Journal of Korean Society of Steel Construction
Vol.38, No.1, pp.019-027, February, 2026

Check for updates

ISSN(print) 1226-363X ISSN(online) 2287-4054
DOI https://doi.org/10.7781/kjoss.2026.38.1.019

프리플렉스 도입을 통한 T-H형강 강재보 캠버 공법 개발

박진형[1] · 김성용[2*] · 장훈[3] · 한채희[4] · 김리하[5] · 박대열[6]

[1]학사과정, 국립창원대학교, 건축공학과, [2]부교수, 국립창원대학교, 건축공학과, [3]대표이사, ㈜스틸코리아,
[4]책임연구원, 기술연구소, (주)스틸코리아, [5]선임연구원, 기술연구소, (주)스틸코리아, [6]소장, 기술연구소, (주)스틸코리아

Development of a Camber Method for T–H Section Steel Beam through Preflex Introduction

Park, Jin-Hyeong[1], Kim, Sung-Yong[2*], Jang, Hoon[3], Han, Chae-Hee[4], Kim, Ri-Ha[5], Park, Dae-Youl[6]

[1]Bachelor Student, Dept. of Architectural Engineering, Changwon National University, Changwon, 51140, Korea
[2]Associate Professor, Dept. of Architectural Engineering, Changwon National University, Changwon, 51140, Korea
[3]Chief Executive Officer (CEO), Steel Korea Co., Ltd, Seoul, 06028, Korea
[4]Principal Researcher, Research Institute, Steel Korea Co., Ltd, Seoul, 06028, Korea
[5]Senior Researcher, Research Institute, Steel Korea Co., Ltd, Seoul, 06028, Korea
[6]Director, Research Institute, Steel Korea Co., Ltd, Seoul, 06028, Korea

Abstract – This study proposes a camber method for T–H section steel beam by introducing preflex to the H-section and subsequently forming composite action with a cambered T-section. An analytical model based on equilibrium and strain compatibility is developed to relate free strain, composite curvature, and camber rise, and is verified through finite element analyses using ABAQUS. The predicted restored camber and stress–strain responses show close agreement with simulations, and the introduced camber does not reduce the plastic moment capacity, confirming that strength performance is maintained.
Keywords – Preflex, Free strain, Steel beam, Camber, Prestressed, Finite element analysis, Plastic moment capacity

1. 서 론

캠버(또는 치올림)는 보나 트러스 등 수평부재에서 하중 재하 시 발생할 처짐을 고려하여 미리 중앙부를 들어 올리는 것으로, 장경간 구조물의 설계, 제조 및 건설에 필수적이다[1]. 캠버를 취하는 방법에는 크게 냉간 캠버와 열간 캠버가 있다[2],[3]. 냉간 캠버는 보에 캠버를 취하는 가장 일반적인 방법으로 보의 강축 방향에 프레스를 통해 외력을 가하여 보의 가력부에 항복응력을 초과하는 응력을 유발하여, 보의 최상단과 최하단을 소성영역에 도달하게 한다. 열간 캠버는 보를 뒤집어 하부 플랜지와 웨브에 토치로 열을 가한 후 식으며 수축을 통해 캠버를 만드는 방법이다[4],[5]. 일반적으로 열간 캠버는 냉간 캠버 대비 더 많은 시간과 노동을 필요로 하므로 거의 사용되지 않으며, 보의 깊이가 냉간 캠버 지그의 용량을 초과하는 경우에만 제한적으로 사용된다[6].

캠버와 관련된 여러 선행 연구 중 프리캐스트(PC, Precast)와 프리스트레스트(PS, Prestressed) 거더를 대상으로 한 연구에 따르면, 캠버는 재료 특성, 제작·양생 조건, 지지 조건 및 장기 거동 등 다양한 외부 요인의 영향을 받기 때문에 설계값과 상이한 변동성을 보이는 변수이다[7]. 즉 캠버는 단순한 설계 입력값이 아니라, 제작 공정과 구조 성능을 종합적으로 고려하여 합리적으로 제어되어야 할 대상임을 의미한다.

한편 H형강은 현행 설계기준에서 대표적인 강재보로써 여전히 다른 선행 연구들에서도 사용되고 있다[8]-[10]. 강재보 시스템에 대해서도, 초기 강성 확보를 위한 PS 강재 부재에 대한 연구가 여럿 수행되었으며

Note.-Discussion open until August 31, 2026. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on December 23, 2025; revised on January 28, 2026; approved on January 28, 2026.

*Corresponding author.
Tel. +82-55-213-3806 Fax. +82-55-213-3809
E-mail. sungyong.kim@changwon.ac.kr

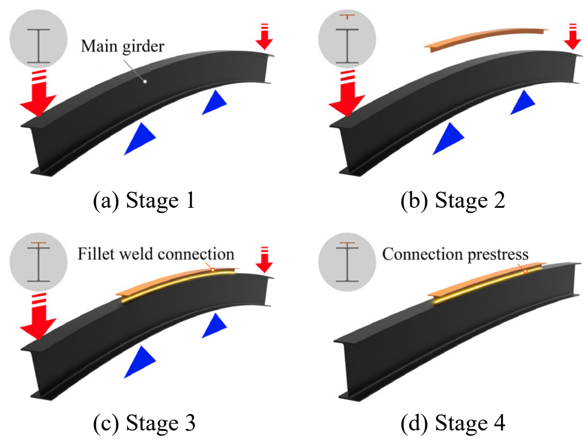


Fig. 1. Construction sequence

[11],[12], 특히 PS 냉간성형강재의 안전성과 설계에 관한 연구도 활발히 진행되어 왔다[13]-[15].

이 연구에서는 강도와 강성을 확보하면서 동시에 균일한 크기의 캠버를 안정적으로 얻을 수 있는 합성법을 제안한다. Fig. 1은 특정한 곡률로 미리 캠버된 T형강과 하부 H형강을 합성하여, 단면 성능을 높임과 동시에 T형강이 존재하는 구간에 캠버를 가하기 위한 제안공법의 절차를 도시한 것이다. 우선 캠버될 부분에 특정된 곡률과 동일한 곡률이 발생하도록 H형강에 외력을 가하여 보에 프리플렉스(Preflex)를 가한다(Fig. 1(a)). 캠버된 H형강과 T형강을 병치한 후 용접하여(Fig. 1(b), Fig. 1(c)), 이후 하중을 제하하여 의도한 수준의 캠버를 확인한다(Fig. 1(d)). 프리플렉스와 관련하여 연속 프리플렉스 거더교를 대상으로 개선된 시공방법과 간략화된 설계식이 제시한 바 있다[16]. 하지만 이는 교량과 연속 거더 시스템에서 거더의 내측지점에서 발생하는 상승량을 외측지점에서 그 상승량만큼을 미리 설치한 후 제거하는 방법으로, 캠버 도입이 아닌 바닥판 콘크리트에 압축력을 도입하기 위한 목적으로 적용된다. 장경간 구조물의 용도와 경간에 따라 요구되는 캠버의 양은 경우에 따라 다르므로, 구조물 별로 요구하는 캠버의 양을 유도함으로써, 과도한 변형을 방지하고 구조적 안전성을 확보하는 합리적인 설계가 가능하다.

이 연구에서는 정역학적 평형조건을 통해 T형강과 H형강 합성단면의 수리모델과 각 부재에 따라 요구되는 캠버 제원을 제시하고, 이를 유한요소해석을 통해 수립모델을 검증한다. 나아가 단조가력해석을 통해 캠버 여부가 강도 성능에 미치는 영향을 평가한다.

2. 캠버 T-H형강 강재보 수리모델 개발

2.1 완전합성된 T-H형강

수리모델의 유도 과정에서 T형강과 H형강의 완전합성, 곡률반경이 충분히 커 단면 내 곡률 차이 무시 그리고 재료의 선형거동이 가정되는데 이는 목표 캠버 산정에는 유효하나, 곡률이 일정하지 않거나 국부좌굴이 나타날 경우 결과에 영향을 줄 수 있어 주의가 필요하다.

T형강과 H형강이 완전합성작용을 할 때, 전단면에 걸친 변형률의 프로파일은 연속된 직선형으로 구성되며(Fig. 2 참조), 이를 통해 통상적인 선형이론에 의해 단면에 가해지는 압축력과 인장력을 구할 수 있다. T형강에 가해지는 압축력은 다음과 같다:

$$C=\kappa EA_T(n-n_T) \tag{1}$$

여기서 κ는 단면의 곡률, E는 강재의 탄성계수, A_T는 T형강의 단면적, n은 단면의 최상부에서 합성된 단면의 중립축까지의 거리, n_T는 단면의 최상부에서 T형강 단면의 중심까지의 거리이다.

정역학적 평형조건에 따르면 위 압축력은 H형강에 가해지는 인장력과 같아야 하며, 그 값은 다음과 같다:

$$T=\kappa EA_H(h_T+h_H/2-n) \tag{2}$$

여기서 A_H는 H형강의 단면적, h_T는 T형강의 높이, h_H는 H형강의 높이이다.

평형조건으로부터 단면 최상단에서 중립축까지의 위치는 다음과 같이 산정되며 이는 동종재료 합성 시의 중립축 정의와 동일하다:

$$n=\frac{A_T}{A_T+A_H}n_T+\frac{A_H}{A_T+A_H}\left(h_T+\frac{h_H}{2}\right) \tag{3}$$

완전합성된 T-H형강 강재보의 모멘트-곡률 관계식은 합성단면의 곡률 프로파일을 비합성단면의 곡률 프로파일과 각 단면 중립축에 가해지는 축력의 관계를 통해 다음과 같이 산정된다(Fig. 2 참조):

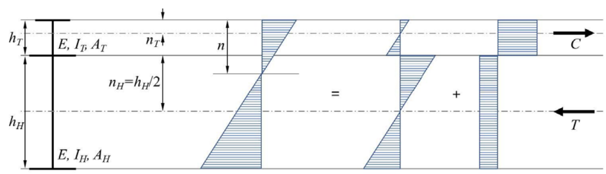


Fig. 2. Strain distribution of the full composite T-H section

$$M = \kappa(EI_T + EI_H) + C\left(h_T + \frac{h_H}{2} - n_T\right) \tag{4}$$

여기서 I_T는 T형강의 중립축에 대한 단면2차모멘트, I_H는 H형강의 중립축에 대한 단면2차모멘트이다.

식 (1)에 식 (3)을 대입하여 n을 소거시킨 T형강에 가해지는 압축력 식을 식 (4)에 적용하면 다음과 같은 합성단면의 모멘트-곡률 관계식이 유도된다:

$$M = \kappa(EI_T + EI_H)(1+\beta) \tag{5}$$

여기서 β는 T형강이 H형강에 합성된 단면제원에 따라 결정되는 계수로써, 이하에선 합성강성계수로 정의하며, 아래와 같이 산정된다(참고로 β=0인 경우 완전비합성단면의 모멘트-곡률 관계식이 도출된다):

$$\beta = \frac{A_T A_H}{(I_T + I_H)(A_T + A_H)}\left(h_T + \frac{h_H}{2} - n_T\right)^2 \tag{6}$$

2.2 자유변형률에 따른 합성단면

캠버를 위해 초기변형률이 가해진 H형강은 합성된 이후 합성보로 거동하게 되는데, 이때 초기변형률은 합성 이후의 변형률과 달리 무응력 상태에서 초기값으로 주어지는 이른바 자유변형률(free strain)이다. 사전에 휘어진 T형강의 곡률과 동일한 곡률을 갖도록 H형강에 변형률이 자유변형률 ε_f로 유발되는 상황을 고려하자. 용접된 후의 보의 응력은 압축변형률과 자유변형률의 차이에 비례하여 다음과 같이 발생한다(Fig. 3 참조):

$$\sigma = E(\varepsilon - \varepsilon_f) \tag{7}$$

이에 따라 위의 응력분포 함수로써 다음의 정적 평형 조건을 적용한다:

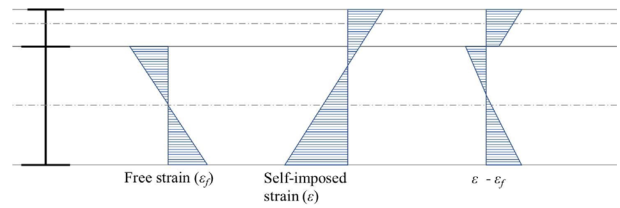


Fig. 3. Moment–curvature relationship of the composite T-H section under free strain

$$\int_A E(\varepsilon - \varepsilon_f)\,dA = 0,\ \text{or} \qquad \int_A E\varepsilon\,dA = \int_A E\varepsilon_f\,dA \tag{8}$$

$$\int_A E(\varepsilon - \varepsilon_f)\,y\,dA = 0,\ \text{or} \qquad \int_A E\varepsilon y\,dA = \int_A E\varepsilon_f y\,dA \tag{9}$$

여기서 y는 압축력과 모멘트를 구하고자 하는 지점의 합성된 단면의 중립축으로부터의 좌표이다. 위 두 식의 우측 항은 자유변형률에 따른 압축력과 모멘트를 나타낸다.

위 식들은 평형조건으로 복원되기 위한 요구조건으로써 중립축에서의 균등한 변형률 ε_n과 곡률 κ를 토대로, 자유변형률이 유발하는 압축력 C_f와 중립축에서의 변형률 ε_n, 자유변형률이 유발하는 모멘트 M_f와 곡률의 관계 κ는 식 (10), 식 (11)과 같이 정리된다:

$$\varepsilon_n = \frac{C_f}{(EA_T + EA_H)} \tag{10}$$

$$\kappa = \frac{M_f}{(EI_T + EI_H)(1+\beta)} \tag{11}$$

2.3 초기변형률에 따른 합성단면

프리플렉스를 통해 H형강에 T형강의 곡률과 동일한 곡률 κ_T에 따른 변형률이 선형으로 주어져 있다고 하자. H형강의 곡률은 그 중립축 기준으로써, T형강의 중립축 기준 곡률보다 다소 작아야하나, 곡률반경이 단면의 크기에 비해 충분히 커서 무시할 수 있다고 가정할 경우 변형률은 다음과 같다:

$$\varepsilon_f = \kappa_T y_H \tag{12}$$

여기서 κ_T는 합성 전 H형강에 가해지는, 처음의 T형강이 가지는 곡률, y_H는 H형강의 중립축으로부터 변형률을 구하고자 하는 지점의 좌표이다.

식 (12)의 초기변형률로부터 유발되는 압축력 C_f와 모멘트 M_f는 식 (8), 식 (9)를 통해 다음과 같이 결정된다:

$$C_f = 0 \tag{13}$$

$$M_f = EI_H \kappa_T \tag{14}$$

이에 따라 T형강의 곡률과 초기변형률로부터 유발된 합성단면의 복원되는 곡률은 다음의 관계식을 따른다:

$$\kappa = \frac{1}{(1+I_T/I_H)}\frac{1}{(1+\beta)}\kappa_T \tag{15}$$

식 (15)에 따르면 합성 후의 복원되는 곡률 κ는 T형강의 제작곡률(은 근사적으로 H형강의 프리플렉스에 따른 곡률) 대비 $1/(1+I_T/I_H)$와 $1/(1+\beta)$의 비율로 줄어든다. 이 중 $1/(1+I_T/I_H)$는 T형강과 H형강의 단면2차모멘트의 비율이며, $1/(1+\beta)$는 완전합성작용으로 인해 줄어드는 비율이다. 복원곡률 κ로부터 산정되는 압축력 C는 식 (1)에 식 (15)를 대입하여 산정할 수 있다. 결과적으로 합성 후 캠버에 따른 최종곡률과 그에 따른 솟음량은 다음의 식을 통해 산정된다:

$$\begin{aligned}\kappa_C &= \kappa_T - \kappa \\ &= \left(1 - \frac{1}{(1+I_T/I_H)}\frac{1}{(1+\beta)}\right)\kappa_T\end{aligned} \tag{16}$$

$$\delta_C = \kappa_C^{-1} - \sqrt{\kappa_C^{-2} - (l/2)^2} \tag{17}$$

여기서 l은 변위가 유발되는 보의 길이이다.

식 (16)과 식 (17)을 통해 솟음량을 만족하는 T형강의 곡률을 수치해석을 통해 산정하여 최종 설계를 완료하였다.

Table 1은 각 부재 제원에 따른 곡률, 솟음량을 나타내는데 이는 일례로써, 만일 다른 제원의 T형강과 H형강에 대한 설계가 필요한 경우 개발한 수리모델의 절차에 따라 충분히 값을 산정할 수 있다. 합성곡률 κ는 T형강 상부의 응력이 항복응력의 1/3 수준이 되도록 식

Table 1. Camber specifications according to each member (H-section: 10 m, T-section: 9 m)†

H-section / T-section	Composite curvature κ, 1/mm	T-section curvature κ_T, 1/mm	Final curvature κ_C, 1/mm	Restored camber rise δ, mm	Final camber rise δ_C, mm
H-300×300×10×15 / T-140×150×8×12	2.086e-06	3.726e-06	1.640e-06	26.07	20.51
H-350×175×7×11 / T-140×150×8×12	2.215e-06	4.920e-06	2.705e-06	27.69	33.82
H-400×200×8×13 / T-140×150×8×12	1.917e-06	3.624e-06	1.708e-06	23.96	21.35
H-350×350×12×19 / T-140×200×8×12	1.874e-06	3.020e-06	1.146e-06	23.43	14.32
H-390×300×10×16 / T-140×200×8×12	1.842e-06	3.136e-06	1.294e-06	23.02	16.18
H-400×400×13×21 / T-140×300×8×12	1.764e-06	2.819e-06	1.056e-06	22.04	13.20
H-488×300×11×18 / T-150×200×16×20	1.699e-06	3.131e-06	1.432e-06	21.24	17.90
H-588×300×12×20 / T-150×200×16×20	1.456e-06	2.452e-06	9.958e-07	18.21	12.45
H-700×300×13×24 / T-150×250×16×20	1.284e-06	2.073e-06	7.887e-07	16.05	9.86
H-800×300×14×26 / T-150×250×16×20	1.138e-06	1.744e-06	6.062e-07	14.22	7.58
H-900×300×16×28 / T-150×250×16×20	1.015e-06	1.489e-06	4.733e-07	12.69	5.92

†This table is prepared for SS315 steel (F_y = 315 MPa) under the condition that the top flange of the T-section reaches 1/3 of the yield strength.

Table 2. Summary of analysis specimens

Specimen	H-section	T-section	Element type	Camber	M_p evaluation
T-H_C	H-588×300×12×20 (10 m)	T-150×200×16×20 (9 m)	C3D8R	O	×
T-H_NC_M_p			C3D8I	×	O
T-H_C_M_p			C3D8I	O	O

Table 3. Established model setup

E.N.A from top, mm	P.N.A from top, mm	Stress at T-section top flange, MPa	Strain at T-section top flange ε_T, mm/mm	Stress at H-section top flange, MPa	PS, kN	Plastic moment M_p, kN-m
343	190.67	105	5.000e-04	151.40	572.09	1896.77

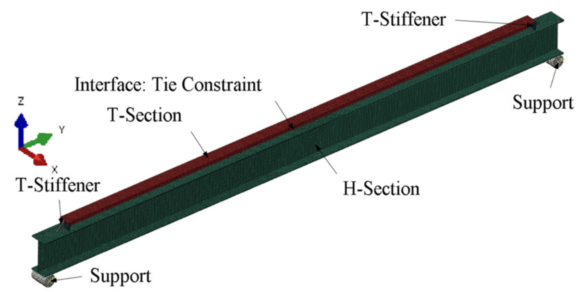
(18)을 통해 산정하였으며, 이는 구조물들의 대략적인 검토 결과 합성 후 T형강 상부 응력이 항복응력의 1/3 이상이 될 경우 캠버가 필요 이상으로 과도하게 발생할 것이라는 연구자의 판단으로써 산정하였다. 복원솟음량 δ는 식 (17)에 합성곡률 κ를 대입하여 산정하였다.

$$\sigma = E\kappa n = 210\ \mathrm{GPa} \times \kappa \times n \le \frac{F_y}{3} \tag{18}$$

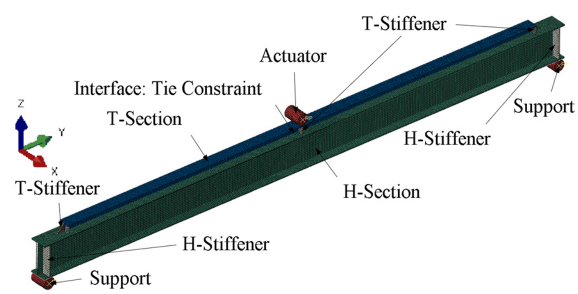
3. 수립모델에 대한 수치해석 검증

이하에서는 개발한 수리모델을 토대로 구체적인 제원의 유한요소해석 모델을 설정하였다(Table 2 참조). 유한요소해석에는 상용 프로그램인 ABAQUS[17]를 사용하였다. 프리플렉스에 따른 캠버 수립모델에 대한 수치해석 검증을 위해 해석모델(T-H_C)을 설정하였고, 검증된 수립모델을 바탕으로 캠버 도입 여부에 따른 소성모멘트 평가를 위한 확장 해석모델(T-H_NC_M_p, T-H_C_M_p)을 설정하였다(Fig. 4 참조). H형강에 프리플렉스에 따른 초기변형률을 도입하기 위한 방법으로 온도하중을 적용하여 H형강에 초기변형률을 가하였다. 해석프로그램 상 H형강에만 프리플렉스를 줄 수 있는 방법을 찾던 중, 프리플렉스 휨에 의한 부재 축방향 자유변형률과 온도에 의한 변형률(일방향 팽창계수만을 고려)이 개념적으로는 동일하기 때문에 온도하중을 적용하였다. 부재 축방향으로 변형을 줄 수 있다면 다른 방법도 적용 가능하다.

수치해석적 검증에는 길이 10 m의 H-588×300×12×20 (SS315) 부재와 길이가 9 m인 T-150×200×16×20 (SS315)의 캠버된 부재가 합성된 상황을 고려하였다. 세 가지



(a) T-H_C



(b) T-H_NC_M_p, T-H_C_M_p

Fig. 4. FEA models

의 해석모델을 제작하였고 해석 목적에 따라 요소 형식을 달리 적용하였다: T-H_C 해석모델에는 해석의 정확도와 시간측면에서 효율적인 C3D8R을 적용하였고 T-H_NC_M_p, T-H_C_M_p 해석모델에는 3차원 육면체 요소로 굽힘과 소성해석에 효과적인 C3D8I를 적용하였다. 재료모델은 탄성–완전소성(elastic–perfectly plastic) 재료로 이상화하였다. T형강의 길이방향 단부에는 압축력에 대한 보강과 계면에서의 최대 전단력 전이 목적으로 삼각형 스티프너(PL-150×150×16T)를, T형강과 H형강의 접합부에는 응력집중 완화를 위해 사각형 스티프너(PL-130×92×20T)를 동일강종으로 적용하였다. 지점부는 직경 200 mm, 길이 300 mm의 원통형 모델에 Discrete rigid 요소를 적용하여 강체로 설정하였고. H

형강 단부에서 100 mm 내측에 배치하였다. 강재보와 지점부 및 엑츄에이터 사이의 접촉 거동을 모사하기 위해, 접선 방향에는 Penalty 기반의 마찰계수 0.3을 적용하였고, 법선 방향에는 Hard contact 조건을 적용하였다. T형강, H형강 그리고 스티프너 사이의 접합은 용접 거동을 모사하기 위해 Tie constraint를 적용하였다. 지점부에는 Encastre 경계조건을 적용하여 변위와 회전을 모두 구속하였으며, z방향 변위 기준점을 설정하기 위해 지점부와 H형강 경계선에서 z방향 거동을 추가로 구속하였다(전체 좌표계의 경우 Fig. 4 참조). 또한 횡방향 안정성 확보를 위해 T형강 단부 사각형 스티프너 (PL-130×92×20T)에는 x방향 거동을 구속하였다.

3.1 T-H_C

T-H_C는 H형강에 프리플렉스를 도입하여 캠버 형성을 검토하기 위한 해석모델이다. 온도하중 해석 Step은 선형 정적해석으로 구성하였으며, 증분 조건은 초기 0.01, 최대 1, 최소 1×10^{-5}로 설정하였다. 부재 축방향 이외의 방향으로 발생할 수 있는 온도의 팽창-수축으로 인한 경계부 응력집중을 방지하기 위해, 재료의 열팽창계수는 Orthotropic 조건을 활용하여 y축 방향에 열팽창계수를 1×10^{-5} mm/mm·℃$^{-1}$로 설정하였으며, 나머지 방향에 대해서는 0으로 설정하였다. 열팽창계수가 1×10^{-5} mm/mm·℃$^{-1}$일 때, H형강 상부 플랜지의 응력이 151.40 MPa에 도달하도록 하기 위한 단부 온도는 식 (19)로부터 72.10 ℃로 산정하였다. 산정된 온도하중은 Predefined fields 기능을 이용하여 H형강 상하부 플랜지에 ±72.10 ℃로 적용하였으며, 웨브에는 두 플랜지 온도를 선형적으로 연결하는 온도 분포를 적용하였다. 해석의 수치적 안정성과 대칭성을 확보하기 위해, H형강 중앙부 웨브의 y방향 거동을 추가로 구속하였다. 이 모델에는 외력 가력이나 소성모멘트 평가를 위한 엑츄에이터는 적용하지 않았다.

$$T^* = \frac{\sigma}{\alpha E} \tag{19}$$

3.2 T-H_NC_M_p

T-H_NC_M_p는 캠버가 도입되지 않은 상태에서 T–H형강 강재보의 소성모멘트 M_p를 평가하기 위한 해석모델이다. 3점가력 해석 Step은 비선형 정적해석으로 구성하였으며, 증분 조건은 초기 0.01, 최대 0.02, 최소 1×10^{-9}로 설정하였고, 비선형 거동의 추적 안정성과 계산 효율을 고려하여 Symmetric 행렬 조건을 적용하였다. 3점가력 조건을 구현하기 위해 강재보 중앙부에 엑츄에이터를 배치하였으며, 지점부와 동일한 Discrete rigid 요소를 사용하였다. 가력 과정에서 지점부와 가력부에 발생할 수 있는 국부좌굴을 방지하기 위해, 지점부 H형강에는 사각형 스티프너(PL-548×144×20T)를, 가력부에 해당하는 T형강 중앙부에는 사각형 스티프너(PL-130×92×20T)를 추가로 적용하였으며, 횡방향 안정성 확보를 위해 스티프너에 x방향 거동을 구속하였다. 하중은 변위제어 방식으로 강재보 중앙부 단면이 전단면 소성 상태에 도달할 수 있도록 엑츄에이터의 z방향 변위를 -100 mm까지 제어하였다.

3.3 T-H_C_M_p

T-H_C_M_p는 캠버가 도입된 상태에서 소성모멘트 M_p를 평가하기 위한 해석모델이다. 이 모델에서는 먼저 T-H_C 모델과 동일한 방식으로 온도하중을 적용하여 캠버를 도입한 후, 동일한 형상 상태를 유지한 채 3점가력 해석을 순차적으로 수행하였다. T-H_C_M_p 모델의 온도하중과 열팽창계수는 T-H_C와 동일하게 적용하였으며, 3점가력 해석, 국부좌굴 방지용 스티프너, 스티프너 x방향 거동 구속은 T-H_NC_M_p와 동일하게 적용하였다. 엑츄에이터의 z방향 변위는 수립모델을 통해 산정된 솟음량을 고려하여 -120 mm까지 제어하였다.

4. 해석결과 및 분석

4.1 유한요소해석을 통한 수립모델 검증

Fig. 5는 T-H_C 모델의 해석결과를 나타낸 것이다. Fig. 5(a)에 도시된 변위에 따르면 보의 중앙부 복원솟음량이 18.263 mm로 나타났는데, 이는 수립모델과 오차 0.27 % 내외의 정확도를 보였다(Table 1 참조). Fig. 5(b)에 도시된 축방향 응력에 따르면 T형강 상부 플랜

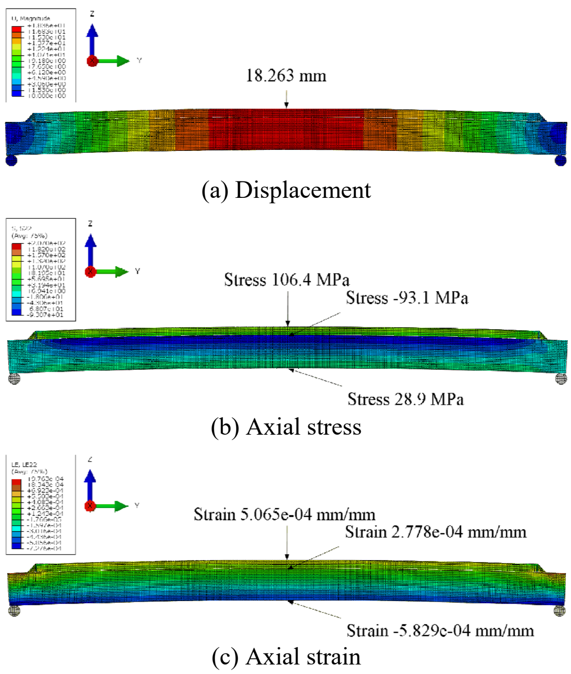


Fig. 5. T-H_C analysis results

지의 응력은 106.4 MPa로 나타났는데, 이는 수립모델과 오차 1.33 % 내외의 정확도를 보였다(Table 3 참조). Fig. 5(c)에 도시된 축방향 변형률에 따르면 상부 플랜지 변형률은 5.065e-04 mm/mm로 나타났는데, 이는 수립모델과 오차 1.30% 내외의 정확도를 보였다(Table 3 참조). Fig. 5(b), Fig. 5(c)의 응력 분포와 변형률 분포로부터 H형강 상하부 플랜지의 경우 각각 –93.1 MPa과 28.9 MPa의 압축-인장응력이 그리고 2.778e-04 mm/mm와 –5.829e-04 mm/mm의 압축-인장변형률이 합성에 의한 프리스트레스트로 가해지는 것을 확인할 수 있다.

Fig. 6는 프리스트레스트로 인해 T형강에 유발되는 축방향 응력과 하중을 도시한 것이다. Fig. 6(a)는 T형강의 중앙부에 가해지는 압축력과 모멘트를 나타낸 것이다. 이에 따르면 프리스트레스트로 인해 T형강에 압축력이 595.4 kN으로 나타났는데, 이는 수립모델과 오차 4.07 % 내외의 정확도를 보였다(Table 3 참조). Fig. 6(b)는 중앙부로부터 단부까지 거리에 따른 압축력, 인장력, 모멘트 그리고 계면에서의 전단력을 도시한 것이다. 정역학적 평형조건에 따라 T형강에 가해지는 압축력과 H형강에 가해지는 인장력이 같은 것을 확인할 수 있다. 프리스트레스가 중앙부로부터 3.5 m 지점까지는 595.4 kN으로 일정하게 유지되다가 최단부로부터 1 m 지점 이내의 압축력이 급격하게 떨어지는 것이 확인된

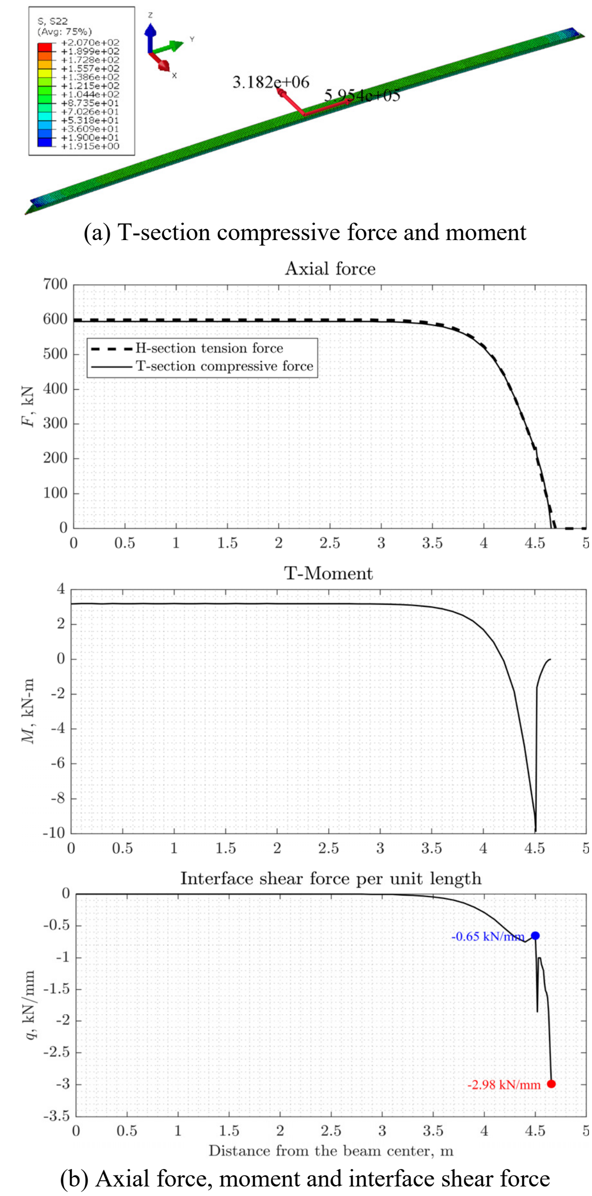


Fig. 6. Stress and prestressed force of the T-section and H-section due to prestressed

다. 또한 압축력의 길이방향 변화로 산정되는 계면전단력이 급격하게 커지는 것을 확인할 수 있으며, 이에 따라 해당 부분에서 급격한 모멘트 변동이 나타났다. 수립모델과 해석모델의 오차 발생 원인으로는 T형강과 H형강에 걸리는 압축력과 인장력이 중앙부부터 단부까지 일정하게 유지되지 못하고 중앙부로 집중되며 발생한 것으로 판단된다. T형강의 단부 계면에서는 단위 길이당 계면전단력이 –0.65 kN/mm로, T형강의 단부에 설치된 스티프너의 계면에서는 단위 길이당 계면전단력이 –2.98 kN/mm로 나타났는데, 이는 계면에서의 최

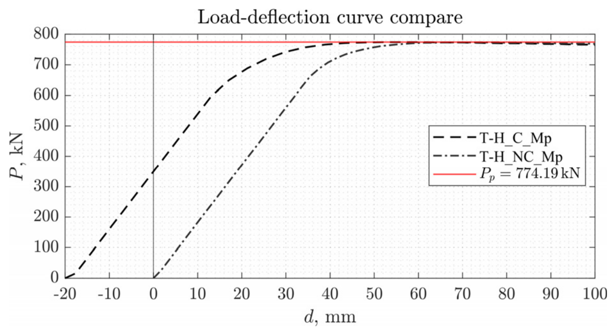


Fig. 7. Comparison of load-deflection curves for cambered and non-cambered steel beams

대 전단력이 T형강이 아닌 T형강 단부에 설치된 스티프너로 전이된 것을 보여준다.

4.2 캠버 도입 여부에 따른 소성모멘트 평가

Fig. 7은 T-H_NC_M_p와 T-H_C_M_p의 하중-변위 곡선을 비교하여 나타낸 것이며, 소성모멘트 M_p에 대응하는 소성하중 P_p를 기준선으로 함께 표시하였고, 소성하중 P_p는 단순보 중앙부 집중하중 조건으로 정역학적 평형조건을 통해 산정하였다. T-H_NC_M_p는 35 mm 지점부터 강성이 저하되는 반면 T-H_C_M_p는 13 mm 지점부터 강성이 저하되는데 이는 프리플렉스 도입에 따라 강재보에 프리스트레스트가 발현되면서 구조적 거동에 차이가 발생한 결과로 판단된다. 하지만 변위가 증가함에 따라 두 모델 모두 소성하중 P_p에 도달하여 동일한 하중 수준에서 소성거동이 발현되었다. 즉, 캠버 도입으로 인해 초기 형상과 초기 응력 상태가 변화하여 강성 저하 시점은 다르나, 단면의 소성모멘트역량은 유지되며 충분한 소성거동이 발현됨을 확인할 수 있다.

5. 결 론

이 연구에서는 프리플렉스에 의해 H형강에 초기변형률을 도입한 후, 캠버된 T형강과 H형강을 합성하여 목표 캠버를 확보하는 캠버 T–H형강 강재보 공법을 대상으로 수리모델을 개발하고 유한요소해석을 통해 검증하였다. 또한 캠버 도입 여부가 단면의 소성모멘트 발현과 강도 성능에 미치는 영향을 3점가력 해석을 통해 평가하였다. 연구 결과를 정리하면 다음과 같다.

(1) 정역학적 평형조건과 변형률 적합조건을 기반으로 완전합성 T–H형강의 모멘트–곡률 관계식을 유도하고, H형강에 부여된 초기변형률(자유변형률)이 합성단면의 합성곡률과 솟음량에 미치는 영향을 고려한 수리모델을 개발하였다.

(2) 길이 10 m의 H-588×300×12×20, 길이 9 m의 T-150×200×16×20을 수립모델 대상으로, 온도하중을 이용하여 H형강에 초기변형률을 부여하는 T-H_C 해석모델을 구성하고 수립모델의 예측값을 검증하였다.

(3) 합성에 의해 T형강과 H형강에 형성되는 프리스트레스트에 대한 응력과 축력 분포를 검토한 결과, 중앙부에서 일정하게 유지되던 축력이 단부 구간에서 급격히 변화하며 계면전단력과 모멘트 또한 급격히 변화됨을 확인하였다. 수립모델과 유한요소해석 간의 차이는 T형강과 H형강에 걸리는 압축력과 인장력이 중앙부부터 단부까지 일정하게 유지되지 못 하고 중앙부로 집중되며 발생한 것으로 판단된다. 또한 최대 계면전단력이 T형강 단부에 설치된 스티프너로 효과적으로 전이됨을 확인하였다.

(4) 캠버 도입 여부에 따른 소성모멘트를 평가하기 위해 3점가력 해석을 수행하고 하중–변위 곡선을 비교하였다. 캠버 도입 여부에 따라 강성 저하 시점이 다르게 나타났지만, 변위가 증가함에 따라 두 모델 모두 소성모멘트 M_p에 대응하는 소성하중 P_p에 도달하였고, 동일한 하중 수준에서 소성거동이 발현되었다. 이는 프리플렉스에 의해 캠버가 도입되더라도 단면의 소성모멘트역량이 유지되며, 소성모멘트 기반의 강도 검토가 캠버되지 않은 강재보와 동일한 기준으로 적용 가능함을 보여준다.

감사의 글

이 논문은 2025~2026년도 국립창원대학교 자율연구과제 연구비 지원으로 수행된 연구결과임.

참고문헌(References)

[1] Băncilă, R., Bolduș, D., Feier, A., Hernea, S., and Malița, M. (2014) Deflection and Precambering of Steel Beams, *Bulletin of the Transilvania University of Brașov*, Vol.7, No.56 (Special Issue 1), pp.13–22.

[2] Kloiber, L.A., and Burmeister, S.B. (2020) *AISC Design Guide 36: Design Considerations for Camber*, American Institute of Steel Construction, USA.

[3] Ricker, D.T. (1989) Cambering Steel Beams, *Engineering Journal*, American Institute of Steel Construction, pp.136–142.

[4] Gergess, A.N., and Sen, R. (2005) Cold Curving Symmetric Unstiffened I-girders, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.61, No.4, pp.473–492.

[5] Gergess, A.N., and Sen, R. (2008) Cambering Structural Steel I-girders using Cold Bending, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.64, No.4, pp.407–417.

[6] Downey, E.W. (2006) Specifying Camber, *Modern Steel Construction*, American Institute of Steel Construction, Vol.46, No.7, pp.53–56.

[7] Tadros, M.K., Fawzy, F.F., and Hanna, K.E. (2011) Precast, Prestressed Girder Camber Variability, *PCI Journal*, Vol.56, No.1, pp.135–154.

[8] Lee, B.H., and Seo, S.Y. (2022) Development and Structural Behaviors of New Vertical-Diaphragm Connections to CFT Column-H Beam Under Cyclic Loading, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.34, No.6, pp.363–372 (in Korean).

[9] Kim, J.W., Kim, D.H., and Lee, K.K. (2022) Seismic Performance Evaluation of Connection with New Inner Diaphragm Between Steel Composite Column (POSCO-Column) and Built-up H-Beam, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.34, No.6, pp.401–410 (in Korean).

[10] Kim, H.D., Choi, J.Y., Lee, H.S., and Yang, J.G. (2024) Residual Stress Distribution and the Effect on Flexural Members of Hot-Rolled H-Beam, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.36, No.3, pp.197–207 (in Korean).

[11] Gosaye, J., Gardner, L., Wadee, M.A., and Ellen, M.E. (2014) Tensile Performance of Prestressed Steel Elements, *Engineering Structures*, Elsevier, Vol.79, pp.234–243.

[12] Gosaye, J., Gardner, L., Wadee, M.A., and Ellen, M.E. (2016) Compressive Behaviour and Design of Prestressed Steel Elements, *Structures*, Elsevier, Vol.5, pp.76–87.

[13] Hadjipantelis, N., Gardner, L., and Wadee, M.A. (2019) Design of Prestressed Cold-Formed Steel Beams, *Thin-Walled Structures*, Elsevier, Vol.140, pp.565–578.

[14] Hadjipantelis, N., Gardner, L., and Wadee, M.A. (2019) Finite-Element Modeling of Prestressed Cold-Formed Steel Beams, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.145, No.10, pp.1–19.

[15] Hadjipantelis, N., Gardner, L., and Wadee, M.A. (2018) Prestressed Cold-Formed Steel Beams: Concept and Mechanical Behaviour, *Engineering Structures*, Elsevier, Vol.172, pp.1057–1072.

[16] Koo, M.S., Park, Y.J., and Kim, H.H. (2005) The Development of Improved Construction and Design Method on Continuous Preflex Girder Bridge, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.17, No.2, pp.183–194 (in Korean).

[17] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2016) *Abaqus Analysis User's Manual*, DSS, USA.

요　약 : 이 연구는 프리플렉스를 통해 H형강에 초기변형률을 도입하고, 이를 캠버된 T형강과 합성하여 목표 캠버를 안정적으로 확보하는 T-H형강 강재보 캠버 공법을 제안한다. 정역학적 평형조건과 변형률 적합조건에 기반한 수리모델을 개발하고 ABAQUS 유한요소해석으로 복원솟음량, 응력과 변형률 분포를 검증하였다. 해석 결과 수립모델과의 오차는 매우 작았으며, 캠버 도입 후에도 단면의 소성모멘트역량과 강도 성능이 유지됨을 확인하였다.

핵심용어 : 프리플렉스, 자유변형률, 강재보, 캠버, 프리스트레스트, 유한요소해석, 소성모멘트역량