Journal of Korean Society of Steel Construction
Vol.29, No.1, pp.73-80, February, 2017

ISSN(print) 1226-363X ISSN(online) 2287-4054
DOI https://doi.org/10.7781/kjoss.2017.29.1.073

긴장재 적용조건에 따른 셀프센터링 접합부의 구조성능에 관한 연구

정미진[1] · 윤성기[2*]

[1]석사과정, 부산대학교, 건축공학과, [2]교수, 부산대학교, 건축공학과

Structural Performance on the Self-centering Connections with Different Conditions of PT Strands

Jung, Mi Jin[1], Yoon, Sung Kee[2*]

[1]Graduate Student, Dept. of Architectural Engineering, Pusan National University, Busan, 46241, Korea
[2]Professor, Dept. of Architectural Engineering, Pusan National University, Busan, 46241, Korea

Abstract - In this study, cyclic loading analysis was conducted in order to understand the behavior of self-centering connections based on the number of PT(posttensioning) strands and initial posttensioning force. The initial posttensioning force needs to be above the yield moment of an angle for obtaining noticeable self-centering effect and it is proper that decompression moment ratio needs to be below 0.35 to minimize the residual displacement of major elements. As the number of PT strands increased, self-centering capacity also improved since initial posttensiong force in each PT strand has been decreased. It is also appropriate that initial posttensiong force needs to be less than or equal to 75% of yield strength of PT strands.
Keywords - Steel moment frames, Beam-to-column connection, Self-centering, Posttensioning force, PT strands

1. 서 론

최근 전 세계적으로 대규모 지진이 발생하고 있으며 국내에서도 유감지진 횟수가 지속적으로 증가하고 있다. 이에 따라 내진설계의 중요성이 점차 증대되고 있으며 내진설계기준 또한 국내 실정을 반영하여 강화되는 추세이다. 국내 내진설계기준은 소성변형을 허용하는 설계법으로 특히 강구조 건축물은 재료적으로 구조물의 연성 및 인성이 뛰어나기 때문에 모멘트 골조만으로도 내진성능이 우수한 것으로 인식되어 왔다.

그러나 1994년 노스리지 지진, 1995년 고베 지진으로 인해 강재 프레임 구조물에 막대한 피해가 발생하였으며 주로 접합부에 손상이 집중된 것으로 확인되었다. 이에 따라 내진연구가 활발하게 진행되고 있는 미국, 일본 등에서 기존 강구조물의 내진성능을 향상시킬 수 있는 접합부 보강 방안이 다양하게 제시되었으나 접합부의 상세가 복잡해지거나 소성변형이 보에 집중되어 지진이 끝난 후에 보수 및 교체비용이 크다는 문제를 가지고 있다.

이에 따라 강재 프레임 구조물의 결함을 보완하기 위해 Ricles등은 셀프센터링이 가능한 접합부를 제안하였다[1]. 셀프센터링 접합부는 인장력이 가해진 긴장 부재를 이용하여 지진이 끝난 후에도 구조물을 연직방향으로 곧은 상태를 유지시켜주는 구조시스템이다. 이와 같은 접합부는 지진에 의한 손상을 접합부에 집중시킴으로써 보와 기둥의 손상을 최소화 할 수 있으며 지진이 끝난 후에 에너지 흡수 부분만 해체하여 교체만 하면 되기 때문에 보수가 간편한 이점이 있다[1]. 셀프센터링 접합부의 구조적 이점은 실험 및 해석적으로 검증이 이루어 졌으나 긴장재가 셀프센터링 접합부에 미치는 영향에 관한 연구는 부족한 실정이다.

따라서 본 연구에서는 긴장재의 초기 긴장력과 긴장재의 개수를 변수로 하여 반복가력 해석을 수행하며 셀프센터링

Note.-Discussion open until August 31, 2017. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on July 28, 2016; revised October 21, 2016; approved on November 21, 2016.
Copyright ⓒ 2017 by Korean Society of Steel Construction
*Corresponding author.
Tel. +82-51-510-7605 Fax. +82-51-514-2230
E-mail. imji0011@pusan.ac.kr

접합부 거동을 분석하고, 초기 긴장력과 긴장재 개수의 변화에 따른 접합부의 구조성능을 파악한다.

2. 셀프센터링 접합부의 역학적 거동

2.1 거동 원리

일반적인 셀프센터링 접합부는 긴장재(PT strands)와 댐퍼(Damper)역할을 하는 ㄱ형강(Angle)으로 구성된다. 보 하부 플랜지와 기둥 플랜지의 접촉점을 회전중심으로 가정했을 때 Fig. 1과 같은 외부 접합부는 초기 긴장력에 의해 압축력을 받는다. 이때 모멘트가 작용하면 보 상부플랜지는 인장력을 받게 되고 보 하부 플랜지는 압축력을 받게 된다. 보 상부 플랜지의 인장력이 초기 긴장력에 의한 압축력보다 커지면 에너지 흡수부재인 ㄱ형강에 힘이 가해지게 된다. 이때 ㄱ형강에 힘이 가해질 때의 모멘트를 압축상쇄모멘트(Decompression Moment)라 하며 식 (1)과 같다.

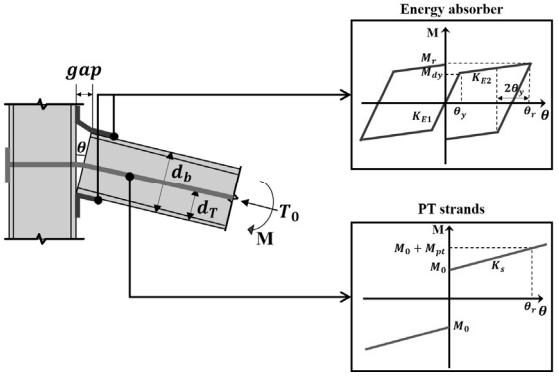

Fig. 1. Hysteretic characteristics of damper and PT strands

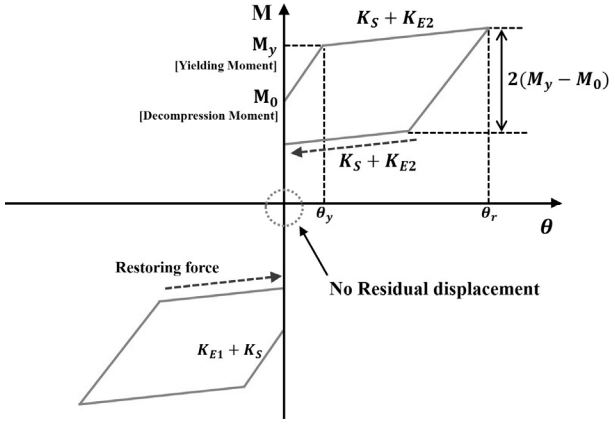

Fig. 2. Hysteretic characteristics of self-centering connection

$$M_0 = T_0 d_T \tag{1}$$

T_0는 긴장재에 작용하는 초기 긴장력(Posttensioning Force)이며, d_T는 회전중심으로부터 초기 긴장력 합력의 중심까지의 거리이다.

작용하는 모멘트가 압축상쇄모멘트보다 커질 때 Fig. 1과 같이 보와 기둥 사이에 상대적 회전각으로 인한 갭(Gap)이 발생한다. 이때 보 양단 기둥에 설치되는 긴장재는 갭으로 인해 신장되나 탄성 범위내에 있으므로 원래 위치로 돌아가는 복원력을 제공한다. 에너지 흡수부재인 ㄱ형강은 보 플랜지 위와 아래에 위치하여 소성변형으로 지진 에너지를 흡수한다.

따라서 전체 접합부 거동은 에너지 흡수부재와 긴장재의 복원력 특성을 조합한 Fig. 2와 같은 형태이다.

$$K_2 = K_s + K_E \tag{2}$$

압축상쇄모멘트에 도달한 이후의 회전강성은 식 (2)와 같이 긴장재의 회전강성 K_s와 ㄱ형강의 회전강성 K_E를 합한 값이다.

2.2 ㄱ형강의 복원력 특성

보에 정방향 휨모멘트가 작용하면 상부 ㄱ형강은 인장력을 받게 되며, 이때 ㄱ형강의 변형을 Fig. 3과 같이 나타낼 수 있다. Fig. 3은 ㄱ형강의 첫 번째 열 볼트를 지지점으로 보며 각 변을 선형화하여 나타낸 것이다. ㄱ형강 다리의 두께가 비교적 얇은 경우 ㄱ형강의 수직 다리에 소성힌지가 발생되어 파괴가 일어난다[2]. Shen등은 휨을 받는 접합부내에서의 ㄱ형강의 복원력 특성을 Fig. 4와 같이 삼선형 모델로 제시하였다[3].

ㄱ형강의 하중-변위 관계에서 초기탄성강성 K_E은 Fig. 3과 같이 ㄱ형강의 각 변의 휨강성의 조합으로 식 (3)과 같다.

$$K_E = \frac{12EI}{g_1^3}\left[1 - \frac{3g_2}{4(g_1+g_2)}\right] \tag{3}$$

여기서 E는 ㄱ형강의 탄성계수이고 I는 ㄱ형강 수직 및 수

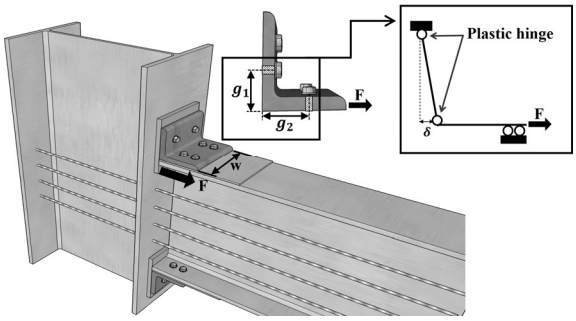

Fig. 3. Angle analytical model in self-centering connection

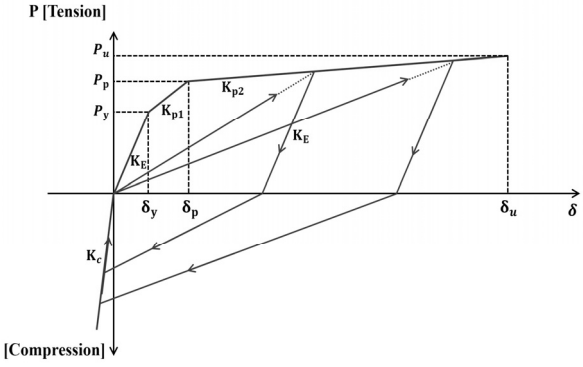

Fig. 4. Hysteretic characteristics of angle in connection

평다리의 단면 이차모멘트이며, g_1과 g_2는 Fig. 3에서 보는 바와 같은 게이지 거리이다.

Fig. 4의 항복하중인 P_y는 ㄱ형강의 수직다리 단면이 항복모멘트 M_y에 도달했을 때이며 식 (4)와 같다.

$$P_y = \frac{4g_1 + g_2}{g_1(2g_1 + g_2)} M_y \tag{4}$$

ㄱ형강 수직다리 항복 이후의 2차강성인 K_{p1}은 볼트와 접촉되는 수직다리 단부에서 소성힌지가 발생했을 때의 강성이며 식 (5)와 같다.

$$K_{p1} = \frac{3EI}{g_1^3}\left[1 - \frac{3g_2}{8g_1 + 6g_2}\right] \tag{5}$$

또한 Fig. 3과 같이 ㄱ형강 수직다리 단부에서 소성힌지가 발생 했을 때 수직다리 단면의 전소성모멘트 M_p를 이용하여 Fig. 4의 소성하중 P_p를 구하면 다음식과 같다.

$$P_p = \frac{2M_p}{g_1 - t_L - \frac{d_h}{2}} \tag{6}$$

식 (6)에서 t_L은 ㄱ형강의 두께이며 d_h는 볼트 지름이다.

ㄱ형강의 수직다리의 단면이 전소성 모멘트에 도달하고 난 이후의 파단까지의 거동은 기존의 실험결과를 바탕으로 제시되었는데[3] 이때 극한하중과 극한 변위는 식 (7)과 식 (8)과 같다.

$$\delta_u = 2\left[(g_1 - t_L) + 2t_L\epsilon_u\right]^2 - (g_1 - t_L)^2 \tag{7}$$

$$P_u = nwt_L F_y \sin\left(\tan^{-1}\left[\epsilon_u/(g_1 - t_L)\right]\right) \tag{8}$$

식 (8)에서의 n은 볼트 열의 개수이며 w는Fig. 3과 같은 ㄱ형강의 폭이다. 또한 F_y는 ㄱ형강의 항복강도이고 ϵ_u는 ㄱ형강의 극한 변형률이다.

하중을 제거하면 인장 영역에서 ㄱ형강은 초기 탄성강성의 기울기를 가지는 거동을 보이지만, 압축 영역에서는 하중을 제거하기 전 인장하중만큼 압축방향으로 거동한다. 다시 가력하면 Fig. 4와 같이 압축영역에서는 포락곡선을 따르는 거동을 하며 인장영역에서는 하중 제거 전의 인장하중으로 선형 거동을 한다.

3. 접합부 이력거동 해석방법

3.1 적용모델

접합부 해석 모델은 Ricles 등에 의해 실시된 셀프센터링 접합부 실험과 동일한 실험체[4]를 적용하며, 해석모델 형태와 사용된 부재 치수는 Fig. 5와 같다. 기둥부재 단면은 H-434×4 11×35.8×57.4이며 길이는 3,658mm이고, 보 부재의 길이는 2,831mm이다. 보-기둥 접합 부분에 ㄱ형강이 설치되며 ㄱ형강의 폭인 ω는 254mm이고, ㄱ형강의 수직 및 수평 다리의 길이인 g_1은 63.6mm, g_2는 60mm이다. ㄱ형강의 볼트 열의 개수는 2개이며 극한 변형률 ϵ_u는 0.02로 가정한다. 긴장재는 실제로 구조물의 기둥 양 끝 플랜지에 설치되지만 본 연구에서는 Fig. 5와 같이 보 양 끝에 고정된다고 가정한다. 해석에 사용된 재료의 항복강도는 Table 1과 같다.

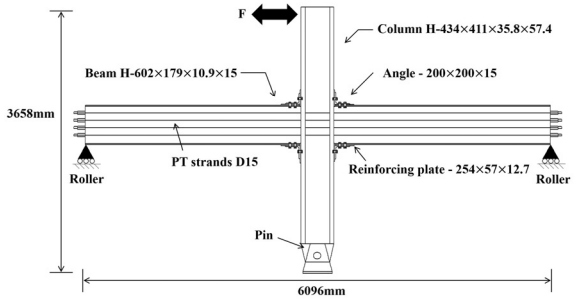

Fig. 5. Analytical model

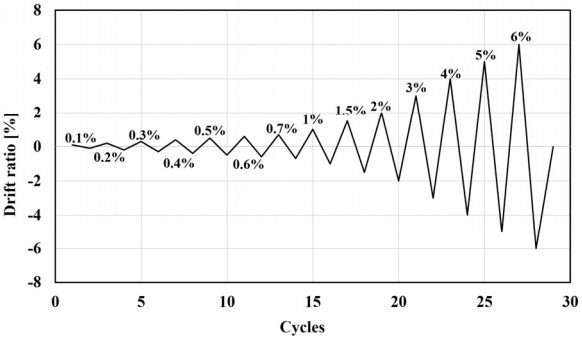

Fig. 6. Cycle loading method

Table 1. Yield strength of each member at the experiment

Element	Beam web	Beam flange	Angle	PT strands	Reinforcing plate
F_y [MPa]	230	266	263	1305	843

본 연구의 해석방법은 접합부의 반복가력 해석으로, 비선형 해석프로그램인 OpenSEES(version 2.4.6)를 이용하여 해석을 수행한다. 반복가력 방법은 Fig. 6과 같으며, 가력변위는 층간변위비에 의해 결정된다.

3.2 해석모델의 모델링 방법

해석 모델은 Fig. 5의 대상 해석모델의 구성요소를 선형부재로 치환하여 Fig. 7과 같이 모델화한다[5]. 기둥과 보 부재는 선 요소로 모델링 하며 보의 경우에는 보의 춤을 나타낼 수 있도록 절점을 추가로 생성한다. 이 절점들은 선요소로 표현된 보에 강체로 연결되어 Fig. 7의 Rigid Link와 같이 구현한다. 기둥부재 또한 ㄱ형강과 보의 접합지점을 고려하여 절점을 추가로 생성한다. 또한 보와 기둥 부재는 재료의 비선형성을 고려할 수 있도록 OpenSEES에서 제공하는

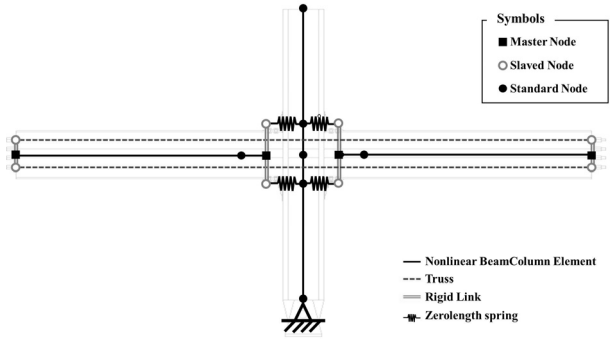

Fig. 7. Analytical model details

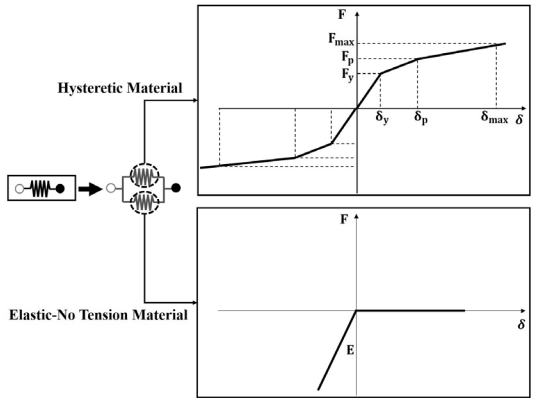

Fig. 8. Spring elements for angles and gap opening

Steel02와 dispBeamColumn 요소를 사용하며 보 부재는 보강 플레이트 설치부분을 고려하여 두 구간으로 나누어 모델링한다.

긴장재는 트러스 요소를 사용하며 각 요소의 끝점은 보 부재의 단부 절점에 각각 강체로 연결시킨다. 긴장재 개수에 따른 이격거리는 보의 춤을 고려하여 산정하며 편의상 Fig. 7에는 2개 긴장재 요소만 표시하였다. 또한, PT 긴장재의 초기 긴장력은 OpenSEES의 Initial Stress Material를 적용하여 PT 긴장재에 초기 응력을 재하한다.

ㄱ형강은 기둥플랜지와 보 플랜지에 설치되며 휨 작용시 발생하는 인장변형을 통해서 에너지를 흡수하게 된다. 따라서 ㄱ형강의 해석모델은 압축력에 의한 변형을 구속시키면서 보와 기둥 사이의 갭을 나타내는 것이 중요하다. 이에 따라 ㄱ형강 부재는 Fig. 8과 같이 이력거동을 나타내는 OpenSEES의 Hysteretic Material과 Elastic-No Tension Material를 Parallel Material으로 병렬연결하여 스프링 요소로 적용한다. ㄱ형강의 이력거동은 Shen이 실험결과를 바탕으로 제시한 Fig. 4의 그래프를 적용한다. Elastic-No Tension

Material에서 압축부의 강성은 큰 값을 설정하여 압축력에 의한 변형이 발생하지 않는 것으로 가정한다.

3.3 적용모델의 해석결과

해석모델의 신뢰성을 확인하기 위해 기존 해석모델 대상 실험체의 실험결과와 해석결과를 비교하였다. 대상 실험체는 Fig. 5와 같으며 실험에 사용된 각 부재의 물성치는 Table 1과 같다. Table 2와 같이 초기 긴장력 T_0에 대하여 실험결과는 709.82kN, 해석결과는 709.78로써 유사한 값을 가졌다. 또한 보의 전소성모멘트 M_{pb}에 대한 압축상쇄모멘트 비를 압축상쇄모멘트비 M_0/M_{pb}라 할 때 M_0/M_{pb}는 실험결과는 0.37로 해석 결과 0.39와 오차가 5%이하로 유사하게 나타났다.

반복가력 한 실험체의 하중-변위 관계와 본 연구에 사용된 해석모델의 하중-변위 관계를 비교하여 Fig. 9에 나타내었다. 접합부의 초기 강성과 가력시 하중-변위 그래프는 유사하게 나타났으나 하중 제거시의 하중-변위 그래프는 다소 차이를 보이는 것으로 나타났다. 이러한 차이는 실험에서 ㄱ형강 수평 다리의 몸체 압축변형으로 인하여 나타난 것으로 판단된다. 그러나 접합부 거동에 큰 영향을 미치는 요소가 아니며 수치적으로 비교한 값과 하중-변위 관계 그래프의 형태가 모두 유사한 값을 가지므로 해석 모델이 타당하다고 판단된다.

Table 2. Comparison between experiment and analysis

Type	T_0 [kN]	$\frac{M_0}{M_{pb}}$	$\frac{M_{max}}{M_{pb}}$	$\frac{T_{max}}{T_u}$
Experiment	709.82	0.37	0.89	0.51
Analysis	709.78	0.39	0.94	0.44

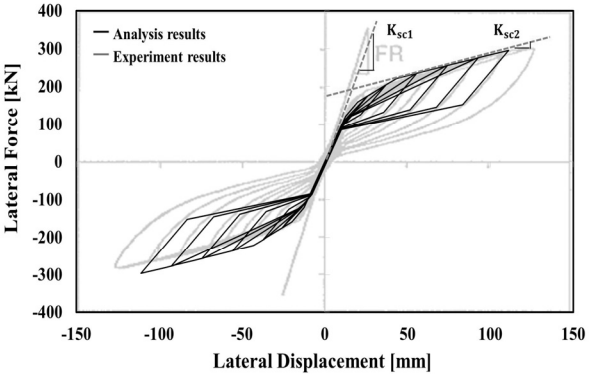

Fig 9. P-delta graph of experiment and analysis results

4. 긴장재에 따른 해석결과

4.1 해석모델

본 연구의 해석모델은 기존 연구에 대한 적용모델과 동일한 형태로 Fig. 5와 같으며 해석모델 부재의 물성치는 Table 3에 나타낸다. 셀프센터링 접합부의 거동에 중대한 영향을 미칠 수 있는 초기 긴장력과 긴장재의 개수를 변수로 하여 해석을 실시한다. 단일 긴장재에 대한 초기긴장력 T_0는 긴장재의 항복하중 T_y를 고려하여 Table 4와 같이 정한다. 이때 긴장재 개수는 3개이며 초기긴장력비 T_0/T_y는 0에서부터 0.7까지 적용한다. 또한 긴장재 개수가 셀프센터링 접합부 성능에 미치는 영향을 알아보기 위하여 해석모델별 압축상쇄모멘트는 동일하게 하여 해석하고, 긴장재 개수는 1개에서 4개까지 변화시킨다.

4.2 초기 긴장력에 따른 구조 성능

4.2.1 반복 가력 해석 결과

초기 긴장력에 따른 변화를 알아보기 위해 SC3-0.3모델과 SC3-0.7해석모델의 접합부의 모멘트-회전각 그래프를

Table 3. Yield strength of each member at the analysis

Element	Beam, column	Angle	PT strands	Reinforcing plate
F_y [MPa]	235	325	1305	843

Table 4. Analytical model type

Analytical model	N	T_0/T_y
SC3	3	0
SC3-0.2		0.2
SC3-0.3		0.3
SC3-0.4		0.4
SC3-0.5		0.5
SC3-0.6		0.6
SC3-0.7		0.7
SC1-0.8	1	0.8
SC2-0.6	2	0.6
SC4-0.3	4	0.3

SC 3-0.4
- T_0/T_y
- Number of PT strands
- Self-centering connection

Fig. 10에 나타내었다. Fig. 10에서 M_y는 보 항복 모멘트이고 θ_{yb}는 보 항복 변형각이다. 식 (8)의 극한하중 P_u를 이용하여 ㄱ형강의 파단예상 지점을 산정하였으며, 접촉면에서의 보의 변형률과 보의 항복모멘트 M_y를 이용하여 항복 여부를 판단하였다.

SC3-0.3모델의 경우 층간변형각 약 0.055에서 압축측 보 플랜지가 항복함과 동시에 ㄱ형강이 극한하중 P_u에 도달하였다. SC3-0.7모델은 층간변형각 약 0.04에서 압축측 보

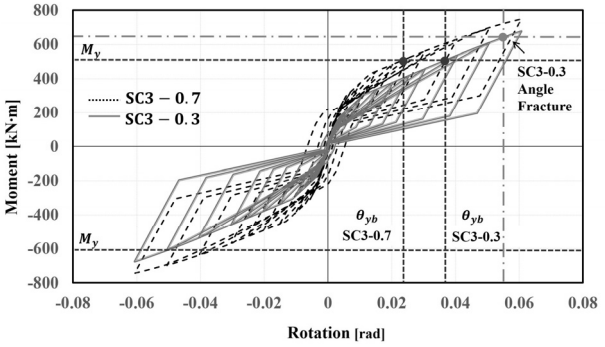

Fig. 10. Moment-rotation graph

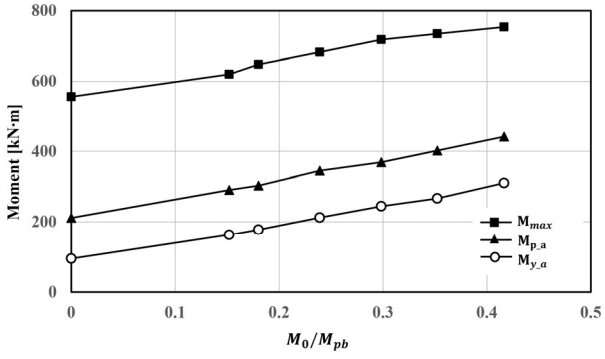

Fig. 11. Moment according to the decompression moment

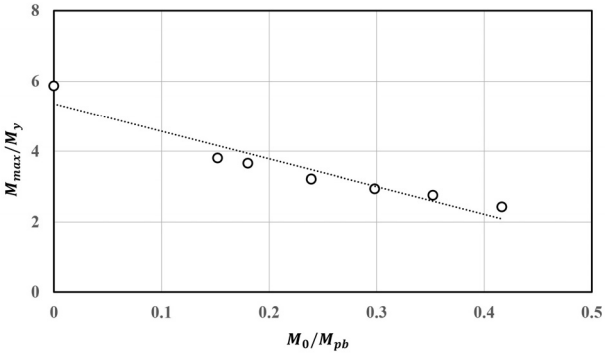

Fig. 12. Connection capacity increase ratio

플랜지가 항복하면서 하중 제거시 원점으로 돌아가지 못하고 잔류 변형이 발생하였다. 초기 긴장력이 증가함에 따라 깃발형태의 복원력 특성은 뚜렷해지나 보 항복이 선행되어 접합부의 잔류변형이 증가하는 경향을 보였다.

SC3해석모델의 모멘트 변화를 보의 전소성모멘트 M_{pb}에 대한 압축상쇄모멘트인 압축상쇄모멘트비 M_0/M_{pb}에 따라 Fig. 11에 나타내었다. 압축상쇄모멘트 이후 ㄱ형강이 힘을 받으면서 소성영역에 들어가게 된다. 이때 접합부 항복모멘트를 M_{y_a}라 하며 소성모멘트를 M_{p_a}라 한다. M_{y_a}, M_{p_a}는 압축상쇄모멘트비에 따라 선형으로 증가하였다. 그러나 항복모멘트부터 소성모멘트까지의 차이 값은 초기 긴장력과 관계 없이 거의 유사한 값을 가지며 이는 동일한 ㄱ형강을 이용하였기 때문이라고 판단된다.

또한 내력상승율을 $M_{\max}/M_y$라 할 때 Fig. 12와 같이 초기 긴장력이 0.2인 경우 내력상승율은 3.8이며 초기 긴장력이 0.7일때는 1.05로 초기 긴장력이 증가하면서 내력상승율은 선형적으로 감소하는 것으로 나타났다. 이는 초기 긴장력이 증가하면서 보 항복이 선행되어 최대모멘트 증가량이 감소하는 것으로 판단된다.

4.2.2 접합부 구조 성능

셀프센터링 접합부의 연성능력은 소성변형배율을 통해 분석하였으며, 소성변형배율 식 (9)와 같다.

$$\text{소성변형배율} = \left[\frac{\delta_{max}}{\delta_y} \right] \tag{9}$$

압축상쇄모멘트비에 따른 소성변형배율은 Table 5와 같이 초기 긴장력이 증가할수록 선형적으로 감소한다. Table 5의 θ_{ya}는 접합부의 ㄱ형강 항복 변형각이며 $\theta_{\max}$는 접합부

Table 5. Rotation according to decompression moment

M_0/M_{pb}	θ_{ya} [rad]	θ_{max} [rad]	Plastic displacement ratio
0	0.003	0.054	16.88
0.15	0.004	0.055	14.47
0.18	0.0038	0.056	14.74
0.24	0.0042	0.057	13.57
0.30	0.005	0.06	12
0.35	0.005	0.06	12
0.42	0.006	0.06	10

의 최대 변형각이다. 압축상쇄모멘트비가 증가하면서 ㄱ형강의 인장변형이 감소하여 층간변형각 0.06이내에서 ㄱ형강이 파단 되지 않았으나 압축측 보 플랜지가 항복하여 보에 손상이 발생하였다.

셀프센터링 접합부는 에너지 흡수 부재에 손상을 집중시켜 보, 기둥에 손상을 최소화하며, 긴장재의 탄성력을 이용하여 원래 위치로 돌아가면서 잔류변형을 최소화 할 수 있다. 이에 따라 셀프센터링 성능은 ㄱ형강과 초기 긴장력과의 관계 및 보, 기둥의 손상과 잔류변형을 복합적으로 고려하여 평가 할 수 있다.

압축상쇄모멘트 이후 ㄱ형강의 항복모멘트는 식 (10)와 같이 압축상쇄모멘트 이상이 되어야 셀프센터링 효과가 발휘된다.

$$M_{y_a} \leq M_0 \tag{10}$$

따라서 Fig. 13과 같이 압축상쇄모멘트비가 0.13이상일 때 셀프 센터링의 성능을 확보할 수 있다고 판단된다.

또한 하중 제거시의 잔류변형은 Table 6과 같이 압축상쇄모멘트비가 0일 때 69.5mm로 가장 많이 발생했으며 이후 압축상쇄모멘트비가 0.18이상부터 압축상쇄모멘트비가 증가함에 따라 잔류변형도 증가했다. 그러나 압축상쇄모멘트비가 0.42일 경우에도 잔류변형이 약 19mm로 긴장재의 탄성력과 초기 긴장력에 의해 잔류변형이 미소하게 발생하는 것으로 나타났다.

또한 부재별 에너지 흡수량을 압축상쇄모멘트비에 따라

Table 6. Residual displacements

M_0/M_{pb}	0	0.15	0.18	0.24	0.3	0.35	0.42
Residual displacement [mm]	69.5	0	0	4.8	7	16.5	19

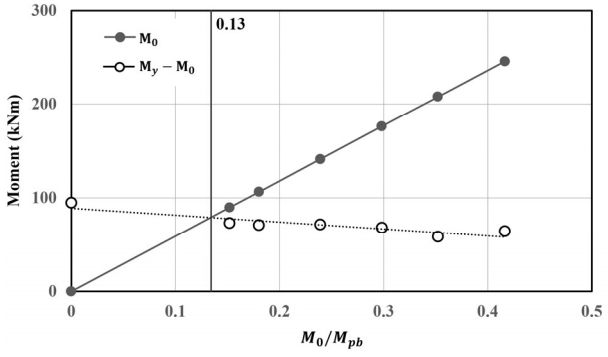

Fig. 13. Self-centering capacity

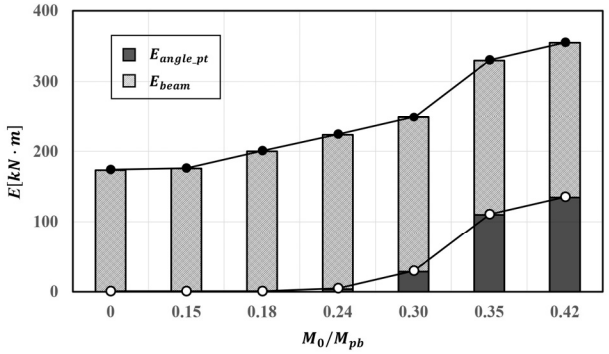

Fig. 14. Energy absorption

Fig. 14와 같이 나타내었을 때, E_{angle_pt}는 ㄱ형강과 긴장재에 의한 에너지 흡수량이고 E_{beam}은 보의 에너지 흡수량이다. 압축상쇄모멘트가 증가함에 따라 전체 에너지 흡수량도 증가하는 경향을 보였다. 부재별 에너지 흡수량은 ㄱ형강과 긴장재에 의한 접합부 에너지 흡수량은 거의 일정한 값을 가지나 압축상쇄모멘트가 0.24이상일 경우 보 부재의 항복에 의한 소성변형이 발생하며 압축상쇄모멘트비가 증가할수록 흡수 에너지도 증가하는 것으로 나타났다. 이는 압축측 보 부재가 선행 항복하여 보강되지 않는 보의 단부에 소성변형으로 인해 전체 에너지 흡수량이 증가하는 경향을 보인 것으로 판단된다.

4.3 긴장재 개수에 따른 구조 성능

긴장재 개수의 차이에 따른 변화만 파악할 수 있도록 압축상쇄 모멘트를 거의 동일한 값으로 정했으며, 해석결과는 Table 7에 나타내었다. 압축상쇄 모멘트는 해석모델 모두 평균 145.69와 유사한 값을 가지는 것으로 나타났다. 최대 모멘트와 최대 변형각 모두 긴장재의 개수가 커질수록 증가하는 경향을 보인다.

단일 긴장재의 초기 긴장력은 Fig. 15와 같이 동일한 압축상쇄모멘트일 때 긴장재 개수가 감소할수록 증가하였다. 따라서 긴장재의 초기 긴장력을 항복응력의 0.8배를 적용한 SC3-0.8 해석모델은 층간변형각 0.035에서 긴장재의 항복

Table 7. Analysis results based on the number of PT strands

Name	M_{max} [kN·m]	θ_{max} [rad]	M_0 [kN·m]
SC1-0.8	424.10	0.035	146.72
SC2-0.6	647.24	0.056	150.49
SC3-0.4	682.37	0.057	141.16
SC4-0.3	701.4	0.058	144.37

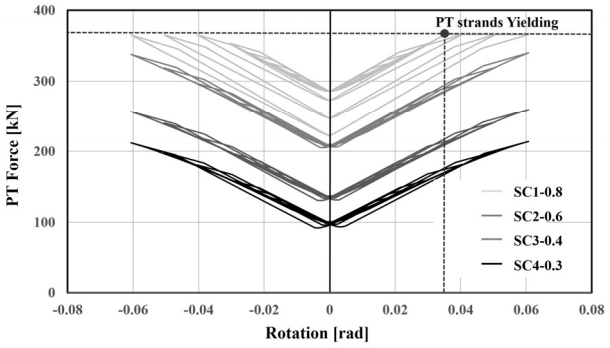

Fig. 15. PT strands axial force

이 발생하였다. 긴장재는 접합부에 발생하는 갭을 상쇄시켜 주는 역할을 하므로 탄성에 머물러야 하는데 단일 긴장재의 초기 긴장력이 감소할수록 긴장재의 탄성범위가 증가하였다. Fig. 15의 SC4-0.3 모델은 SC1-0.8 모델보다 약 3.3배 탄성 범위가 큰 것으로 나타났으며 긴장재 개수가 증가할수록 탄성 변형이 선형적으로 증가하였다. 따라서 긴장재 개수와 셀프센터링 성능은 비례하며 층간 변형각 0.06까지 긴장재의 항복이 발생하지 않기 위하여 초기 긴장력은 긴장재의 항복응력의 0.6배 이하로 하는 것이 타당하다고 사료된다.

5. 결 론

본 연구에서는 긴장재의 적용조건에 따른 셀프센터링이 접합부의 거동을 파악하기 위해 반복가력 해석을 실시했으며 해석결과를 바탕으로 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 초기 긴장력이 증가함에 따라 접합부의 휨 내력 및 에너지 흡수능력은 증가하며 보가 선행 항복하여 접합부의 잔류변형이 선형적으로 증가하였다.

(2) 초기 긴장력에 의한 보 항복과 잔류 변형을 고려할 때 압축상쇄모멘트비 0.35이하에서 셀프센터링 성능이 우수한 것으로 나타났다.

(3) 긴장재 개수가 증가할수록 셀프센터링 접합부의 내력 및 강성은 선형적으로 증가하며 긴장재가 층간변형각 0.04내에서 탄성범위를 유지하기 위한 각 긴장재의 초기 긴장력 설계범위는 긴장재 항복응력의 75% 이하가 되어야 한다는 것을 제안하였다.

참고문헌(References)

[1] James, M.R., Richard, S., Maria, M.G., and Chen, Z. (2001) Posttensioned Seismic-resistant Connections for Steel Frames, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.127, No.2, pp.113-121.

[2] 양재근, 최정환, 김현광, 박재호(2011) 무보강 상·하부 ㄱ형강 접합부의 소성휨모멘트 저항능력 예측을 위한 실험 및 해석적 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제23권, 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).

[3] Shen, J. and Astaneh-Asl, A. (2000) Hysteretic Model of Bolted-angle Connections, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.54, No.3, pp.317-343.

[4] Ricles, J.M., Sause, R., Peng, S.W., and Lu, L.W. (2002) Experimental Evaluation of Earthquake Resistant Posttensioned Steel Connections, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.128, No.7, pp.850-859.

[5] Constantin, C. (2002) *Self-Centering Post-Tensioned Energy Dissipating(PTED) Steel Frames For Seismic Regions*, Ph D. Dissertation, University of California, San Diego, USA.

[6] McKenna, F. Fenves, G.L., and Scott, M.H. (2000), Open System for Earthquake Engineering Simulation, University of California, Berkeley, California, USA.

요 약 : 잔류변형이 효과적으로 제어되어 곧은 상태를 유지시켜주는 셀프센터링 접합부에 대하여 반복가력 해석을 시행했으며 초기 긴장력과 긴장재의 개수에 따른 구조적 거동을 분석하였다. 셀프센터링 효과를 발휘하기 위해서 초기 긴장력은 ㄱ형강의 항복모멘트보다 커야하며 주요부재의 손상을 최소화 하기 위해서 압축상쇄모멘트는 보의 전소성모멘트의 0.35이하로 하는 것이 타당하다고 판단된다. 또한 긴장재 개수가 증가할수록 단일 긴장재에 작용하는 초기 긴장력이 감소하여 셀프센터링 성능을 확보할 수 있으므로 긴장재의 초기 긴장응력은 항복응력의 75% 이하로 하는 것을 제안하였다.

핵심용어 : 강구조, 보-기둥 접합부, 셀프센터링, 포스트텐션, 긴장재, ㄱ형강