

현장용접이 강교량 캠버에 미치는 영향에 관한 연구

박장열¹ · 경갑수^{2*} · 신기용^{1*}

¹박사과정, 한국해양대학교, 토목환경공학과, ²교수, 한국해양대학교, 토목공학과

Investigation into the Effect of Field Welding on the Camber of Steel Bridges

Park, JangYeol¹, Kyung, Kab Soo^{2*}, Shin, Ki Yong^{1*}

¹Doctor Course, Dept. of Civil Engineering, Korea Maritime & Ocean University, Busan, 49112, Korea

²Professor, Dept. of Civil Engineering, Korea Maritime & Ocean University, Busan, 49112, Korea

Abstract – This study investigates the effects of welding shrinkage on girder camber resulting from the application of field welding in steel girders. To this end, domestic and international literature and case studies on welding shrinkage were reviewed, and the influence of such shrinkage on the camber of steel girders was analyzed based on the collected data to contribute to enhancing steel bridge fabrication technology in Korea. The research results indicate that a welding shrinkage of 2 to 3 mm occurs at each joint of the target bridge. The camber variation prediction method incorporating this welding shrinkage exhibited a trend highly consistent with the actually measured camber variations. Furthermore, the design maximum camber after the installation of girders and cross-beams was found to be close to the measured maximum camber, demonstrating that the camber behavior at this stage aligns well with theoretical predictions. In addition, the FE analysis results showed high consistency with the camber values measured after field welding, being slightly larger than or similar to the theoretical camber calculations based on equivalent moments.

Keywords – Steel box girder bridge, Girder camber, Field welding, Welding shrinkage, Variation in girder shape

1. 서론

강교량 거더는 일반적으로 지간이 길기 때문에 운송 문제 및 경제성을 고려하여 공작 제작 때 몇 개의 블록으로 분절하여 제작된다. 설치 현장으로는 블록으로 운송되어 현장에서 지조립을 실시하고, 현장이음으로 볼트 이음 또는 용접이음에 의해 거더 전체가 완성된다. 최근에는 미관 및 이음 효율성, 경제성 등을 고려하여 이음방법으로 현장용접 적용이 증가하고 있으며, 또한 대단면을 갖는 전단면 현장용접도 증가하고 있는 추세이다.

강재 거더 이음에 현장용접을 적용하면 용접수축으로 거더 길이가 일반적으로 짧아지게 되므로 거더의 길이 수축량이 캠버에 영향을 줄 수 있다^[1].

강재 거더 설계단계의 캠버는 일반적으로 가설단계의 강재 거더에 따른 강재 자중, 슬래브 타설에 의한 고정하중 변화를 반영하여 거더의 설계 캠버를 계산하며, 공장에서도 이 값에 기초하여 제작 캠버를 결정한다^[1,2]. 그러므로 현장용접 적용에 따른 제작단계의 캠버 변화에 대해서는 정확한 평가가 실행되지 않는 것이 현재의 실상이다. 그러므로 이러한 특성이 반영된다면 현장에서 캠버 변화는 설계와는 다른 특성을 나타낼 수도 있을 것이다. 특히 거더 높이가 3 m를 초과하는 대단면 극후판 현장용접에서는 상부플랜지 및 하부플랜지, 복부를 동시에 용접을 시행할 수 없으므로 극후판의 어떤 부위를 선행 용접하는가에 따라 용접이 캠버에 미치는 영향이 달라질 수도 있다.

따라서 이 연구에서는 강재 거더의 현장용접 적용에 따른 용접수축이 거더 캠버에 미치는 영향을 검토하고

Note.-Discussion open until February 28, 2027. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on May 26, 2026; revised on July 16, 2026; approved on July 16, 2026. Copyright © 2026 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-51-410-4464, +82-70-4904-2516

Fax. +82-51-403-3762, +82-51-244-4663

E-mail. kyungks@kmou.ac.kr, kyshin1001@daum.net

자 용접수축에 대한 국내·외의 문헌 및 적용 사례의 조사, 이를 자료를 기반으로 용접수축이 강재 거더 캠버에 미치는 영향 등을 검토하였다. 그리고 연구 대상 교량에 이론해 및 실측치, 구조해석에 따른 타당성을 검토하고, 제안 식의 적용성을 확인하여 국내 강교량 제작 수준 향상에 이바지하고자 한다.

2. 캠버의 정의 및 국내외 관리 규정

2.1 캠버의 정의

교량에서의 최종 예측캠버 C_{pred} 는 식 (1)과 같다.

$$C_{pred} \approx C_{geom} + C_{const} \pm C_{fab} \quad (1)$$

식 (1)에서 기하형상캠버 C_{geom} (Geometric Camber)란 교량의 기하형상(geometry)을 설계대로 구현하기 위해 설계자가 지정하는 캠버를 의미하며, 교량 전체의 선형과 동일하게 만드는 데 필요한 캠버이다. 즉, 설계자가 요구한 종단선형(profile)을 맞추기 위해 설계자가 ‘의도적으로 부여하는’ 캠버이다.

시공캠버 C_{const} (Construction Camber)는 설계자가 부여하는 것으로 고정하중 처짐, 슬래브 콘크리트 시공시 처짐, 프리스트레스 효과(PSC일 경우), 크리프, 건조수축 등의 교량이 실제 하중을 받고 난 후, 최종 선형이 설계한 종단선형과 일치하도록 부여하는 캠버이다.

제작 캠버 C_{fab} (Fabrication Camber)는 제작자가 부여하는 것으로 절단·용접에 의한 열변형, 잔류응력 해소, 가설 시 형상 변화 등의 제작 오차를 고려하는 것으로 제작 도중에 발생할 수 있는 변형을 미리 보정하는 캠버이다. 그러므로 제작 캠버는 제작 공정에 따라 ($\pm$)의 값을 가질 수 있다.

이러한 내용을 반영하여 Steel Bridge Group, Allowing for permanent deformations, Guidance Note No. 4.03에서는 캠버를 Fig. 1과 같이 규정하고 있다.



Fig. 1. Schematic illustration of shaping of steel girders

Fig. 1에서 ① 최종 요구 형상은 일반적으로 도로 또는 철도 엔지니어에 의해 결정되며, 일반적으로 곡선으로 나타난다. ② 시공 여유(construction allowance)는 고정하중 처짐, 프리스트레스, 콘크리트 수축 등을 보정하기 위해 설계자에 의해 산정된다. 단순지간에서는 이러한 여유가 Fig. 1에 나타난 바와 같이 상향 만곡으로 나타난다. ③ 제작 여유(fabrication allowance)는 열절단과 용접에 따른 형상 변화, 그리고 제작·운송·가설 과정에서 잔류응력의 해소에 따른 형상 변화를 보정하기 위해 제작자가 결정한다. 제작 여유는 상향 또는 하향 어느 방향일 수도 있으며, 단순화를 위해 Fig. 1에서는 상향 여유로 나타내었다.

2.2 국내외 캠버 관리 규정

강교량 건설 시의 캠버관리 규정은 일반적으로 교량 지간에 따라 규정하는 것이 일반적이다.

국내의 KCS 14 31 10 및 30^[1]의 제작, 그리고 조립 및 설치 단계에서 관리 기준을 Table 1과 같이 제시하고 있다.

이 규정은 2013년 도로교표준시방서부터 적용되고 있는데, Table 2의 호주^[7] 기준과 유사하다. 그 이전 1977년~2005년 기준에서는 Table 3의 일본 시방서^[8] 규정을 답습하고 있는 것으로 나타났다. 이상과 같이 Table 1의 기준으로는 제작 단계 및 시공 단계에서 캠버 관리를 단계별로 정확하게 관리하기에 한계가 있을

Table 1. Camber control value

KCS 14 31 10 Fabrication			
Category	Tolerance condition	Tolerance limit (mm)	Application Criteria
Fabrication Camber at Mid-span	In case of Excess	$3+0.15L \leq 20$ (L =Span (m))	When left and right main girders are independent and dead loads are not applied. [(Actual Camber) - (Required Camber)]
	In case of Deficiency	$3+0.05L \leq 6$ (L =Span (m))	

KCS 14 31 30 Camber control value in field assembly

$L \leq 20$: -10 ~ +15mm

$20 < L \leq 40$: -10 ~ +20mm

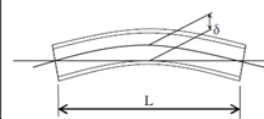
$40 < L \leq 200$: $-[(L/2)-10] + (L/2)$ mm

Here, L is defined as the span length (m) when bridge bearings are present; otherwise, it is defined as the clear span (m)

Table 2. Camber management regulations: USA and Australia

Standard (design/code)	Application condition	Camber tolerance (individual girder)	Camber tolerance (assembly)	Remarks
AASHTO LRFD ^[2]	Finished girder	Deviation varies by DOT regulations		No inherent tolerance specified
AWS D1.5 – Bridge Welding Code ^[3]	All girders	L/1000	L/2000	Negative camber prohibited
AISC Steel Construction Manual ^[4]	Rolled beams	L/1000		Similar to AWS
NYS DOT Steel Construction Manual (2020) ^[5]	Bridge girders	Bearings $\pm 1/8"$, Midspan $-0/+3/4"$	$-0/+1/8" \cdot (\text{ft})/10$, Max $3/4"$	Very strict regulations
Caltrans Bridge Design Specifications ^[6]	Bridge girders	Bearings $\pm 1/8"$, Midspan $-0/+3/4"$	$-0/+1/8" \cdot (\text{ft})/10$, Max $3/4"$	Very strict regulations
Australia NSW (TfNSW B80, RMS Specification) ^[7]	Welded plate girders	$\pm(0.2L + 3)$ mm	Splice point ± 3 mm	Most conservative regulations

Table 3. Camber Management Regulations in Steel Bridge: Japan^[8]

Main subject of work		Specification value (unit: mm)		Management criteria		Remarks
	Item			Plate girder	Truss/arch	
Fabrication	Camber of girder or main structure δ (mm)	L≤20	-5~+5	Measured every 10 m~12 m for each girder	Measured at each panel point of the main structure	
		20<L≤40	-5~+10			
		40<L≤80	-5~+15			
		80<L≤200	-5~+25			
Erection (assembly)	Camber δ (mm)	±(25+L/2)		Applied to both girders and main structures L: Span length of girder or main structure		

것으로 판단된다.

미국 및 호주의 기준은 Table 2, 일본 기준은 Table 3와 같다. Table 2의 AASHTO LRFD^[2] 규정은 국내 KDS와 같이 시공캠버로 설계캠버 개념을 설명하고 있다. 설계 단계에서 설계하중에 의한 처짐을 계산하고, 이를 합산하여 캠버를 제공하는 형식을 취하고 있으나, 캠버 오차는 제시되어 있지 않다. 제작 관련 규정인 AWS D 1.5^[3] 및 AISC^[4]에서는 제작 오차를 거더 연장에 따라 제시하고 있으며, DOT 규정^[5] 및 호주^[7]에서는 캠버에 대한 허용 오차를 시공단계에 따라 제시하고 있다.

일본 도로교시방서(2017)^[8] “20.7.3 조립정밀도”에 조립정밀도, 그리고 “표-해 20.7.4”에 가조립 정밀도에서 Table 3에 나타난 것과 같이 캠버 관리 기준치가 제시되어 있다. 이러한 기준은 일본 국토교통성 토목공사 시공관리기준 및 규격치(2018)^[9], 수도권고속도로^[10], 동경도^[11] 등의 지자체 규정에도 동일하게 적용되고 있다.

이상의 기준 조사로부터 강교량 캠버 관리는 경험적 요소가 많으며, 가조립 및 현장거치 시에 지간 기준으로 관리되는 것으로 분석되었으며, 현장용접이 미치는

영향은 제작관리에 포함된 것으로 나타나 정량적인 관리는 어려운 것으로 나타났다. 그러나 각 국가에서의 캠버 관련 기준이 어떤 근거에 의해 그 기준치가 설정되었는가에 대해서는 명확한 설명이 부족한 실정이다.

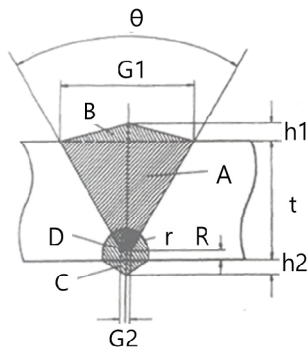
3. 용접 적용에 따른 강재 거더의 변화 특성

3.1 용접수축에 따른 거더 길이 변화

용접으로 발생하는 용접변형 가운데 교량 길이에 영향을 주는 변형은 용접에 따른 횡방향수축이며, 용접수축량은 일반적으로 용접방법, 판 두께, 지지 조건 등의 다양한 영향 요인에 의해 영향을 받는다.

일본교량건설협회^[12]에 따르면 용접수축량은 일반적으로 한 이음당 2 mm를 설정하고 있는데, 실제 계측 등에 따르면 극후판 등의 단면에서는 3 mm–4 mm의 수축도 발생하는 것으로 보고되어 있다.

한편, 용접수축량을 직접 계산하여 캠버변화에 미치는 영향을 검토할 수도 있다. 하나의 용접이음의 횡방



$$K = \frac{A + B + C + D}{21.78}$$

$$G1 = 2(t - R) \tan \frac{\theta}{2} + G2$$

$$A = \frac{(t - R) \cdot (G1 + G2)}{2}$$

$$B = \frac{G1 \cdot h1}{2}$$

$$C = \frac{2 \cdot r \cdot h2}{2}$$

$$D = \frac{\pi r^2}{2} + 2 \cdot r \cdot R$$

Dimensions (examples)	
G2	2
θ	60°
h1	3
h2	3
R	2
r	$t \leq 9mm : 4$ $t > 9mm : 6$

Fig. 2. Welded sectional area for V groove geometry

향수축량을 Sparagen^[13]은 맞대기 용접에 대해 식 (2)와 같은 경험식을 제시하였다.

$$S = (0.20 \cdot A_w / t + 0.05d) \times K \quad (2)$$

여기서, A_w : 용접단면적(mm²)

t: 판 두께(mm)

d: 루트 갭(mm)

K: 복부판 구속에 의한 계수(~1.0/ 연구는 1.0 적용)

식 (2)에서 용접단면적 A_w 는 일본교량건설협회 디자인 데이터 북^[14]에서는 예를 들어 V형 개선에 대해 Fig. 2와 같이 계산한다.

횡방향수축량에 대해 Sato *et al.*^[15]은 식 (3)과 같이 제안하고 있다.

$$\delta_T = \alpha Q / cph \quad (3)$$

여기서, α 는 선팅창계수, Q는 단위용접길이당 입열량, c는 비열, ρ 는 밀도, h는 판 두께이다.

Capel^[16]은 탄소강에 대해 두께 6.4 mm 판에서 수행된 맞대기 용접에 대해 식 (4)와 같이 횡방향수축량의 또 다른 예를 제시하였다.

$$\delta_t = \frac{17.4Q}{sv_w} \times 10^{-3} \quad (4)$$

여기서, Q (J)는 에너지, s는 판의 두께이며, v_w (mm/sec)는 용접 속도이다.

종방향수축에 관해서는 Okerblom^[17]는 고속 용접의 경우 변형(distortion) 예측을 위해 식 (5)를 제시하였다.

$$\delta_T = \frac{0.335Q}{A_w v_w} \frac{\alpha}{\rho c_p} \quad (5)$$

여기서, Q (J)는 에너지, α 는 열팽창계수, A_w 는 용접선과 직각방향의 단면적, v_w (mm/sec)는 용접 속도, c_p 는 비열, ρ 는 밀도를 의미한다.

Long의 연구^[18]에서는 경험식은 유한요소 해석과 비교하여 용접변형을 상당히 과소평가하는 것으로 나타났다.

이 연구에서는 용접 형상만으로 단순히 용접수축량을 계산할 수 있는 식 (2)를 사용하여 횡방향수축량을 계산한다. 식 (2)의 횡방향수축량은 용접방법, 용접 자세, 순서에 의존하지 않으며, 개선면적과 판 두께를 매개변수로 한 식으로 비교적 횡방향수축량을 양호하게 추정할 수 있는 것으로 알려져 있다.

3.2 현장용접 수축에 따른 캠버 변화량

일본교량건설협회^[12]에서는 Fig. 3와 같이 거더 상부만 현장용접을 실시하는 강바닥판거더의 경우, 용접수축이 용접캠버에 미치는 영향을 식 (6)과 같이 계산한다.

$$\delta = S \times n \times X \times (1 - X/L) / (2 \times h) \quad (6)$$

여기서, S: 용접수축량[식 (2)에 의해 계산된 수축량]

n: 용접이음수

X: 기점까지의 거리

L: 전체 지간 길이

h: 거더 높이

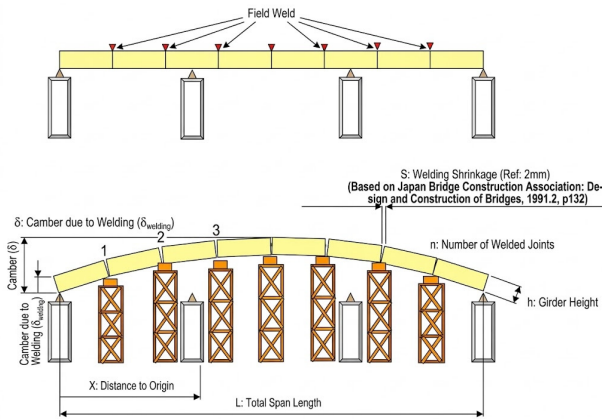


Fig. 3. Calculation of welded camber by welded shrinkage

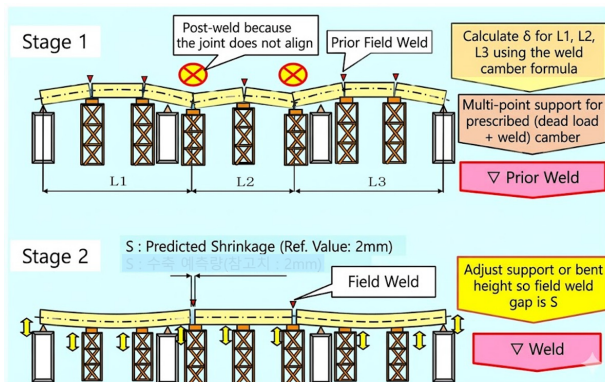


Fig. 4. General welding procedure for field welding only the top of girder

Fig. 4에 거더 상부만을 현장용접하는 경우의 일반적인 용접순서를 나타내었다. 지간 길이가 짧은 경우 등은 밴트 높이를 조정하고, 전체 반력을 해방한 상태에서도 현장 용접부의 벌어진 크기가 용접수축량 S 에 만족하지 않는 경우가 있다. 이 경우에는 강결 블록의 후가설, 임시고정 등의 가설순서·공법의 조정이 필요하다.

Fig. 3 및 Fig. 4와 같이 용접수축에 의해 하향처짐이 발생하므로 용접위치 및 용접조건 등에 맞추어서 이 영향을 소거시키거나, 용접에 따른 하향처짐을 캠버에 반영하는 것이 필요할 것으로 판단된다.

한편, 용접수축에 의한 캠버를 제작 시 고려하지 않는 경우, 현장용접 시에 다지점 상태에서 용접 루트갭 관리를 시행하여 용접수축에 따른 캠버를 조정하는 경우도 있다^[12].

한편, 전단면용접(상부 및 하부플랜지, 복부의 현장용접)의 경우, 부재 모두가 일정하게 수축하는 것으로 고려하여 일반적으로 용접캠버는 부여하지 않을 수도

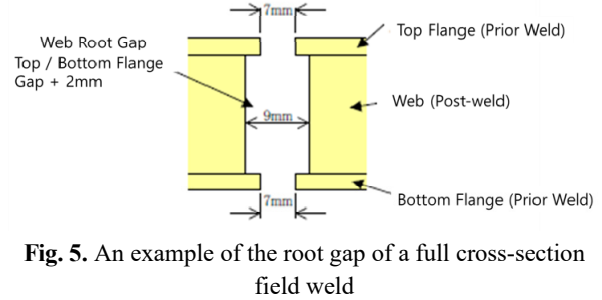


Fig. 5. An example of the root gap of a full cross-section field weld

있는데, 상부 및 하부 플랜지 용접 후에 복부를 용접하는 경우가 많다. 이 경우 일반적으로 복부 루트갭을 플랜지보다 약 2 mm 크게 하여 Fig. 5에 나타난 것과 같이 사전에 용접이 시행되는 플랜지에서의 용접 수축량을 반영하도록 하는 사례도 있다.

그러나 데크^[19]나 압연강재에 대한 캠버관리^[20]와는 달리 전단면 현장용접은 이음위치에 따라 단면의 판 두께 루트갭 등을 달리하므로 길이 변화 차이가 캠버에 영향을 줄 수 있으나, 이에 대한 정량적인 평가는 거의 이루어지고 있지 않다. 또한 그 이외에 일사 등의 온도변화 영향도 캠버에 영향을 줄 수 있을 것으로 판단된다.

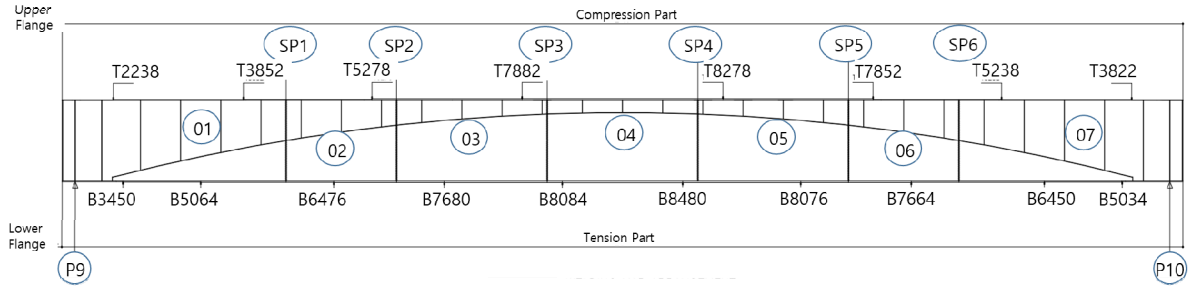
4. 용접수축에 따른 캠버 변화량 평가

4.1 대상 교량 및 현장용접 개요

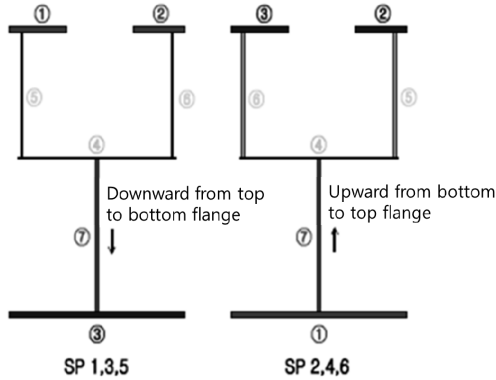
연구 대상 교량은 철도 하로교로 경간구성은 40.05+56 (=54.6+0.13+0.1)@11=656.05이다. 연구 대상 경간은 10경간이다. 거더 단면의 복부 높이가 4 m인 대단면 하로플레이트거더 형식이며, 플랜지 두께도 최대 82 mm가 적용되는 극후판 단면으로 구성되어 있다.

또한 대상 교량은 공장에서 제작된 단품 블록을 가조립 검사에 의해 현장용접부 등의 제작 정밀도를 확인한 후에 현장으로 운송한 후, 현장에서 지조립 상태에서 대단면 현장용접을 실시하는 것으로 되어 있다. 따라서 대단면 현장용접에 의한 단면 치수 변화 등에 특별한 주의가 필요한 교량이다.

Fig. 6에 현장용접 개요를 나타내었다. Fig. 6(a)에서 T2238, B2450 등의 숫자는 각각 상부 및 하부플랜지의 공장용접에서의 판 두께를 의미하며, SP 1-SP 6는 현장용접부 위치를 나타낸다. 현장용접부는 1명의 전담 용접사가 실시하였으며, 용접변형을 방지하기 위하여

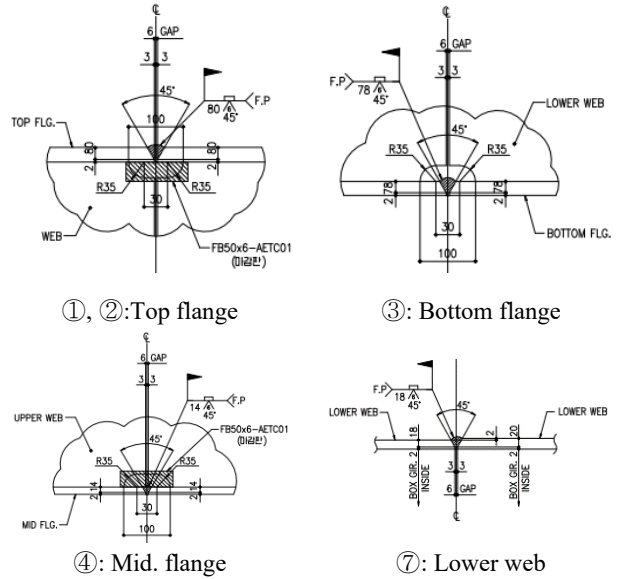


(a) Field welding schematic diagram



- ①, ②: Top flange L and R [t (mm) : 52, 78, 82]
 ③: Bottom flange [t (mm) : 64, 76, 80]
 ④: Mid. flange [t (mm) : 16]
 ⑤, ⑥: Upper web L and R [t (mm) : 14]
 ⑦: Lower web [t (mm) : 18, 20, 22]

(b) Field welding method



(c) An example of field welding details (SP 1, SP 3, SP 5)

Fig. 6. Overview of field welding

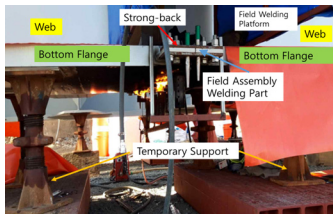


Fig. 7. Shape retention system with strong-backs

Fig. 6(b)와 같이 SP 1, SP 3, SP 5에 대해서는 각 용접 부위의 용접순서를 아래 방향으로 진행하면서 하향용접, SP 2, SP 4, SP 6에 대해서는 각 용접부위의 용접순서를 위 방향으로 진행하면서 하향용접을 실시하였다. 현장용접은 Fig. 6(c)에 나타난 것과 같이 모두 Root face (R) 2 mm의 하향용접 일면 V그룹 용접이다.

또한 현장용접 시에는 용접변형 등을 구속하기 위하여 Fig. 7에 나타난 Strong-back을 사용한 형상 유지재

Table 4. Root gap during temporary and sub-assembly

(unit: mm)

Position		Root gap (G2 in the Fig. 2) (temporary assembly/sub-assembly)											
		SP 1		SP 2		SP 3		SP 4		SP 5		SP 6	
G1	T/F-L	6	8	12	11	10	9	10	10	8	9	8	7
	T/F-R	12	11	10	11	10	9	10	10	6	7	10	11
	MID-F	8	8	12	12	8	7	8	9	8	7	10	11
	BOT-F	8	8	10	9	6	8	10	10	6	7	8	9
	W/L	6	7	14	10	6	6	6	7	12	10	8	7
	W/R	8	7	10	8	8	7	10	10	8	9	14	12
	LOW-W	8	7	10	9	10	9	8	9	8	10	8	9
Position		SP01		SP02		SP03		SP04		SP05		SP06	
G2	T/F-L	8	7	10	9	10	9	8	9	8	9	8	7
	T/F-R	8	7	10	8	10	8	8	8	6	8	10	10
	MID-F	12	10	12	10	8	9	8	9	10	11	10	9
	BOT-F	10	10	10	8	10	10	10	10	8	7	8	8
	W/L	10	10	12	11	8	7	8	9	10	11	10	11
	W/R	10	10	10	9	8	7	10	11	6	8	12	12
	LOW-W	14	8	12	10	8	9	10	9	12	11	12	11

를 사용하여 상부 및 하부플랜지 변형을 구속하였다. Wang *et al.*^[21]에 의하면 구속 지그 유무에 따른 횡방향 수축의 영향은 유의미한 결과를 주지 않는 것으로 보고 되어 있어, 연구에서는 보수적으로 Strong-back의 영향은 고려하지 않는 것으로 하였다.

Table 4에 S 10의 가조립 및 지조립 시에 계측한 각 용접부 위치에서의 루트 갭을 나타내었다. 가조립 및 지조립 시의 루트 갭은 이음 위치에 따라 약간의 편차는 있으나, 거의 유사한 경향을 나타내고 있는 것으로 조사되었다. S 10 이외에 S 2-S 12에서도 모두 유사한 루트 갭 형상을 갖는 것으로 조사되었다.

Table 5. An example of welding shrinkage calculation

Girder 1		t	R	$\theta(^{\circ})$	G1 (mm)	G2 (mm)	A (mm ²)	S (mm)
S P 1	T/F-L	52	2	45	49.4	8	1435.5	5.921
	T/F-R	52	2	45	52.4	11	1585.5	6.648
	MID-F	16	2	45	19.6	8	193.2	2.815
	BOT-F	64	2	45	59.4	8	2088.2	6.926
	W/L	14	2	45	16.9	7	143.6	2.402
	W/R	14	2	45	16.9	7	143.6	2.402
	LOW-W	18	2	45	20.2	7	218.0	2.773
Average								4.300

Table 6. An example of measured welding shrinkage

Position		Length (mm)		Welding shrinkage (mm)	Welding direction
		Before	After		
S P 1	BOT-F-R	400	397	-3	Downward
	BOT-F-L		397	-3	
	TOP-F-R		397	-3	
	TOP-F-L		397	-3	
S P 2	BOT-F-R		397	-3	Upward
	BOT-F-L		398	-2	
	TOP-F-R		398	-2	
	TOP-F-L		397	-3	

Table 7. Changes in maximum camber and length by construction stage

(unit: m)

Item	Girder no.	Field welding				Supported at both ends ²⁾		After girder erection ³⁾	
		Design	T.A.	S.A.	Finish ¹⁾	Design	Measurement	Design	Measurement
Max. camber	G1	0.118	0.122	0.123	0.117	0.080	0.099	0.073	0.092
	G2		0.124	0.120	0.115		0.097		0.090
Length	G1	54.600	54.622	54.620	54.608	54.600	54.614	54.600	54.611
	G2		54.623	54.621	54.609		54.614		54.613

¹⁾ No-stress State: Support blocking remains under the girder

²⁾ Stress State: Support blocking removed from under the girder

³⁾ Installation of Main girders and cross beams

4.2 현장용접에 따른 기하형상 변화

4.2.1 현장 계측에 기초한 기하형상 변화

Table 5에 Fig. 2 및 식 (2)에 따라 계산된 용접수축량 계산의 일례를 S 10의 Girder 1의 SP1에 대해 나타내었다. 각 용접위치(SP 1-SP 6)에서의 거더 단면별 용접수축량은 Table 4에서 조사된 루트 갭(G2) 등의 용접 형상 및 플랜지와 복부의 판 두께에 따라 각각 다르게 발생하였다. SP 1에서의 용접수축량 계산 결과, Table 5와 같이 2.4 mm-6.9mm가 발생하며, 평균 4.3 mm가 발생하였다. 동일 계산을 다른 위치(SP 2-SP 6)에서 실시하면 3 mm-8.75 mm가 발생하며, 평균 6.29 mm가 발생하였다.

Table 6에 실제 지조립용접에서 발생한 실측 용접수축량의 일례를 S 10의 Girder 1의 SP1 및 SP2에 대해 나타내었다. 상부플랜지 및 하부플랜지에서의 용접수축량은 표점거리 200 mm의 계측길이 400 mm에서 각각 -2 mm-3 mm 발생하는 것으로 조사되어 3장에서 기술한 내용과 유사한 결과를 나타내었다. 다른 위치에서의 계측 결과를 종합하면 SP1-SP 6에서의 용접 수축량은 각 이음별로 2 mm-3 mm가 발생하는 것으로 조사되어, Table 5에 나타난 플랜지 용접부에서의 계산 수축량의 평균과 비교하면 약 1/2로 나타나, 계산 수축량이 실측 수축량보다 과다 평가하는 경향을 나타내었다. 이는 연구에서 사용한 식 (2)가 용접입열량, 판 두께, 냉각속도 등의 영향을 정량적으로 평가하지 않은 등의 영향으로 판단되므로, 향후 이에 대한 추가 연구가 필요할 것으로 판단된다.

이상의 내용을 거더 중앙의 최대 캠버 및 거더 길이로 정리하면 Table 7과 같다. 현장용접에 의한 캠버 변화를 보면, Fig. 7과 같은 용접 전의 지조립(S.A.) 상태

의 최대 캠버는 G1에서 0.123 m, G2에서 0.120 m이었으나, 현장용접 종료 후의 무응력상태(Finish로 표기)의 최대 캠버는 G1에서 0.117 m, G2에서 0.115 m로 용접 수축에 의해 각각 하향처짐이 G1에서 6 mm, G2에서 5 mm 발생하였다. 또한 무응력상태의 실측 캠버는 설계 캠버와 유사하게 나타났다.

거더 길이 변화는 기존 연구 및 Table 6에 기술한 것과 같이 1이음당 약 2 mm–3 mm 수축하여 무응력상태(Finish로 표기)에서 G1 및 G2에서 모두 12 mm 줄어든 것으로 나타났다.

양단지지에서의 설계 최대캠버는 Table 7과 같이 거더 자중에 의한 영향으로 하향처짐이 38 mm (118 mm

–80 mm) 발생하는 것으로 계산되었다. 실측 최대캠버는 G1 및 G2에서 18 mm 발생하여 설계 최대캠버보다는 상향 캠버를 나타내었다. 설계 최대캠버와 비교하여 약 20 mm (G1: 117 mm–99 mm)의 차이를 나타내었다. 이 차이는 용접수축 및 온도 등의 다양한 오차에 의한 영향을 설계 캠버에 과다하게 설정한 영향 등으로 판단된다. 한편, 거더 길이는 무응력상태에 비하여 자중 영향으로 약 5 mm–6 mm 늘어난 것으로 나타났다.

거더 및 가로보 설치 후의 설계 최대캠버는 지조립 응력상태와 비교하여 하향처짐이 7 mm (80 mm–73 mm) 발생하였는데, 계측 최대캠버도 7 mm (G1: 99 mm–92 mm) 감소하는 것으로 나타나 이 단계의 캠버 거동은 이론 예측과 잘 일치하는 것으로 나타났다.

Table 8에 시공 단계별 현장 용접이음부에서의 캠버를 나타내었다. 현장용접 이음부 위치에서의 캠버 변화량은 거더 평균으로 -0.5 mm–5 mm로 나타났다.

Fig. 8에 Table 8에 나타낸 현장용접 실시에 따른 시공 단계별 캠버 변화의 일례를 G2 (거더 2)에 대해 나타내었다. 설계캠버보다는 실측캠버가 상향 캠버를 보이며, 단계별 캠버 변화량 추이는 설계캠버 변화 추이와 유사하게 나타났다.

4.2.2 이론 및 FE해석에 기초한 기하형상 변화

앞 절에서 기술한 현장용접에 따른 용접수축량이 거더 캠버에 미치는 영향을 이론적 검토 및 FE해석에 기초하여 분석하고, 이 결과를 실측 결과와 비교하고자 한다.

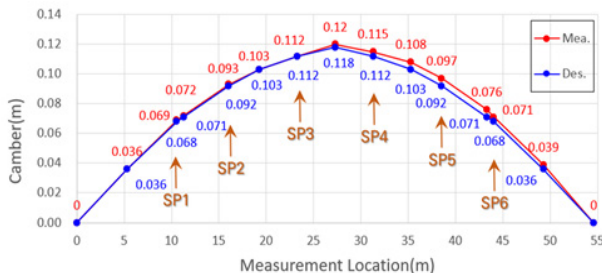
강바닥판교를 주요 대상으로 하는 식 (6)에 의해 계산된 캠버 변화량은 Table 9에 의하면 G1 및 G2에서 최소 24 mm –최대 54mm의 값이 산출되므로 Table 8의 실제 계측값과는 현저한 차이를 나타내고 있다. 따라서 경험식 (6)에 기초한 용접수축에 따른 캠버는 대상 거더교의 실제 용접수축에 의한 캠버에 비해 과대평가될 수 있으므로 이 연구에서는 평가하지 않는 것으로 하였다.

1) 현장용접 수축량 차이 등가 모멘트에 의한 이론 캠버 계산해석

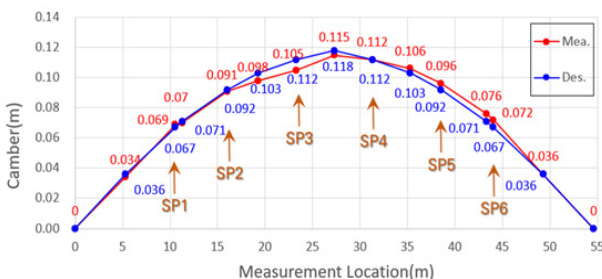
현장용접부인 SP 1–SP 6에서의 설계 단면 제특성 및 4.2.1에서 계산한 용접수축량을 활용하여 대상 연구 교량에서의 용접수축에 따른 캠버 변화를 계산하고자 한다.

Table 8. Camber at field welded joints by construction stage

Item			Camber (mm)					
			SP 1	SP 2	SP 3	SP 4	SP 5	SP 6
G1	(1) Design		67	92	112	112	92	67
	(2)	T.A.	69	92	115	115	96	68
	(3) Mea.	S.A	67	96	117	115	93	72
	(4)	Finish	63	92	114	110	95	70
	(5)	(3)-(4)	4	4	3	5	-2	2
G2	(1) Design		67	92	112	112	92	67
	(2)	T.A.	71	96	116	116	96	69
	(3) Mea.	S.A	69	93	112	115	97	71
	(4)	Finish	69	91	105	112	96	72
	(5)	(3)-(4)	0	2	7	3	1	-1
Average (5)/2			2	3	5	4	-0.5	0.5



(a) S10 G2 girder field assembly camber



(b) S10 G2 girder camber after field welding

Fig. 8. Camber of girder S10 G2 by construction stage

캠버량 계산 절차는 다음과 같다.

① 국부 용접수축량 계산 및 변형률 계산

용접수축이 발생하는 표점거리(L_0)를 연구에서는 Table 6의 200 mm 사용을 설정하고, 현장용접부인 SP 1-SP 6에서 계산한 Table 5의 용접수축량(S)으로부터 각 이음부 단면에 대한 변형률(ϵ_{sh})을 식 (7)과 같이 계산한다.

$$\epsilon_{sh} = \frac{S}{L_0} \quad (7)$$

② 각 단면의 용접수축량 차이 및 단면 중립축 편심 차이로 인한 등가모멘트 계산

각 이음부 단면에 대한 강재(탄성계수 E)의 용접수축량 ϵ_{sh} (Table 5) 및 이음 단면의 단면 제특성(Fig. 6 참조, 개별 플랜지 및 복부의 단면적 A 및 단면2차모멘트 I) 차이로 인한 중립축 편심 차이 e (Fig. 6 참조)로 인해 발생하는 등가축력(N) 및 등가모멘트(M)를 계산한다. 이 연구에서는 1개 이음에 대해 7개 용접 단면(Fig. 6 참조)에 대한 등가축력 및 등가모멘트를 식 (8)과 같이 계산한다.

$$N = EA\epsilon_{sh}, \quad M = Ne \quad (8)$$

③ 캠버 변형량 계산

용접수축에 의한 캠버 변형량 계산은 개략적으로 전체 등가모멘트 곡률을 활용한 처짐 계산 방법 및 전체 등가모멘트 처짐방정식을 활용한 처짐 계산 방법으로 나누어 계산할 수 있다.

㉑ 전체 등가모멘트에 의한 곡률 계산 및 처짐 계산

각 이음부 단면에 대한(이 연구는 7개)에 전체 등가모멘트(M_T)에 의해 각 이음부(이 연구에서는 SP 1-SP 6: 6개소)에서 발생하는 곡률(κ)을 식 (9)와 같이 계산한다.

$$\kappa = \frac{M_T}{EI} = \frac{A\epsilon_{sh}e}{I} \quad (9)$$

용접수축량에 의한 캠버 변화에 영향을 주는 처짐 및 식 (10) 및 식 (11)과 같이 계산한다.

$$\Delta\theta = \int \kappa dx = \kappa L_{eff} \quad (10)$$

$$y_s \approx \Delta\theta \cdot s = \kappa L_{eff}s \quad (11)$$

여기서, L_{eff} 는 용접 수축량 발생 거리(여기서는 실측을 고려하여 200 mm로 가정), s 는 현장용접부 위치에서 지지점 거리(여기서는 0.75 m, Fig. 7 참조)로 하였다.

상기 계산과정으로부터 계산된 각 현장용접 이음부에서 발생한 캠버 변화량은 SP1=4.03 mm, SP2=0.85 mm, SP3=0.65 mm, SP4=0.72 mm, SP5=0.69 mm, SP6=5.01 mm이다.

이들 값은 Fig. 8에 나타낸 결과와 유사하지만, 각 현장 용접이음부에서의 오차가 여전히 발생하고 있다. 이러한 것은 이론 캠버 계산해석에서는 용접 실제 상황을 반영하기 어려우며, 단순히 탄성 거동 및 수축에 따른 곡률 변화도 이상적 거동으로 가정하는 등의 영향으로 판단된다.

㉒ 전체 등가모멘트에 의한 처짐 계산

여기에서는 전체 등가모멘트(M_T)가 각 이음부에서 작용하는 것으로 가정하여 전체 등가모멘트에 의한 처짐을 처짐공식을 적용하여 계산한다. 여기서는 단순 지지보($L=1.5$ m, Fig. 7 참조)에 중앙에 전체 등가모멘트(M_T)가 작용하는 것으로 가정하여 처짐량을 식 (12)와 같이 산정하였다.

$$\delta = \frac{M_T L^2}{8EI} \quad (12)$$

상기 계산과정으로부터 계산된 각 현장용접 이음부에서 발생한 캠버 변화량은 SP1=3.18 mm, SP2=0.80 mm, SP3=1.12 mm, SP4=1.13 mm, SP5=1.21 mm, SP6=0.09 mm이다.

Table 8의 측정캠버(거더 2개의 평균값), 그리고 식 (6)의 경험식, 식 (11)의 등가모멘트 곡률식 및 식 (12)의 등가모멘트로부터 얻어진 지조립 시의 현장용접에 의한 캠버 변화량을 정리하면 Table 9과 같다.

캠버 변화에 대한 이론 값은 8 mm-12 mm로 Table 8 및 Fig. 9에 나타낸 결과인 14 mm-16 mm 의 약 70%이며, 각 현장 용접이음부에서의 오차가 여전히 발생하고

Table 9. Camber variation due to field welding during sub-assembly

Item	Camber variation (mm)						Remark
	SP 1	SP 2	SP 3	SP 4	SP 5	SP 6	
Mea. (Ave.)	2	3	5	4	-0.5	0.5	Table 8
Emp.	26.51	41.50	51.55	51.28	41.25	25.68	Eq. 6
Equ.-M-C	4.03	0.85	0.65	0.72	0.69	5.01	Eq. 11
Equ.-M	3.18	0.80	1.121	1.13	1.21	0.098	Eq. 12

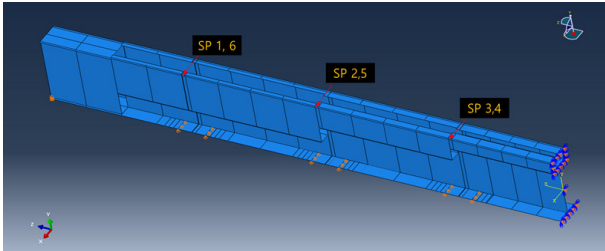


Fig. 9. FEA modeling (welding support: 1.5 m)

있다. 이러한 것은 앞의 곡률에 의한 처짐계산에서 기술한 것과 같이 이론 캠버 계산해석에서는 용접 실제 상황을 반영하기 어려우며, 단순히 탄성 거동 및 수축에 따른 곡률 변화도 이상적 거동으로 가정하는 등의 영향으로 판단된다.

2) 유한요소해석에 의한 현장용접부 열변형 해석

이 절에서는 범용유한요소해석 프로그램인 ABQUS를 사용하여 용접 입열에 따른 현장용접부 열변형해석을 탄소성 열변형으로 단순 해석을 실시하고, 앞에서 기술한 실측 캠버량 변화 및 이론식에 의한 계산 해석에 대한 타당성을 검증하고자 한다.

① 해석 모델링

해석 모델은 쉘요소를 사용하였으며, Fig. 6의 대상 교량 종단면도를 참조하여 Fig. 9과 같이 모델링하였다. 또한 현장용접시 용접지지점(Fig. 7 참조)을 참조하

여 해석에서의 현장 용접지지점 간격을 1.5 m, 2 m, 3 m로 3가지 경우로 분류하여 구조해석을 수행하였다.

열변형 해석에 사용된 온도에 따른 강재 재료 물성, 강재의 온도 물성, 열변형해석에서 열팽창 계수 계산 기본개념은 Eurocode 3 기준을 적용하였다^[22].

② 해석 과정

일반적으로 용접은 열원(Heat Source)이 이동하는 복잡한 과정으로, 이 연구에 사용되는 거대한 구조물을 열원 이동 해석을 실시하는 경우, 막대한 시간이 요구된다. 따라서 연구에서는 해석 효율성을 확보하기 위해 열영향부(Heat Affected Zone) 위치에 강제 열 주입 방식을 적용하였다.

(a) 열전달 해석(Heat Transfer Analysis) 과정

열부하에 따른 재료의 온도분포를 예측하기 위해 비선형 열전달 해석(Non-linear Heat Transfer Analysis)을 2단계에 걸쳐 수행하였다.

• Step 1: 급속 가열 단계

급속 가열 단계에서는 실제 용접이 이루어지는 짧은 시간 동안 용접부 주변의 온도를 최고온도까지 상승시키는 것을 모사하는 단계로, 모델의 용접 영역에 선형적으로 열부하를 적용하였다. 열부하는 총 10초 동안 진행하여 0초(20°C)부터 10초(1200°C)까지 선형적으로 상승하도록 하였다. Fig. 10에 급속 가열단계인 Step-1의 가열 후 10초 뒤의 온도분포를 나타내었다.

• Step 2: 자연 냉각단계

자연 냉각단계는 용접 후 주변 공기와의 대류를 통해 자연적으로 식어가는 과정을 모사하여 최종적인 잔류 변형이 발생하는 환경을 조성한다. 이 단계에서는 열

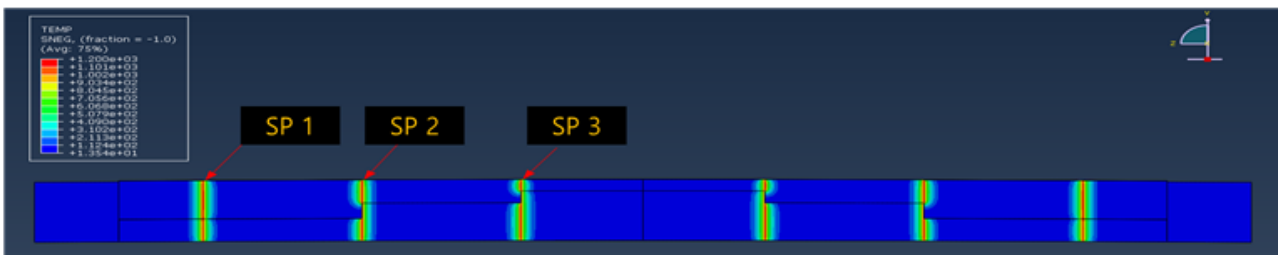


Fig. 10. Temperature distribution at 10s post-heating during the rapid heating stage (step-1)

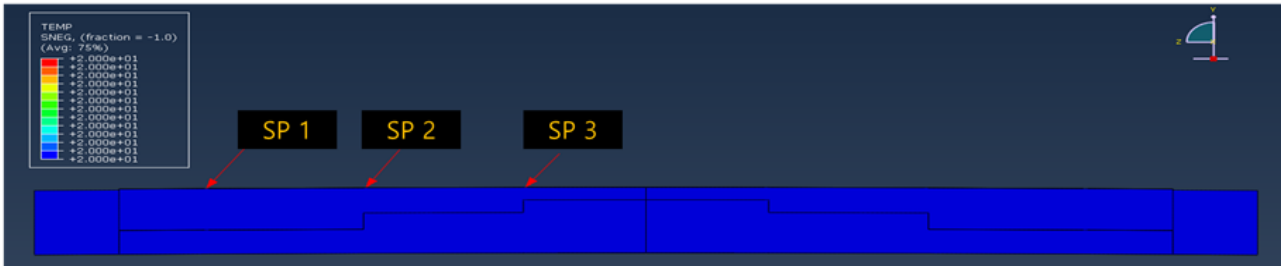


Fig. 11. Natural cooling stage (step-2, 1200s)

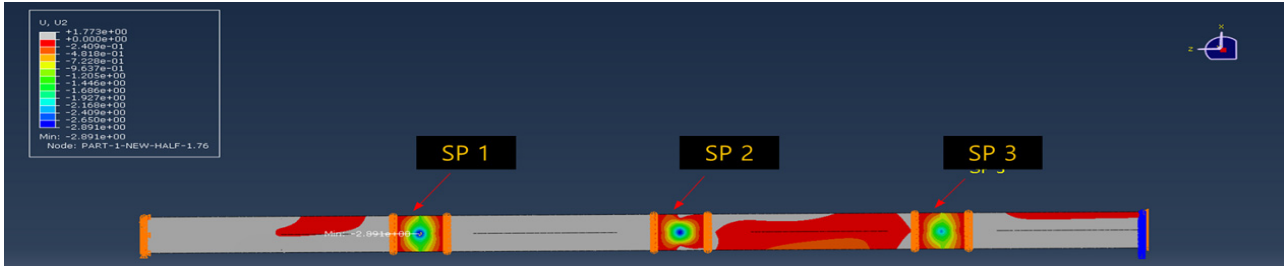


Fig. 12. U2 displacement contours of the bottom flange by support case (welding support: 1.5 m)

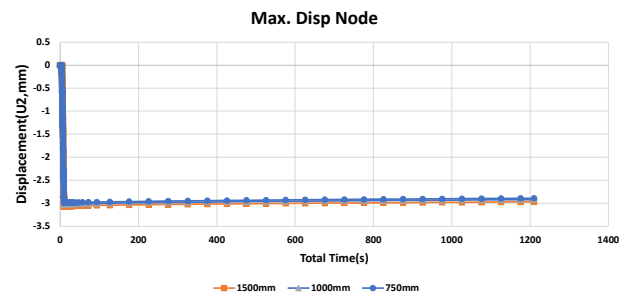
부하를 제거하고, 모델 표면에 자연 대류 경계조건을 적용하여 주변 대기온도(20°C)에 의해 열이 분산되도록 설정하였다. Step 2는 총 1200초 동안의 충분한 Step time을 가지며, 고온 영역이 상온 근처까지 서서히 식어가는 비선형 냉각 과정을 해석하였다. Fig. 11에 Step-2의 열 부하 제거 후, 1200s 후의 온도분포를 나타내었으며, 전체 모델의 온도가 20°C로 내려온 것을 확인할 수 있다.

(b) 구조해석(Static Analysis) 결과

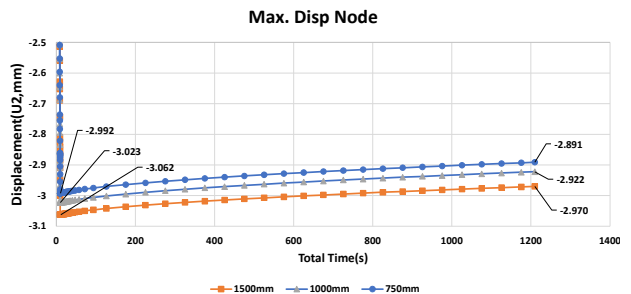
대상 교량의 용접(온도 부하)에 대한 응력 및 변형은 앞서 진행한 열전달 해석 결과를 바탕으로 구조해석을 진행하여 확인할 수 있다. 열전달 해석 결과를 정적해석의 Predefined field를 이용하여 해석을 수행한다. 정적해석은 현장용접시 지지 지그를 설치한다고 가정하여 Fig. 7에 나타난 바와 같이 용접 위치(SP1-SP6)로부터 좌, 우 750 mm, 1,000 mm, 1,500 mm 떨어진 3가지 경우에 대해 해석을 수행하였다.

Fig. 12에 지점 경우별 하부플랜지 U2 변위(y축, 높이 방향) 컨투어를 나타내었으며, 회색조 색은 상향 변위이며, 회색 외 다른 색조들은 하향 변위를 나타낸다.

Fig. 13에 1개 현장용접이음부에서 지점 경우별 U2 최대 변위 점에서의 시간에 따른 변위 그래프를 나타내었으며, Table 10에 최대 변위 점에서의 Step 1-10s 및



(a) Original y-axis



(b) Magnified y-axis

Fig. 13. Time-history displacement at the point of maximum U2 displacement per support case for a single field joint

Step 2-1,200s에서의 변위를 나타내었다.

Step 1에서 10초 가열 결과 3가지 지점 경우에서 모두 약 3 mm의 하향 변위가 발생하며, Step 2에서 1,200초 냉각 후 모두 약 0.1 mm의 상향 변위가 발생하는 것으로 나타났다. 이들 결과 전체 이음으로 누적하면 약 18 mm의 변화는 Fig. 8의 현장용접 시공 후의 캠버 계

Table 10. U2 displacement at the maximum deflection point
(unit: mm)

welding support	Step 1-10s	Step 2-1200s	$\Delta\delta$
1.5 m	-2.992	-2.891	+0.101
2.0 m	-3.023	-2.922	+0.101
3.0 m	-3.062	-2.970	+0.092

측값인 14 mm–16 mm와 유사하며, Table 9의 등가 모멘트에 의한 이론 캠버 계산해석보다는 약간 크게 나타났다. 이러한 이론 해석 및 실측과의 차이는 해석에서는 탄소성해석의 소성변형으로 인해 온도가 낮아지는 냉각 단계에서도 소성 변형된 변위를 거의 유지하고 있는 것 등과 함께 실제 용접 조건 및 냉각조건 반영의 어려움, 또한 계측에서의 실제 구속조건 및 실제 용접조건 반영 등의 어려움으로 인한 원인에 의한 것 등으로 판단되므로 향후 연구에서는 이들 인자에 대한 보다 다양한 연구가 필요할 것으로 판단된다.

5. 결론

이 연구에서는 강재 거더의 캠버관련 규정, 그리고 대단면 거더의 현장용접에 따른 용접수축이 거더 캠버에 미치는 영향을 검토하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 국내외 기준 조사로부터 강교량 캠버관리는 경험적 요소가 많으며, 가조립 및 현장거치 시에 시간 기준으로 관리되는 것으로 분석되었으며, 현장용접이 미치는 영향은 제작관리에 포함된 것으로 나타나 정량적인 관리는 어려운 것으로 나타났다.
- (2) 대상교량의 용접 수축량은 각 이음별로 2 mm–3 mm가 발생하였으며, 플랜지 용접부에서의 계산 수축량과 비교하면 1/2 정도인 것으로 나타나, 계산 수축량이 실측 수축량보다 과다 평가하는 경향을 나타내었다. 또한 용접 수축량 변화를 반영한 캠버 변화량 예측 방법은 실제 캠버변화량과 유사하게 나타났다.
- (3) 거더 및 가로보 설치 후의 설계 최대캠버는 지조립 응력상태와 비교하여 하향처짐이 7 mm 발생하였는데, 계측 최대 캠버도 7 mm 감소하는 것으로 나타나 이 단계의 캠버 거동은 이론 예측과 잘

일치하는 것으로 나타났다.

- (4) FE해석 결과는 현장용접 시공 후의 캠버 계측값과 유사한 것으로 나타났으며, 등가 모멘트에 의한 이론 캠버 계산해석보다는 약간 크게 나타났다. 오차 발생의 원인에 대해서는 향후 다양한 인자에 따른 연구가 필요할 것으로 판단된다.

참고문헌(References)

- [1] Korean Society of Steel Construction. (2024) Fabrication, KCS 14 31 10: 2024, *Assembly and Erection*, KCS 14 31 30 : 2024, Ministry of Land, Infrastructure and Transport (in Korean).
- [2] American Association of State Highway and Transportation Officials. (2024) *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications* (10th ed.), AASHTO, USA.
- [3] American Welding Society. (2020) *Bridge Welding Code (AASHTO/AWS D1.5M/D1.5)*, AWS, USA.
- [4] American Institute of Steel Construction. (2020) *Steel Bridge Fabrication*, Steel Bridge Design Handbook, American Institute of Steel Construction, USA.
- [5] New York State Department of Transportation. (2018) *Steel Construction Manual* (4th ed.), NYSDOT, USA.
- [6] California Department of Transportation. (2022) *Standard Specifications, Section 55: Steel Structures*, Caltrans, USA.
- [7] Transport for New South Wales. (2022) *Concrete Work for Bridge*, TfNSW Specification B80, TfNSW, Australia
- [8] Japan Road Association. (2017) *Specifications for Highway Bridges and Commentary*, Japan Road Association, Japan (in Japanese).
- [9] Ministry of Land, Infrastructure, Transport and Tourism. (2018) *Civil Engineering Construction Management Standards and Specification Values*, MLIT, Japan (in Japanese).
- [10] Metropolitan Expressway Co., Ltd. (2022) *Civil Engineering Construction Management Standards*, Metropolitan Expressway Co., Ltd., Japan (in Japanese).
- [11] Tokyo Metropolitan Government. (2023) *Civil Engineering Construction Management Standards and Specification Values*, Bureau of Construction, Japan (in Japanese).
- [12] Japan Bridge Association. (2016) *Points to Consider in Steel Bridge Design Considering Construction and*

- Maintenance (Sekko to Iji Kanri ni Hairyo shita Kokyo Sekkei shi no Ryuiten)*, Japan Bridge Association, Japan (in Japanese).
- [13] Spraragen, W., and Ettinger, W.G. (1950) Shrinkage Distortion in Welding, *Welding Journal*, Vol. 29, No. 6, pp.323-335.
- [14] Japan Bridge Association. (2021) *Design Data Book for Steel Bridges*, Japan Bridge Association, Japan (in Japanese).
- [15] Sato, K., Ueda, Y., and Fujimoto, T. (1979) *Welding Deformation and Residual Stress*, Sanpo Publications, Japan (in Japanese).
- [16] Masubuchi, K. (1980) *Analysis of Welded Structures*, Pergamon press, UK.
- [17] Okerblom, N.O. (1958) *The Calculations of Deformations of Welded Metal Structures*, Department of Scientific and Industrial Research, UK (Translation from Russian).
- [18] Long, H., Gery, D., Carlier, A., and Maropoulos, P. (2009) Prediction of Welding Distortion in Butt Joint of Thin Plates, *Materials & Design*, Vol.30, No.10, pp.4126-4135.
- [19] Choi, I.R., Lee, G., Jeon, S.H., and Kyung, J.H. (2021) Deflection Performance Evaluation of New Deep Deck with 300 mm Depth During Construction Loads, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.33, No.5, pp.305-313 (in Korean).
- [20] Park, J.H., Kim, S.Y., Jang, H., Han, C.H., Kim, R.H., and Park, D.Y. (2026) Development of a Camber Method for T-H Section Steel Beam through Preflex Introduction, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.38, No.1, pp.019-027 (in Korean).
- [21] Wang, W.D., Yamabe, K., Maeda, S., Ikushima, K., Shibahara, M., and Nagaki, H. (2025) Study on the Influence of Restraining Jigs on Welding Distortion during Multi-pass Welding, *Proceedings of the Japan Welding Society National Meeting*, pp.36-37.
- [22] Park, J.Y. (2016) *A Study on the Effect of Welding Shrinkage on the Camber of Steel Bridges*, Master's Thesis, Korea Maritime & Ocean University (in Korean).

요약: 이 연구에서는 강재 거더의 현장용접 적용에 따른 용접수축이 거더 캠버에 미치는 영향을 검토하였다. 이를 위해 국내·외 문헌 및 적용 사례를 조사하고, 수집된 데이터를 기반으로 용접수축이 강재 거더 캠버에 미치는 영향을 분석하여 국내 강교량 제작 기술 향상에 기여하고자 한다. 연구 결과, 대상 교량의 용접 수축량은 각 이음별로 2 mm-3 mm가 발생하는 것으로 나타났으며, 이러한 용접 수축량을 반영한 캠버 변화량 예측 방법은 실제 계측된 캠버 변화량과 유사한 경향을 보였다. 또한, 거더 및 가로보 설치 후의 설계 최대 캠버와 계측 최대캠버가 유사하게 나타나 이 단계에서의 캠버 거동은 이론적 예측과 잘 일치함을 확인하였다. 아울러 유한요소해석 (FEM) 결과는 현장용접 시공 후의 캠버 계측값과 정합성을 보였으며, 등가 모멘트에 의한 이론적 캠버 계산 결과보다 약간 크거나 유사한 수준을 나타냈다.

핵심용어: 강박스거더교량, 거더 캠버, 현장용접, 용접수축량, 거더형상 변화
