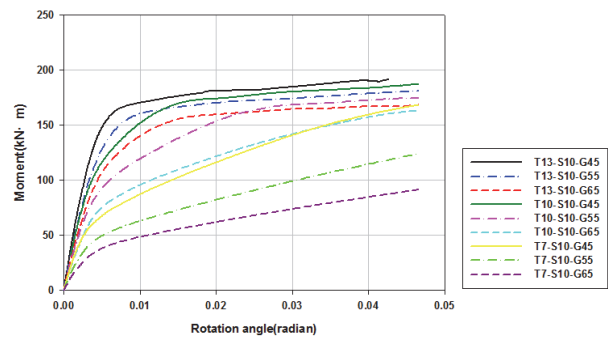


Fig. 5. Moment-rotation curves due to static load

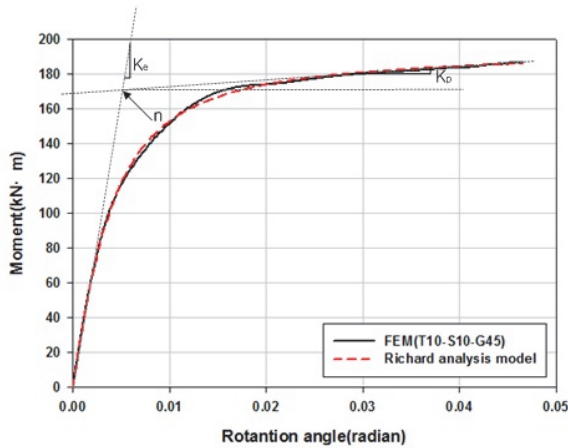


Fig. 6. Typical Moment-rotation curves of T10-S10-G45 by FEM and Rechar'd's regression method

Table 4. Main parameters by Richard's regression method

Analytical model designation	K_e (kN·m/rad)	K_p (kN·m/rad)	M_0 (kN·m)	n	R^2
T7-S10-G45	23120.83	1423.14	71.93	1.61	0.99
T10-S10-G45	37035.06	523.86	147.71	1.50	0.99
T13-S10-G45	40490.21	460.75	171.65	2.94	0.99
T7-S10-G55	18745.38	1567.30	42.18	1.62	0.99
T10-S10-G55	34211.85	535.58	86.54	1.39	0.99
T13-S10-G55	34574.57	441.83	155.24	1.53	0.99
T7-S10-G65	13152.72	1080.56	29.40	1.43	0.99
T10-S10-G65	28545.40	1320.75	69.29	1.13	0.99
T13-S10-G65	30415.50	418.33	119.16	1.25	0.99

봉의 게이지 거리가 작을수록 초기회전강성 값의 증가는 뚜렷하게 나타난다. 일반적으로, 회귀분석 결과의 적합성은 결정계수(coefficient of determination) R^2 값을 이용하며, 결정계수 값이 1.0에 접근할수록 실제의 휨모멘트-회전각 관계곡선과 적합하다고 판단된다. Table 4에서의 결정계수의 값들이 0.99이므로 본 연구에서 수행된 회귀분석 결과가 매우 적합한 것으로 판단될 수 있다.

3.2 소성휨모멘트 해석모델

상·하부 γ 형강 접합부는 작용하는 하중이 증가함에 따라서 상부 γ 형강과 하부 γ 형강에 발생하는 응력집중 현상의 심화로 γ 형강의 모서리 부분 및 강봉 머리 부분에는 소성힌지가 발생하며 최종적으로 파괴된다. 따라서 작용중으로 인하여 전단 및 휨모멘트를 동시에 받는 γ 형강의

항복에 대한 영향을 파악하고 이를 근거로 접합부의 소성휨모멘트를 산정하는 것은 매우 중요하다.

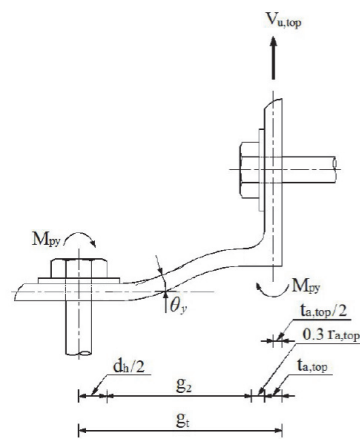
휨모멘트를 받는 상·하부 γ 형강의 접합부는 실험 및 3차원 비선형 유한요소 해석을 통해 Fallea가 제안한 소성휨모멘트 해석모델에서 Yang은 해석모델을 수정하여 제안하였다.

Fallea *et al.*^[20]은 상부 γ 형강 다리의 모멘트와 전단력의 상호작용을 무시함으로써 $V_{u,top}$ 을 식 (3)과 같이 제안하였다.

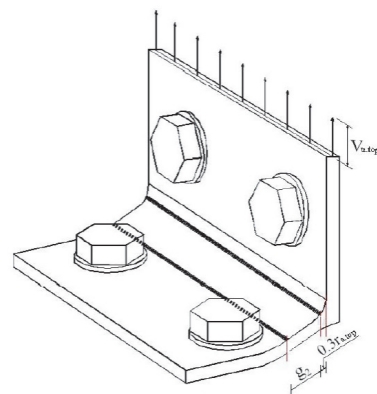
$$V_{u,Fallea} = \frac{2M_{pl,top}}{m_{ta}^*} \quad (3)$$

여기서, $M_{pl,top} = \frac{1}{4} l_{a,top} t_{a,top}^2 F_{y,top}$

$$m_{ta}^* = m_{ta} - \psi_1 \left(\frac{d_{bh}}{2} + \frac{t_{a,top}}{2} + 0.2 \cdot r_{a,top} \right)$$



(a) Yield moment



(b) Yield line of plastic hinge as a beam type

Fig. 7. Analytical plate model for plastic bending moment of top-seat angle connections

$$\psi_1 = 1.89 - 3.22 \left(\frac{t_{a,top}}{d_b \sqrt{m_{ta}/d_b}} \right) \leq 1$$

$$m_{ta} = g_t - t_{a,top} - 0.8r_{a,top}, \quad g \leq 0.4t_{a,top}$$

$$m_{ta} = g_t - 0.5t_{a,top}, \quad g > 0.4t_{a,top}$$

Fig. 7과 같이 보의 단부에 집중하중이 작용하면 상부 ㄱ형강은 휨모멘트의 영향을 받고, 기둥 플랜지에 볼트로 체결된 상부 ㄱ형강의 다리는 전단력을 받는 것으로 이상화 할 수 있다. 상부 ㄱ형강의 다리는 상부 ㄱ형강의 두께가 비교적 얇은 경우에 전단력의 영향으로 항복하고, 휨 항복 이후에 최종적으로 소성화 과정을 거쳐서 파괴한다.

Jaspart^[25], Jaspart and Maquoi^[26], Weinand *et al.*^[27] 및 Kishi and Chen^[28], Chen *et al.*^[29]은 접합부의 소성휨모멘트는 전이휨모멘트 구간 내에 위치하고 소성휨모멘트 강성경화를 나타내기 시작하는 부분으로 정의하였다. 그러므로 이때에 ㄱ형강 부재에는 소성힌지가 발생한다고 이상화 하였다.

본 논문에서 상·하부 ㄱ형강 접합부의 소성휨모멘트 그림 7(b)와 같이 Yang and Jeon^[10]이 제안한 상부 ㄱ형강 다리에서 발생하는 소성힌지 항복선을 근거로 보 항복선 모델을 적용하여 구하였다. 그림 7(a)와 같이 상부 ㄱ형강 다리의 항복모멘트에 의한 일 방정식은 식 (4)로 정리될 수 있고, 식 (4)의 적용에 있어서 단위길이 당 전단력 V_{py} 는 Drucker와 Tresca의 항복이론을 적용하면 식 (5)와 같이 구할 수 있다. 이때 $V_{0,top}$ 은 상부 ㄱ형강 순수 전단력이며, 식 (7)과 같이 정리된다. 따라서 상부 ㄱ형강에 발생하는 전단력은 식 (8)과 같이 정리될 수 있다. 식 (8)의 α' 에 대하여 Thornton^{[30],[31],[32],[33]}은 볼트로 체결된 접합부의 지레작용 효과를 나타내는 변수를 나타내고 접합부의 최종 변형양상에 근거하여 식 (9)와 같이 제안하였다. 또한, g_2 는 상부 ㄱ형강에 생성되는 소성힌지 사이의 거리로 식 (6)과 같이 정리된다.

$$2M_{py}\theta_y = V_{py}g_2\theta_y \quad (4)$$

$$\left(\frac{V_{py}}{V_{0,top}} \right)^4 + \frac{g_2}{t_{a,top}} \left(\frac{V_{py}}{V_{0,top}} \right) - 1 = 0 \quad (5)$$

$$\text{여기서, } g_2 = g_t - \frac{d_h}{2} - t_{a,top} - 0.3r_{a,top} \quad (6)$$

$$V_{0,top} = \frac{t_{a,top}}{2} F_{y,top} \quad (7)$$

$$V_{u,top} = \alpha' (V_{py} l_{a,top}) \quad (8)$$

$$\alpha' = \frac{1}{\delta(1+\rho)} \left[\left(\frac{t_c}{t_{a,top}} \right)^2 - 1 \right] \quad (9)$$

$$\text{여기서, } t_c = \sqrt{\frac{8Bb'}{pF_{y,top}}}$$

$$\rho = \frac{b'}{a'}$$

$$\delta = 1 - \frac{d_h}{p}$$

$$a' = a + \frac{d_b}{2}$$

$$b' = b - \frac{d_b}{2}$$

따라서 상·하부 ㄱ형강 접합부의 소성휨모멘트는 보 하부 플랜지에 볼트로 체결된 하부 ㄱ형강 필릿 부분의 한 점을 회전중심으로 가정하여 소성휨모멘트 합을 구하면 식 (10)과 같이 정리할 수 있다. 식의 적용에 있어서 $M_{p,seat}$ 는 하부 ㄱ형강 회전중심에서 발생하는 소성휨모멘트이고, $M_{p,top}$ 은 상부 ㄱ형강의 소성힌지 점에서 발생하는 소성휨모멘트로 각각 식 (11)과 식 (12)로 정리된다. d_2 는 하부 ㄱ형강의 회전중심 점으로부터 상부 ㄱ형강의 소성힌지까지의 거리를 나타내며 이는 식 (13)과 같이 나타난다.

$$M_p \quad (10)$$

$$\text{여기서, } M_{p,seat} = \frac{1}{4} l_{a,seat} t_{a,seat}^2 F_{y,seat} \quad (11)$$

$$M_{p,top} = \frac{1}{2} V_{u,top} g_2 \quad (12)$$

$$d_2 = d + \frac{t_{a,seat}}{2} + t_{a,top} + 0.3r_{a,top} \quad (13)$$

Table 5는 3차원 유한요소해석을 통하여 얻은 소성휨모멘트 값과 Yang이 제안한 해석모델을 적용하여 얻은 소성휨모멘트 값을 정리한 것이다. 여기서 상부 ㄱ형강의 두께에 상관없이 게이지 거리가 짧아질수록 본 연구의 결과와 Yang 모델의 결과의 차이가 커지는 경향을 볼 수 있다.

Table 5에서 게이지 거리가 55mm와 상부 ㄱ형강 두께가 13mm(즉, T13-S10-G55)일 때 본 연구의 결과와

Table 5. Comparisons of plastic moment results for top-seat angle connections

Analytical model designation	M_p (kN·m)		Diff. (%)
	Present FEA	Yang's model	
T7-S10-G45	71.93	53.72	33.90
T10-S10-G45	147.71	118.08	25.09
T13-S10-G45	171.65	205.17	16.34
T7-S10-G55	42.18	38.74	8.88
T10-S10-G55	86.54	83.45	3.70
T13-S10-G55	155.24	149.97	3.51
T7-S10-G65	29.40	30.59	3.89
T10-S10-G65	69.29	64.25	7.84
T13-S10-G65	119.16	114.57	4.01

Yang 모델의 결과가 3.51%로 가장 근접한 것으로 나타난 반면, 게이지 거리가 45mm와 상부 ㄱ형강 두께가 7mm (즉, T7-S10-G45)인 경우 33.90%로 가장 큰 차이가 나타나는 것을 볼 수 있다. Table 5의 유한요소해석 결과와의 비교는 H형강 기둥-보 상하부 ㄱ형강 접합부의 소성휨모멘트를 이론적으로 구하기 위한 식 (10)에 대해 향후 CFT 기둥-보 접합부에 대해 새롭게 수정할 필요가 있음을 보여주고 있다.

4. 동적해석

앞 절에서 다루어진 정적하중에 대한 9가지의 CFT 기둥-보 접합부 해석모델(Table 3)의 모멘트-회전각 이력곡선을 얻기 위하여 Fig. 3과 같은 단조증가 반복하중이력을 적용하였다.

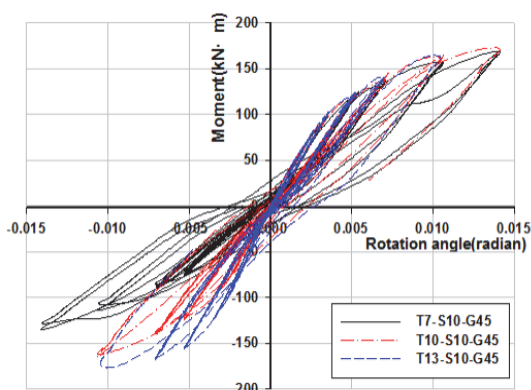


Fig. 8. Moment-rotation hysteresis loops of top angle connections with 45mm of gage distance

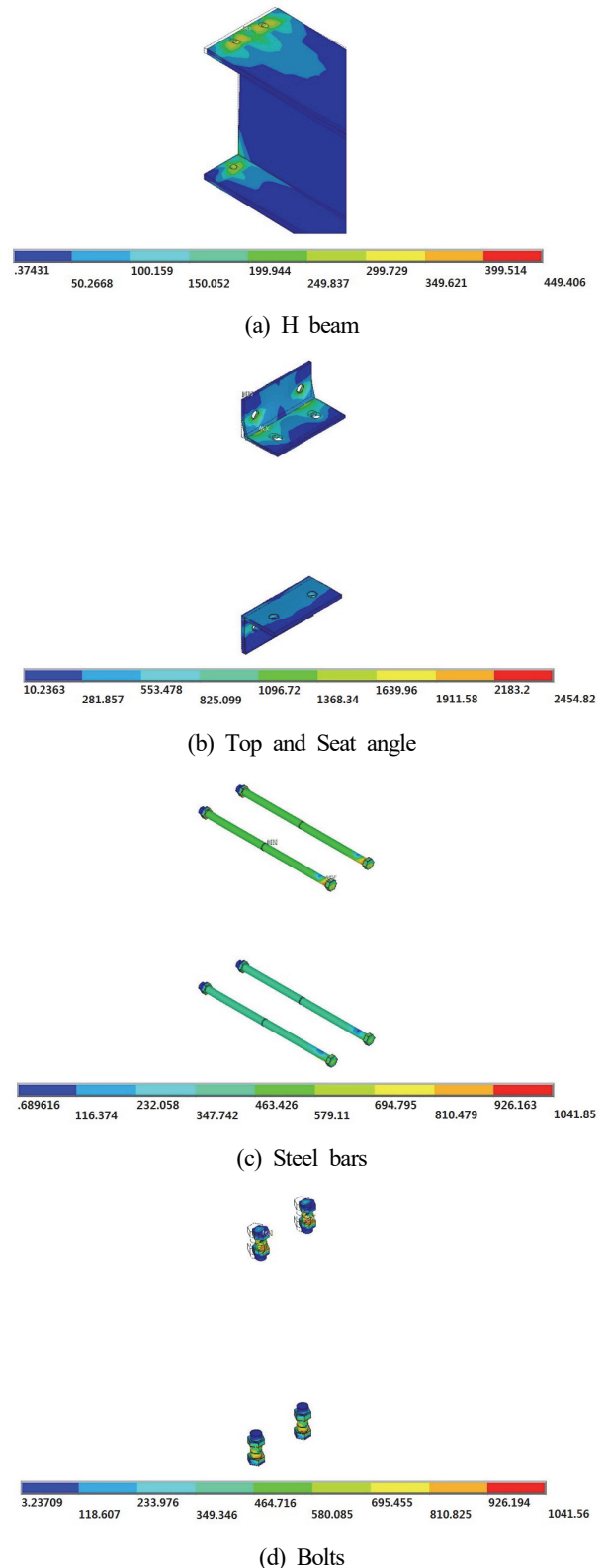


Fig. 9. von Mises stress distribution and deformation shape of T7-S10-G45 connection

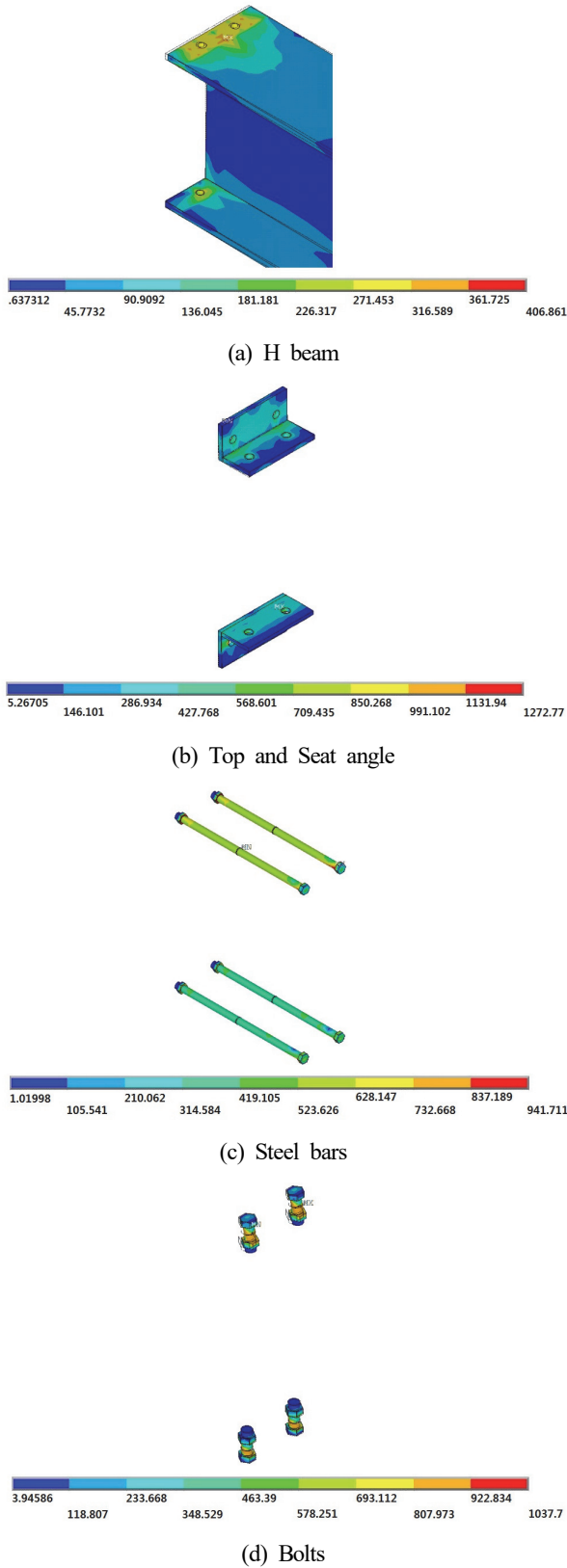


Fig. 10. von Mises stress distribution and deformation shape of T13-S10-G45 connection

Fig. 8은 게이지 거리가 45mm로 일정한 경우 ㄱ형강의 두께가 7mm, 10mm, 13mm인 상·하부 ㄱ형강 접합부의 모멘트-회전각 이력곡선을 보여주고 있으며, Fig. 9와 Fig. 10은 최대 변위하중 하에서 이에 상응하는 접합부의 각 부재(즉, H형강 보, ㄱ형강, 강봉, 볼트)의 변형도와 von Mises 응력분포를 나타내었다. Fig. 8로부터 동일한 게이지 거리에서 ㄱ형강 두께가 큰 경우 초기강성이 더 큰 것으로 나타나는 것을 알 수 있으며(정적해석 결과와 동일함), 에너지 소산능력은 크게 차이가 없으나 연성효과는 감소하는 것으로 나타났다.

Fig. 9와 Fig. 10으로부터 게이지 거리가 45mm인 경우에 ㄱ형강 두께에 관계없이 접합부 부재의 최대 von Mises 응력은 ㄱ형강에서 발생함을 알 수 있었다. ㄱ형강 두께에 따라 ㄱ형강의 변형형상 및 응력분포가 달라진다는 것을 알 수 있다.

Fig. 11은 게이지 거리가 55mm로 증가시킨 경우 ㄱ형강 두께를 7mm, 10mm, 13mm로 한 상·하부 ㄱ형강 접합부의 모멘트-회전각 이력곡선을 보여주고 있으며, Fig. 8에서와 같이 ㄱ형강 두께가 큰 경우 초기강성이 더 큰 것으로 나타났다.

Fig. 12와 Fig. 13으로부터 게이지 거리가 55mm인 경우 게이지 거리가 45mm에서와 마찬가지로 ㄱ형강 두께에 관계없이 접합부 부재의 최대 von Mises 응력은 ㄱ형강에서 발생함을 알 수 있었다.

Fig. 14는 게이지 거리가 65mm로 증가시킨 경우 ㄱ형강 두께를 7mm, 10mm, 13mm로 한 상·하부 ㄱ형강 접합부의 모멘트-회전각 이력곡선을 보여주고 있으며, Fig. 8

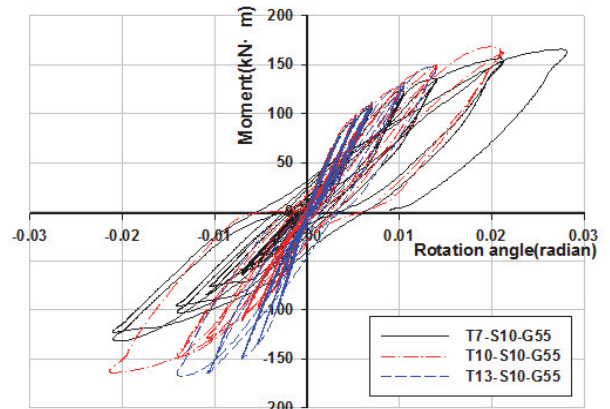
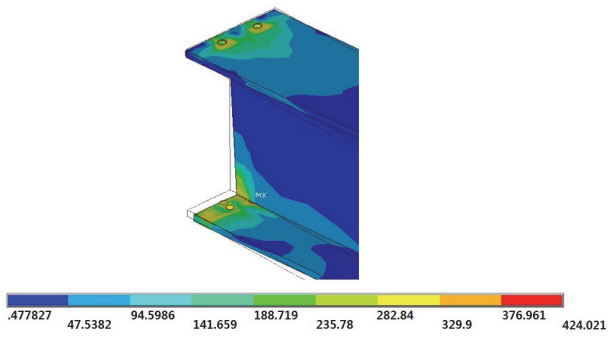
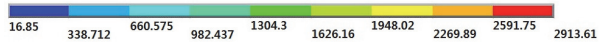
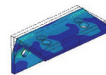
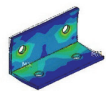


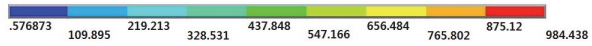
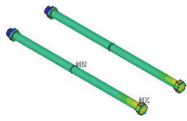
Fig. 11. Moment-rotation hysteresis loops of top angle connections with 55mm of gage distance



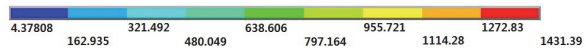
(a) H beam



(b) Top and Seat angle

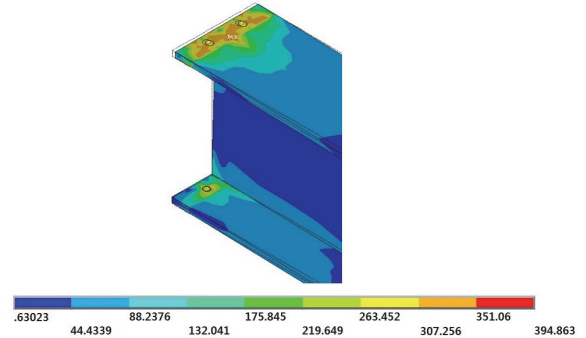


(c) Steel bars

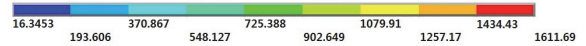
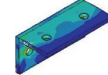
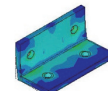


(d) Bolts

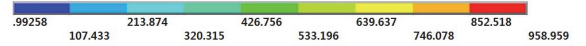
Fig. 12. von Mises stress distribution and deformation shape of T7-S10-G55 connection



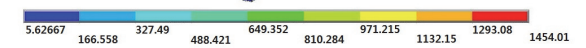
(a) H beam



(b) Top and Seat angle



(c) Steel bars



(d) Bolts

Fig. 13. von Mises stress distribution and deformation shape of T13-S10-G55 connection

에서와 같이 ㄱ형강 두께가 큰 경우 초기강성이 더 큰 것으로 나타났다. Fig. 8과 Fig. 14를 비교해볼 때, 게이지 거리가 45mm에서 65mm로 증가할 때 ㄱ형강 두께에 따른 초기강성, 회전각 및 에너지 소산능력의 차가 더 크게 나타남을 알 수 있다.

Fig. 15와 Fig. 16으로부터 게이지 거리가 65mm인 경우 게이지 거리가 45mm, 55mm에서와 마찬가지로 ㄱ형강 두

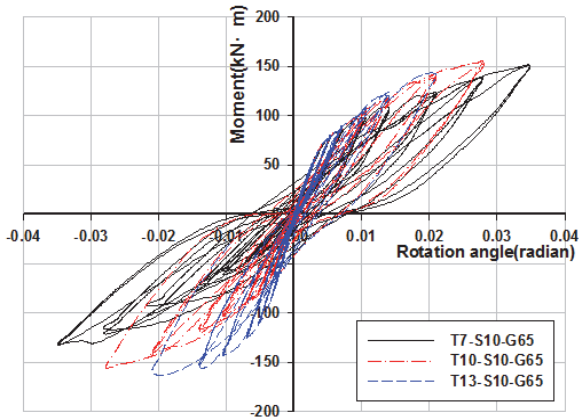
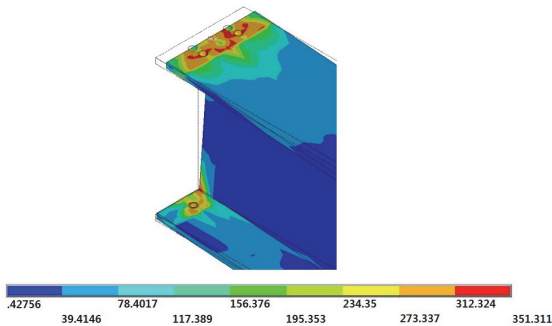
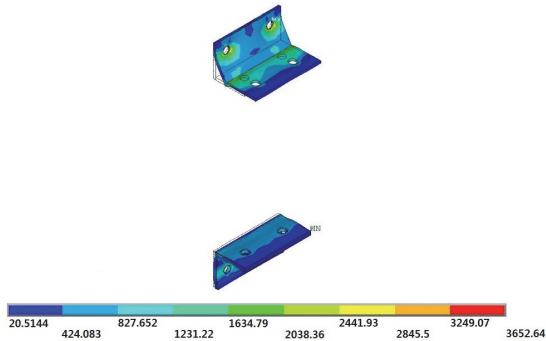


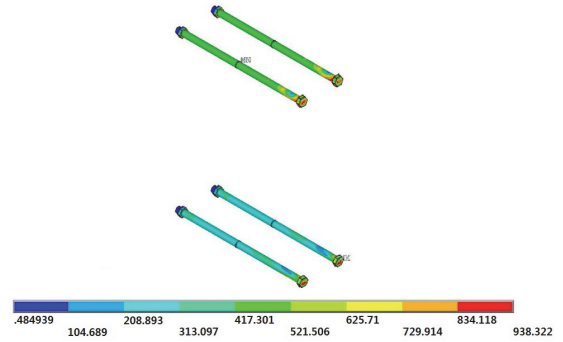
Fig. 14. Moment-rotation hysteresis loops of top angle connections with 65mm of gage distance



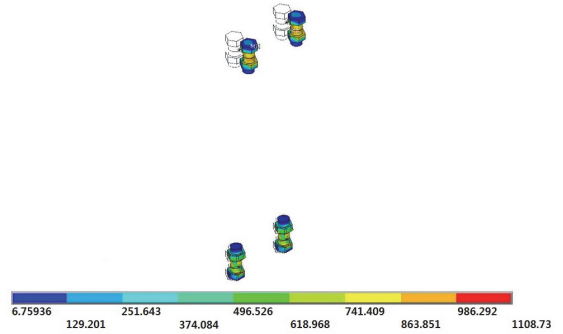
(a) H beam



(b) Top and Seat angle

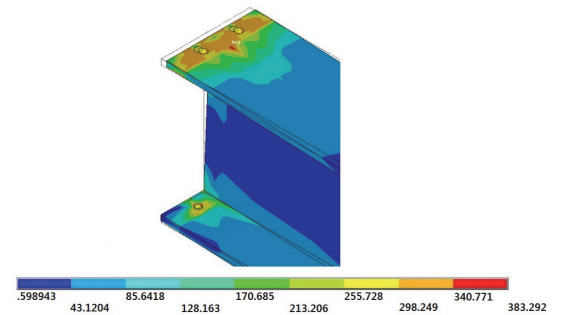


(c) Steel bars

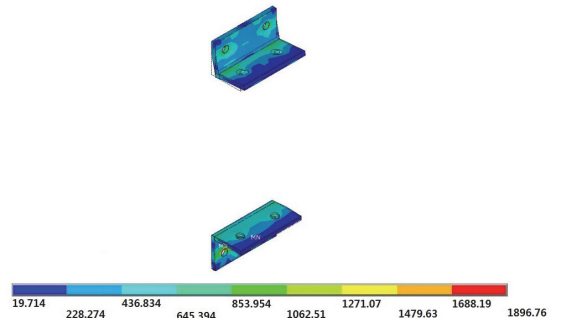


(d) Bolts

Fig. 15. von Mises stress distribution and deformation shape of T7-S10-G65 connection



(a) H beam



(b) Top and Seat angle

Fig. 16. von Mises stress distribution and deformation shape of T13-S10-G65 connection

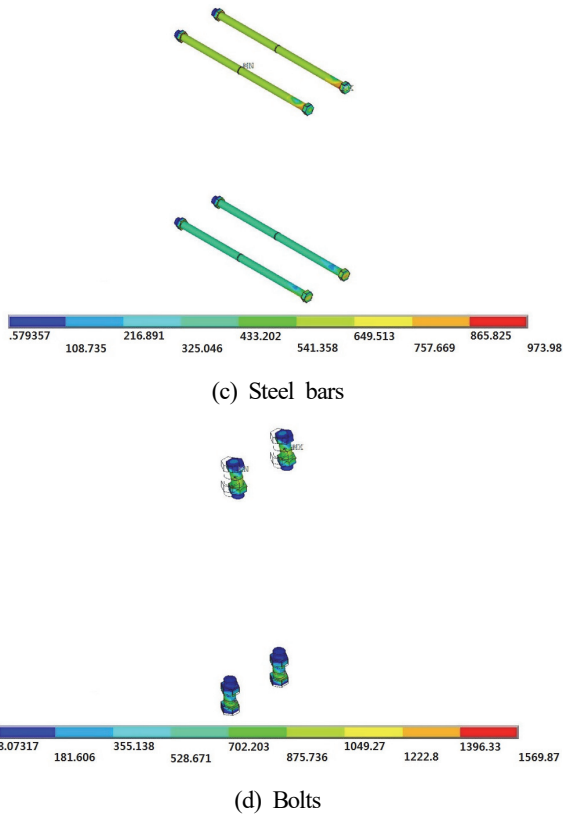


Fig. 16. von Mises stress distribution and deformation shape of T13-S10-G65 connection (Continued)

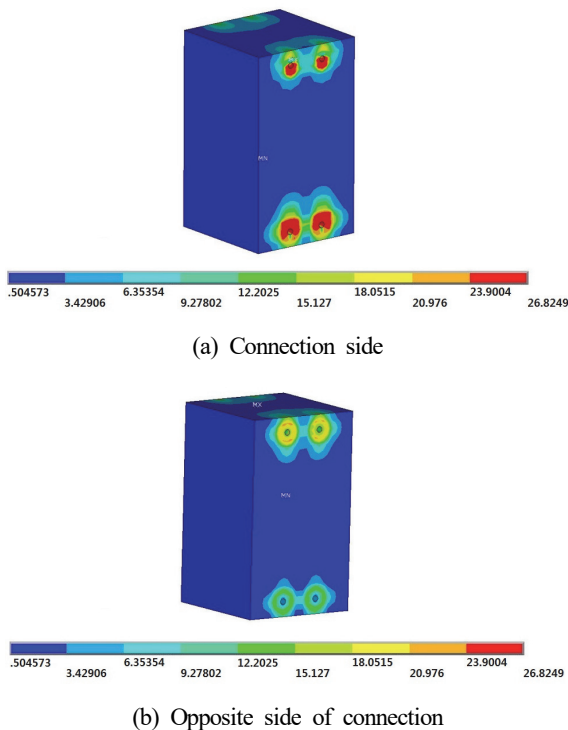


Fig. 17. Typical von Mises stress distribution of concrete in CFT column (T13-S10-G65)

Table 6. Analytical results for top-seat angle connections under cyclic loadings

Analytical model designation	Initial stiffness (kN·m/rad.)	Ultimate von Mises stress		Ultimate moment (kN·m)	Ultimate rotation (radian)
		Value (MPa)	Location		
T7-S10-G45	21230.03	2454.82	Angle	168.89	0.0140
T10-S10-G45	36963.59	1434.95	Angle	172.68	0.0140
T13-S10-G45	39892.76	1272.77	Angle	163.09	0.0105
T7-S10-G55	17073.02	2913.61	Angle	165.37	0.0279
T10-S10-G55	32888.91	1908.59	Angle	165.71	0.0209
T13-S10-G55	33192.72	1611.69	Angle	146.19	0.0140
T7-S10-G65	12605.11	3652.64	Angle	151.01	0.0349
T10-S10-G65	27724.02	2061.86	Angle	155.02	0.0279
T13-S10-G65	29077.31	1896.76	Angle	142.02	0.0209

계에 관계없이 접합부 부재의 최대 von Mises 응력은 Γ 형강에서 발생함을 알 수 있었다.

Fig. 17은 최대 변위하중 하에서 이에 상응하는 T13-S10-G65 접합부의 CFT 기둥내부의 콘크리트에 발생하는 전형적인 von Mises 응력분포를 보여주고 있으며, 최대응력은 본 해석에서 가정한 콘크리트의 최대압축응력인 약 27 MPa로 나타났다. Table 6에 동적하중에 대한 9가지의 CFT 기둥-보 접합부 해석모델에 대한 초기강성, 최대응력, 최대휨모멘트 및 최대회전각을 요약하였으며, 이러한 것들은 상·하부 Γ 형강의 반강접을 갖는 CFT 합성골조의 비선형 동적해석에 필요한 기초적 데이터베이스가 될 것이다.

5. 결론

본 연구에서는 반복하중을 받는 CFT 합성골조 상·하부 Γ 형강 접합부의 상부 Γ 형강 두께 및 강봉 게이지 거리의 파라미터를 적용하여 3차원 비선형 유한요소 해석을 수행하였다. 유한요소 해석 결과로부터 상·하부 Γ 형강 접합의 휨모멘트 내력, 초기회전강성, 소성회전강성, 소성휨모멘트, 응력분포 및 파괴모드가 분석되었으며, Faella 해석모델을 개선하여 제안한 Yang 해석모델을 본 연구의 유한요소 해석결과와 비교하여 적용 가능성을 검토하였다. 이와 같이, 본 연구의 해석결과를 분석하고 평가하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) CFT 합성골조 보-기둥의 상·하부 Γ 형강 접합부는 상

대적인 ㄱ형강의 두께와 강봉 게이지 거리에 따라 접합부의 응력분포가 달라지며 이에 따른 파괴모드 및 변형형상이 달라짐을 알 수 있었다. 또한, ㄱ형강의 두께가 클수록 강봉 게이지 거리가 작아질수록 휨모멘트 내력은 증가한다.

- (2) 반복하중을 받는 휨모멘트-회전각 관계 곡선을 통하여 에너지 소산 능력을 알아볼 수 있었다. ㄱ형강의 두께가 작을수록 강봉 게이지 거리가 클수록 에너지 소산 능력이 크며, 이는 강도 및 연성에 영향을 미치는 것을 볼 수 있었다.
- (3) CFT 합성골조 보-기둥의 상·하부 ㄱ형강 접합부의 유한요소 결과 분석을 통하여 Yang이 제안한 해석모델에 비교해 볼 때 최대 33.9% 오차가 나오는 것을 확인할 수 있다. 이러한 결과로 CFT 합성골조 보-기둥의 상·하부 ㄱ형강 접합부의 실험 및 3차원 비선형 유한요소 해석결과에 근거하여 Yang이 제안한 해석모델을 수정 보완하여 적합한 해석모델을 제시하는 연구가 수행되어야 할 것이다.
- (4) 접합부의 파괴모드로부터 응력분포의 변화와 접합부의 상세를 통한 최적설계에 대한 데이터베이스 구축이 필요하며, 앞으로도 접합부의 여러 가지 구조물의 거동을 알아보고 이해하기 위해서는 접합부의 종류 및 파라미터를 다양하게 변화시킨 해석적 연구와 이를 검증하기 위한 실험적 연구가 수행되어야 할 것이다.

기 호

a	강봉 축과 기둥 플랜지 면에 접하는 상부 ㄱ형강 면의 끝단 사이의 거리
B	강봉 및 볼트의 설계장력
b	강봉 축과 기둥 플랜지 면에 접하는 상부 ㄱ형강 면의 중심선 사이의 거리
d	보의 춤
d_b	볼트 및 강봉의 공칭지름
d_h	볼트 및 강봉 공명의 직경
E	탄성계수
g_2	초기인장강성 산정에서 ㄱ형강 거동에 영향을 미치는 거리
g_t	게이지 거리

K_e	초기회전강성
K_p	소성회전강성
$l_{a,seat}$	하부 ㄱ형강의 길이
$l_{a,top}$	상부 ㄱ형강의 길이
M	휨모멘트
M_0	참조모멘트
$M_{p,seat}$	하부 ㄱ형강 회전중심에서 발생하는 소성휨모멘트
$M_{p,top}$	상부 ㄱ형강 회전중심에서 발생하는 소성휨모멘트
M_{py}	단위길이에 대한 소성휨모멘트
n	곡선형태변수
$r_{a,top}$	상부 ㄱ형강 필릿 반경
V_{py}	단위길이에 대한 순수 전단력
ν	프아송비
$t_{a,seat}$	하부 ㄱ형강의 두께
$t_{a,top}$	상부 ㄱ형강의 두께
θ	회전각

감사의 글

이 연구는 한국과학재단 기초연구사업(과제번호 : 2013-R1A12058208)으로 수행되었으며 연구비 지원에 감사드립니다.

참고문헌(References)

- [1] 송중욱, 박영욱, 김진호, 최성모(2004) 합성 반강접 CFT기둥-보 접합부(PRCCs)의 구조성능에 관한 실험적 연구, 대한건축학회 2004년 추계학술발표대회논문집, 대한건축학회, pp.27-30.
Song, J.-W., Park, Y.-W., Kim, J.-H., and Choi, S.-M. (2004) An Experimental Study on the Structural Capacities for Partially Restrained Composite CFT Column-to-Beam Connection, *Proceedings of Annual Autumn Conference of Architectural Institute of Korea - Structure & Construction*, AIK, pp.27-30 (in Korean).
- [2] Hechtman, R.A., and Johnston, B.G. (1947) *Riveted Semi-Rigid Beam-to-Column Building Connections*, Progress

- Report No. 1, American Institute of Steel Construction, USA.
- [3] Altman, W.G., Jr, Azizinamini, A., and Bradburn, J.H., and Radziminski, J.B. (1982) *Moment-Rotation Characteristics of Semi-Rigid Steel Beam-to-Column Connections*, University of South Carolina, USA.
- [4] Azizinamini, A., Bradburn, J.H., and Radziminski, J.B. (1985) *Static and Cyclic Behavior of Semi-Rigid Steel Beam-Column Connections*, University of South Carolina, USA.
- [5] Roeder, C.W., and Dailey, R.H. (1989) The Results of Experiments on Seat Beam Connections, *Engineering Journal*, American Institute of Steel Construction, Vol.26, No. 3, pp.90-95.
- [6] Ahmed, A, Kishi, N., Matsuoka, K.-I., and Komuro, M. (2001) Nonlinear Analysis on Prying of Top- and Seat-Angle Connections, *Journal of Applied Mechanics*, Japan Society of Civil Engineers, Vol.4, pp.227-236.
- [7] Komuro, M., Kishi, N., and Chen, W.F. (2004) Elastic-Plastic FE Analysis on Moment-Rotation Relations of Top- and Seat-Angle Connections, *Connections in Steel Structures V (Proceedings of the 5th International Workshop on Connections)*, Delft University of Technology, Netherlands, pp.111-120.
- [8] Pirmoz, A., Khoei, A.S., Mohammadrezapour, E., and Daryan, A.S. (2009) Moment-Rotation Behavior of Bolted Top-Seat Angle Connections, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.65, No.4, pp.973-984.
- [9] Reinoso, J.M., Loureiro, A., Gutierrez, R., and Moreno, A. (2008) Nonlinear Elastic-Plastic 3D Finite Element Modeling: Top and Seat Angle Connection with Double Web Angle, *Proceedings of EUROSTEEL 2008*, Graz University of Technology/University of Ljubljana/Vienna University of Technology, Austria, pp.501- 506.
- [10] Yang, J.-G., and Jeon, S.-S. (2009) Analytical Models for the Initial Stiffness and Plastic Moment Capacity of an Unstiffened Top and Seat Angle Connection Under a Shear Load, *International Journal of Steel Structures*, KSSC, Vol.9, No.3, pp.195-205.
- [11] 양재근, 최정환, 김현광, 박재호(2011) 무보강 상하부 T형 강 접합부의 소성휨모멘트 저항능력 예측을 위한 실험 및 해석적 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제 23권, 제5호, pp.547-555.
Yang, J.G., Choi, J.H., Kim, H.K., and Park, J.H. (2011) Experimental Tests and Analytical Study for the Prediction of the Plastic Moment Capacity of an Unstiffened Top and Seat Angle Connection, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.23, No.5, pp. 547-555 (in Korean).
- [12] 양재근, 김윤, 박재호(2012) 상·하부 스플릿 T 접합부의 초기회전강성 예측모델, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제24권, 제3호, pp.279-287.
Yang, J.G., Kim, Y., and Park, J.H. (2012) Prediction Model for the Initial Rotational Stiffness of a Double Split T Connection, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.24, No.3, pp.279-287 (in Korean).
- [13] 양재근, 김주우, 김윤(2012) 상·하부 스플릿 T 접합부의 휨 강도 설계식, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제 24권, 제5호, pp.511-520.
Yang, J.G., Kim, J.W., and Kim, Y. (2012) Design Formula for the Flexural Strength of a Double Split Tee Connection, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.24, No.5, pp.511-520 (in Korean).
- [14] 이성주, 김주우(2013) 더블 웹브앵글 반강접 CFT 기둥-보 접합부의 이력거동, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제25권, 제1호, pp.15-24.
Lee, S.J., and Kim, J.W. (2013) Hysteresis Behavior of Semirigid CFT Column-to-Beam Connections with a Double Web-Angle, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.25, No.1, pp.15-24 (in Korean).
- [15] Chen, W.-F. (1987) *Joint Flexibility in Steel Frames*, Elsevier Applied Science, UK.
- [16] Chen, W.-F., and Kishi, N. (1989) Moment-Rotation Relation of Top- and Seat-Angle Connections, *Proceedings of the International Colloquium on Bolted and Special Connections*, USSR National Committee of IABSE, USSR, pp.15-20.
- [17] Chen, W.-F., and Lui, E.M. (1991) *Stability Design of steel Frames*, CRC Press, UK.
- [18] Faella, C., Piluso, V., and Rizzano, G. (1996) Prediction of the Flexural Resistance of Bolted Connections with Angles, *Proceedings of IABSE Colloquium on Semi-Rigid Structural Connections*, International Association for Bridge and Structural Engineering, Turkey, pp.25-27.
- [19] Faella, C., Piluso, V., and Rizzano, G. (1998) Experimental Analysis of Bolted Connections: Snug Versus Preloaded Bolts, *Journal of Environmental Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.124, No.7, pp. 765-774.
- [20] Faella, C., Piluso, V., and Rizzano, G. (2000) *Structural Steel Semi-Rigid Connections: Theory, Design and Soft-*

- ware, CRC Press, UK.
- [21] ANSYS (2011) *ANSYS Multiphysics, Ver. 13.0*, ANSYS Inc., USA.
- [22] American Institute of Steel Construction (2006) *Steel Construction Manual* (13th Ed.), AISC, USA.
- [23] Richard, R.M., and Abbott, B.J. (1975) Versatile Elastic-Plastic Stress-Strain Formula, *Journal of the Engineering Mechanics Division*, American Society of Civil Engineers, Vol.101, No.4, pp.511-515.
- [24] Richard, R.M., Hsia, W.-K., and Chmielowiec, M. (1988) Derived Moment Rotation Curves for Double-Framing Angles, *Computers & Structures*, Elsevier, Vol.3, pp.485-494.
- [25] Jaspard, J.P. (1991) *Etude de la Semi-rigidité des Noeuds Poutre-Colonne et son Influence sur la Résistance et la Stabilité des Ossatures en Acier*, Ph.D. Dissertation, University of Liege, Belgium (in French).
- [26] Jaspard, J.-P., and Maquoi, R. (1991) Plastic Capacity of End-Plate and Flange Cleated Connections: Prediction and Design Rules, *Proceedings of the 2nd International Workshop on Connections in Steel Structures*, American Institute of Steel Construction, USA, pp.343-352.
- [27] Weinand, K., Jaspard, J.-P., and Steenhuis, M. (1995) The Stiffness Model of Revised Annex J of Eurocode 3, *Proceedings of the 3rd International Workshop on Connections in Steel Structures*, American Institute of Steel Construction/European Convention for Constructional Steel, Italy, pp.441-452.
- [28] Kishi, N., and Chen, W.-F. (1990) Moment-Rotation Relations of Semirigid Connections with Angles, *Journal of Environmental Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.116, No.7, pp.1813-1834.
- [29] Chen, W.-F., Lorenz, R.F., and Kato, B. (1992) *Semi-Rigid Connections on Steel Frames*, McGraw-Hill, USA.
- [30] Thornton, W.A. (1985) Prying Action: A General Treatment, *Environmental Engineering*, American Institute of Steel Construction, Vol.22, No.2, pp.67-75.
- [31] Thornton, W.A. (1992) Strength and Serviceability of Hanger Connections, *Environmental Engineering*, American Institute of Steel Construction, Vol.29, No.4, pp.145-149.
- [32] Thornton, W.A. (1996) A Rational Approach to the Design of Tee Shear Connections, *Environmental Engineering*, American Institute of Steel Construction, Vol.33, No.1, pp.34-37.
- [33] Thornton, W.A. (1997) Strength and Ductility Requirements for Simple Shear Connections with Shear and Axial Load, *Proceedings of the National Steel Construction Conference*, American Institute of Steel Construction, USA, pp.37.1-37.17.

요 약 : 본 논문에서는 반복하중을 받는 CFT 합성골조에서 부분강접 접합부인 상·하부 Γ 형강 접합부의 휨모멘트 내력을 구하기 위하여 체계적인 수치해석이 수행되었다. 고강도강 연결봉으로 조립된 합성 부분강접 CFT 접합부의 회전강성, 휨모멘트 내력 및 파괴모드를 연구하기 위하여 3차원 비선형 유한요소 해석이 수행되었다. 부가적인 다양한 구조적 거동은 Γ 형강의 두께 및 고강도 강봉 게이지 거리로 상·하부 Γ 형강 접합의 파라미터에 대한 영향을 설명하고 있다. 해석모델의 적합성은 유한요소해석 결과로부터 얻은 모멘트-회전각 곡선을 Richard의 회귀분석을 통하여 비교·분석하였다.

핵심용어 : 상·하부 Γ 형강 부분강접합부, CFT 합성골조, 고강도 강봉, 비선형 유한요소해석, 파괴모드, 반복하중, 휨모멘트 내력
