

---

 論 文
 

---

大韓造船學會論文集  
 第 31 卷 第 3 號 1994年 8月  
 Transactions of the Society of  
 Naval Architects of Korea  
 Vol. 31, No. 3, August, 1994

## 용접 조립보의 변형 예측에 관한 연구

장창두\*, 서승일\*

On the Prediction of Deformation of Welded Built-up Beams

by

Chang Doo Jang\* and Seung Il Seo\*

### 요 약

용접 조립보의 생산시에는 용접에 의해 종변형이 발생하여, 생산성 향상과 품질 향상의 장애 요인이 되고 있는데, 본 연구에서는 용접 조립보 생산 자동화의 기초가 되는 변형 제어를 위해 용접 변형을 간단한 식으로 예측할 수 있는 간이 열탄소성 해석 기법을 제안하고 실험을 통해 그 유용성을 입증하였다. 간이 열탄소성 해석을 통해 본 연구에서 정의한 변형 계수는 조립 변수의 함수임을 밝혔으며, 제시한 변형량 추정식은 조립보 생산 과정의 시뮬레이션시에 활용 될 수 있다.

### Abstract

In the fabrication of welded built-up beams, longitudinal deformation occurs due to welding, and this obstructs improvement of productivity and quality. In this study, to estimate the deformation due to welding, a simplified thermal elasto-plastic analysis method is proposed and verified by experiments. From the results of the simplified analysis, it is clarified that deformation coefficients defined in this study are the function of fabrication parameters. Based on this simplified analysis, a method to simulate the fabrication procedures for the built-up beams can be developed.

---

접수일자 : 1994년 6월 14일. 재접수일자: 1994년 7월 13일

\* 정희원, 서울대학교 조선해양공학과

## 1. 서론

용접 조립 부재의 제작 시에는, 용접부 주위의 국부적인 용융과 열전도에 따른 온도 분포의 불균일에 의해서 소성변형도가 발생하게 되고, 이것이 최종 냉각 상태에서도 잔류하여 Fig. 1과 같은 종굽힘 변형을 발생하게 된다. 용접 변형은 초기 변형의 형태로 구조물의 초기결합이 되어 구조물의 강도를 저하시키고, 외관을 해치기 때문에 부재의 품질 향상의 저해 요인이 된다. 또한 과도한 변형은 그림 단계마다 공작 오차를 유발시켜므로 변형 교정을 위한 공수 증가로 생산성 저해 요인도 되고 있다. 따라서 조립보의 품질과 생산성 향상을 도모하기 위해서는 먼저 용접에 의한 변형을 예측하고 제어할 수 있는 기술의 확보가 필요하다.

용접 변형을 이론적으로 해석하는 방법으로는 고유변형도법과 열탄소성 해석법을 들 수가 있다. 고유변형도란 열변형도나 소성변형도와 같이 구조물 내에 존재하는 비탄성, 내부 변형도라 정의할 수 있는데, 고유변형도법에서는 고유변형도를 가정하고 이 변형도에 따라 탄성적으로 응력 및 변형을 구하게 된다. 따라서 고유변형도의 생성 과정에는 관심이 없고, 최종적으로 나타난 결과만이 중요하게 된다. 이 방법은 복잡한 고유변형도 생성 과정에 대한 해석이 필요 없고 다만 탄성 해석만으로 충분하므로 간편성이 큰 장점이라 할 수 있다. Watanabe 등은 고유변형도를 실험에 의해 얻어서, 판구조물의 각변형 및 수축 변형을 탄성론에 의해 구하였다[1]. 장 등[2]은 고유변형도법과 부적합도(Incompatibility)의 개념을 이용하여 평판의 비드 용접 시의 잔류응력을 선점법(Collocation Method)을 이용한 탄성 해석으로 구하였다. 그런데, 이러한 고유변형도에 기초한 탄성 해석으로 변형을 추정하는 방법은 간편하나, 고유변형도의 적절한 가정이 수반되어야 하므로 다양한 경우에 정확성을 보장하기가 곤란하다. 또한 실험에 따라 고유변형도를 구하는 것도 변화시켜야 할 변수가 너무 많다는 데에 문제가 따르게 된다.

열탄소성 해석은 용접 시에 구조물에서 발생하는, 열전도에 따르는 탄소성 반복 과정을 역학적으로 추적하는 방법을 말한다. 이 방법은 전산기의 발전에 힘입어 실용화 된 것이다. 1차원 문제에 대해 열탄소성 해석을 적용한 예로는 Tall의 연구[3]를 들 수 있고, Tall의 방법에 기초하여 Masubuchi 등은 1차원 열탄소성 해석 프로그램을 완성하였다[4]. 판과 같은 2차원 구조물의 열탄소성 해석을 위해서는 매트릭스 연산을 위해 유한요소법과 같은 수치적 방법의 도입이 필수적이 된

다. 장 등[5]은 2차원 평면 문제에 대해 유한요소법으로 열탄소성 해석을 수행하여 잔류응력을 구하였으며, 유한요소법에 기초한 1차원 열탄소성 해석을 통해 보의 용접 변형을 해석하였다[6]. 그러나 이와 같은 열탄소성 해석은 탄소성 반복 과정의 비선형성 해석을 위해 막대한 계산 시간이 소요되고 있어서 효율면에서 문제가 따르고 있다. 또한 정확성 면에서도 잔류응력의 경우는 실험 결과와 잘 일치하나 변형의 관점에서는 실험치와 많은 차이를 보이고 있다[6].

고유변형도법과 열탄소성 해석법은 각기 장단점을 갖고 있으므로, 이 두 방법을 조합하려는 연구 경향도 나타나고 있다. Satoh 등[7]은 열탄소성 해석을 이용한 Parametric Study를 실시하여 용접 변형을 지배하는 인자를 선정하고, 이 인자를 변경하는 실험을 수행하여 용접 변형 추정식을 개발하였다.

용접 조립보의 종변형 예측에 관한 연구로는 먼저 Sasayama의 것[8]을 들 수 있다. Sasayama의 연구에서는 용융 및 냉각에 따른 수축력을 각장의 함수로 나타내고, 이 수축력에 의한 굽힘 변형을 단순 보이론에 따라 구하였는데, 이 방법은 열전도에 따른 탄소성 반복 과정을 고찰하지 않고, 최종 상태에서 용접 수축력을 가정했으므로 고유변형도법의 일종이라 할 수 있다. Okerblom[9]은 해석적 방법에 따라 열탄소성 해석을 수행하여 용접 조립보의 변형을 구하는 간단한 식을 제시하고, 실험을 통해 그 정확성을 보였다. Masubuchi 등[10]은 T형 알루미늄 조립 부재에 대해 적용할 수 있는 1차원 열탄소성 해석 기법을 제안하고, 이 이론에 따라 열전도에 따른 탄소성 반복 과정을 추적함으로써 최종 변형을 구하였으며, 실험과의 비교를 통해 유용성을 확인하였으나, 실험치와는 어느 정도의 차이를 보이고 있다. Tsuji 등[11]은 띠판(Strip Plate)의 단부를 용접했을 때의 변형 발생 과정을 열탄소성 해석을 통해 구하고, 실험 결과와 비교함으로써 유용성을 확인하였다. Aoki 등[12]은 Tsuji의 연구 결과를 이용하여 용접 조립보의 변형을 지배하는 인자를 선정한 후 실험을 통해서 나타난 변형을 이 인자를 통해 정리하고, 간단히 변형을 예측할 수 있는 식을 제시하였다.

용접 조립 부재의 종변형을 간편하게 구하기 위해서 Okerblom 및 Tsuji는 열탄소성 해석을 반복 수행하여 간이식을 제시하고, 실험을 통해 이 식에 대한 검증을 실시하였으나, 열탄소성 해석에 따른 막대한 계산 시간으로 인해 충분한 Parametric Study를 통해 간이식을 제시하였다고 보기는 어렵다. Masubuchi는 정확성 문제로 인해 열탄소성 해석을 각기 다른 용접 조

건에 대한 최종 변형량의 단순 비교 목적으로 활용하고 있다[10].

현재까지의 용접 변형에 대한 연구를 개관한다면, 용접 변형 발생 과정을 적절히 묘사하기 위한 이론 개발에 주력하였고 변형량 예측에 초점을 두고 있었다고 할 수 있다. 따라서 적극적인 변형 제어 기법을 이론적인 방법에 기초하여 정립하고, 이를 실제 부재의 제작에 적용하는 수준에까지는 이르지 못하고 있다. 여기에는 효율적이고 정확한 변형 해석 기법이 개발되지 못했음에도 그 이유가 있다 하겠다. 본 연구에서는 용접 조립체의 변형 제어를 위해 용접에 의한 종변형을 간단한 식으로 예측할 수 있는 간이 열탄소성 해석 기법을 제안하고 실험을 통해 그 유용성을 입증하고자 한다. 제안된 변형 예측 방법은 조립체 생산 과정의 시뮬레이션에 활용되어 생산 자동화의 기초가 될 수 있으리라 사료된다.

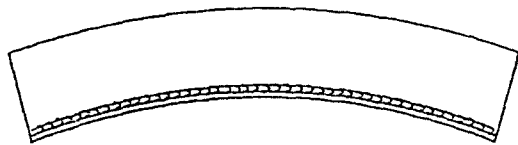


Fig. 1 Longitudinal welding deformation of the built-up beam

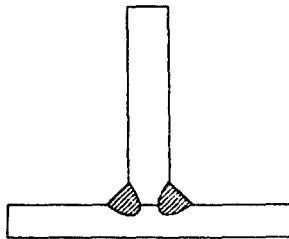


Fig. 2 Sectional view of built-up beam

### 2. 3봉 구속 시험재의 열탄소성 해석

용접에 따르는 열탄소성 과정을 설명하기 위하여 다음 Fig. 3와 같이 이상화된, 고전적인 3봉 모델을 생각해 볼 수 있다. 중앙의 봉은 온도 상승과 하강을 경험하는 부재를 대표하고 있으며, 양쪽봉은 중앙봉에서 일부 전달되는 열에 의해 온도 상승과 하강을 경험하나, 열변형량은 적으므로, 중앙봉의 변형을 연결된 강체에 의해 구속하는 역할을 한다.

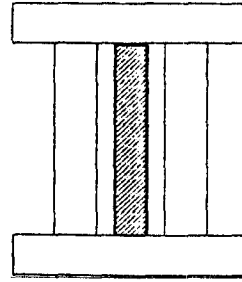


Fig. 3 Restraining model with one heated bar and two restraining bars

3봉 구속재의 평형 방정식은 다음과 같다.

$$\sigma_m A_m + \sigma A = 0 \quad (1)$$

여기서,  $\sigma_m$  = 중앙봉의 응력  
 $A_m$  = 중앙봉의 단면적  
 $\sigma$  = 양쪽봉의 응력  
 $A$  = 양쪽봉의 단면적

중앙봉 및 양쪽봉의 응력-변형도 관계식은 다음과 같다.

$$\sigma_m = E_m (\epsilon - \alpha_m T_m - \epsilon_{pm}) \quad (2)$$

$$\sigma = E (\epsilon - \alpha T) \quad (3)$$

여기서,  $E_m$  = 중앙봉의 영률  
 $\epsilon$  = 중앙봉과 양쪽봉의 전체변형도  
 $\alpha_m$  = 중앙봉의 선팽창 계수  
 $T_m$  = 중앙봉의 온도 변화  
 $\epsilon_{pm}$  = 중앙봉의 소성변형도  
 $E$  = 양쪽봉의 영률  
 $\alpha$  = 양쪽봉의 선팽창 계수  
 $T$  = 양쪽봉의 온도 변화

중앙봉의 항복 조건식은 다음과 같다.

$$\sigma_m = E_m (\epsilon - \alpha_m T_m - \epsilon_{pm}) = \sigma_Y \quad (4)$$

여기서,  $\sigma_Y$  = 중앙봉의 항복 응력

중앙봉의 소성변형도는 (1), (2), (3) 및 (4) 식으로부터 다음과 같이 구해진다.

$$\epsilon_{pm} = -\frac{\sigma_Y}{E_m} \frac{E_m A_m + EA}{EA} - (\alpha_m T_m - \alpha T) \quad (5)$$

중양봉에서 최초로 항복이 발생할 조건은 다음과 같다.

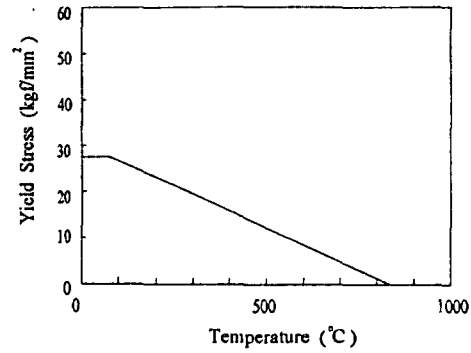
$$\frac{\sigma_Y}{E_m} \frac{E_m A_m + EA}{EA} = (\alpha_m T_m - \alpha T) \quad (6)$$

열탄소성 해석은 온도 변화에 따라 변형 및 응력을 추적하는 과정이므로 온도에 따른 재질의 특성 변화를 고려해야 한다. 강(steel)의 온도에 따른 재질 변화는 Fig. 4와 같다[7, 13]. 양쪽봉에서는 온도 변화가 발생하지 않는다고 가정할 경우, 중양봉과 양쪽봉의 단면적 비에 따른 초기 항복 발생 온도는 Fig. 5와 같이 얻어진다. Fig. 5로 부터, 단면적 비가 적을 경우에는 중양봉과 양쪽봉의 온도 차가 상당히 커야 항복이 발생하나, 단면적 비가 클 경우에는 초기 항복 온도가 수렴해 감을 알 수 있다. 중양봉과 양쪽봉의 면적비는 구속의 정도를 나타내는 계수로도 볼 수 있는데, Fig. 5의 결과는 구속 정도가 증가할 수록 초기 항복 발생 상황은 큰 차이가 없게 된다는 것을 암시하고 있다.

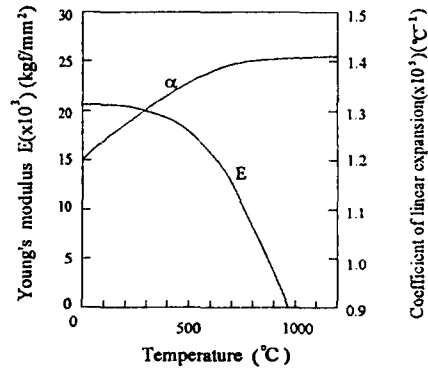
중양봉의 온도 변화에 따른 응력 변화는 Fig. 6와 같다. 초기에는 온도 증가와 함께 중양봉에서 팽창하는 열변형도가 발생하나 양쪽봉의 구속의 효과로 인해 압축 응력이 발생하게 된다. 압축 응력의 증가에 따라 중양봉에서는 항복이 발생하고, 항복이 지속된다. 온도가 최고 온도에 달한 후 온도 하강 과정에 들어 가면 중양봉에서는 수축 열변형도에 의해 인장 응력이 발생하게 되고, 항복 상태의 지속으로 최종적인 잔류 응력이 남게 된다.

중양봉의 온도 변화에 따른 소성변형도의 변화는 Fig. 7과 같다. 초기 항복 발생 후 발생한 압축 소성변형도가 계속 유지되어 최종 상태에 까지 잔류하게 되고, 이 압축 소성변형도가 최종 수축 변형을 발생시키는 요인이 된다. 잔류 소성변형도는 다음 식과 같이 간단히 구해진다.

$$\begin{aligned} \epsilon_{pm} &= -\frac{\sigma_Y}{E} \frac{A_m + A}{A} \\ &= -\frac{\sigma_Y}{E} \frac{A_t}{A_r - A_m} \\ &= -\frac{\sigma_Y}{E} \frac{1}{1 - \frac{A_m}{A_t}} \end{aligned} \quad (7)$$



(a)



(b)

Fig.4 Change of temperature dependent material properties of steel

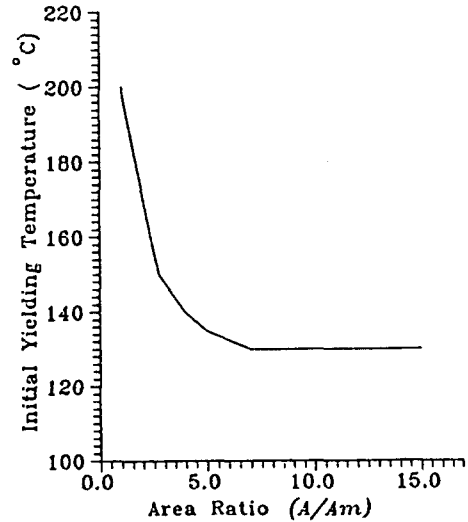


Fig.5 Variation of initial yielding temperature of the middle bar in the three-bar frame

$$A_t = A + A_m$$

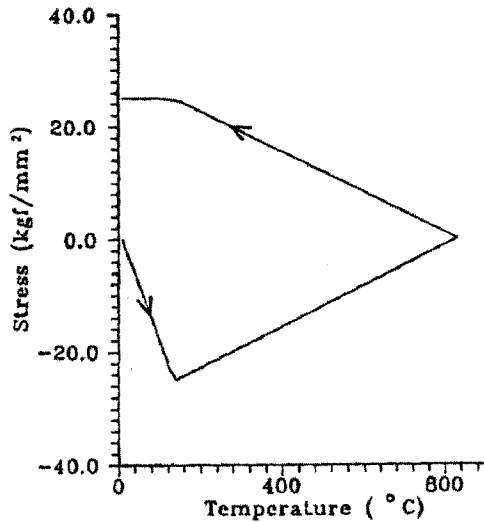


Fig. 6 Variation of stress of the middle bar in the three-bar frame

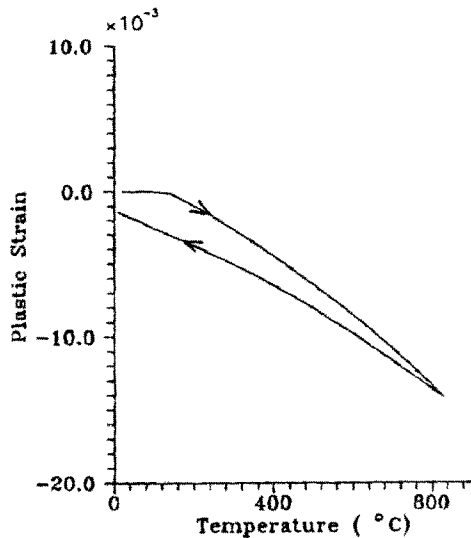


Fig. 7 Variation of plastic strain of the middle bar in the three-bar frame

실제 용접의 경우에는 용접부에 아크에 의한 열이 투입되어 주변 부재로 전도가 이루어진다. 이 때 투입된 열 중에서 일부는 용접부 근처에서 부재의 용융 및 소성 발생에 기여하고, 일부는 주위의 온도 상승에 기여한다. 용접부 근처를 중앙봉으로 치환하고 양쪽봉을 인근 부재로 치환하면 이 과정을 다음과 같이

식으로 표현할 수 있다.

$$k_1 Q = c\rho A_m T_m \quad (8)$$

$$k_2 Q = c\rho A T$$

여기서,  $Q$  = 투입 열량  
 $C$  = 재료의 비열  
 $\rho$  = 재료의 밀도  
 $k_1, k_2$  = 열량의 배분 계수

투입 열량과 중앙봉 단면적과의 관계는 중앙봉이 항복을 경험하는 영역이라는 가정으로부터 (8)식을 (6)식에 대입함으로써 구해 질 수 있다. 즉,

$$A_m = \frac{bQk_2 A_t}{A_t + bQ(k_1 + k_2)} \quad (9)$$

여기서,  $b = \frac{\alpha E}{c\rho\sigma_Y}$

잔류 소성변형도에 의한 수축력은 최종적으로 다음과 같이 얻어지게 된다.

$$F = E\varepsilon_{pm} A_m \quad (10)$$

$$= \frac{\frac{\alpha E}{c\rho} Q k_1}{1 + \frac{\alpha E Q k_2}{c\rho\sigma_Y A_t}}$$

### 3. 용접 조립부의 간이 열탄소성 해석

용접 조립부의 단면은 Fig. 2와 같이 나타내 볼 수 있다. 용착 금속 주위에는 용융부가 형성되어 온도 상승 및 하강을 경험하면서 소성변형도를 발생시키고 있는 반면, 용융부 주위의 모재 부분은 용융부의 팽창 및 수축에 저항하면서 탄성 상태에 있게 된다. Fig. 2와 Fig. 3를 서로 비교해 보면 상당한 유사점을 찾아 볼 수 있다. 즉 용접 조립부의 용융 영역과 그 인접한 영역은 급격한 온도 상승과 하강을 경험하면서 항복이 발생하는 영역이므로 3봉 모델에서 중앙봉에 해당하고, 모재 부분은 용융 영역과 그 인접 영역의 급격한 온도 변화에 따른 팽창과 수축을 구속하므로 3봉 모델의 양쪽봉에 해당한다고 볼 수 있다. 따라서 본 연구에서는 용접 조립부의 열탄소성 해석을 극히 단순화시키기 위해서 3봉 모델에서 중앙봉에만 열탄소성 과정을 집중시킨 것과 같은 개념을 용접 조립부 해석 시에도

도입한다. 즉, 해석의 단순화를 위해, 탄성 영역과 고유변형도 영역을 분리시키고, 소성 과정은 고유변형도 영역에만 국한된다고 가정한다. 이 가정에 기초해서 용접 조립보의 변형을 해석하기 위한 적합 조건식, 평형 방정식 및 응력-변형도 관계식을 세워 본다.

먼저 Euler 보이론을 적용했을 때, 고유변형도 영역의 응력-변형도 관계식은 다음과 같다.

$$\sigma_i = E_i(\epsilon_0 + y_i \frac{1}{r} - \alpha_i T_i - \epsilon_{ip}) \quad (11)$$

- 여기서,  $\sigma_i$  = 소성 영역의 응력
- $E_i$  = 소성 영역의 영률
- $\epsilon_0$  = 중립축에서 보의 균일 변형도
- $\frac{1}{r}$  = 보의 곡률
- $\alpha_i$  = 소성 영역의 선팽창 계수
- $Y_i$  = 중립축으로부터 소성 영역의 중심까지의 거리
- $T_i$  = 소성 영역의 온도 변화
- $\epsilon_{ip}$  = 소성 영역의 소성변형도

탄성 영역에서는 항복이 발생하지 않는다고 가정하므로 응력-변형도 관계식은 다음과 같이 된다.

$$\sigma_e = E(\epsilon_0 + y \frac{1}{r} - \alpha T) \quad (12)$$

- 여기서,  $\sigma_e$  = 탄성 영역의 응력
- $E$  = 탄성 영역의 영률
- $\alpha$  = 탄성 영역의 선팽창 계수
- $y$  = 중립축으로부터 탄성 영역까지의 거리
- $T$  = 탄성 영역의 온도 변화

각 단면의 힘과 모멘트 평형 조건식은 다음과 같다.

$$\epsilon_0 \left( \int E dA_e + \int E_i dA_i \right) + \frac{1}{r} \left( \int E y dA_e + \int E_i y_i dA_i \right) \quad (13)$$

$$= \int E_i (\alpha_i T_i + \epsilon_{ip}) dA_i + \int E \alpha T dA_e$$

$$\epsilon_0 \left( \int E y dA_e + \int E_i y_i dA_i \right) + \frac{1}{r} \left( \int E y^2 dA_e + \int E_i y_i^2 dA_i \right) \quad (14)$$

$$= \int E_i (\alpha_i T_i + \epsilon_{ip}) y_i dA_i + \int E \alpha T y dA_e$$

여기서,  $A_i$  = 소성 영역의 면적  
 $A_e$  = 탄성 영역의 면적

(13), (14)식으로 부터  $\epsilon_0$  와  $\frac{1}{r}$  를 구하고 고유변형도 영역은 탄성 영역에 비하여 그 크기가 매우 작으므로, 영역 내에서 소성변형도의 변화량이 무시할 만하다고 가정하면 고유변형도 영역의 소성변형도  $\epsilon_{ip}$ 가 다음식과 같이 구해진다.

$$\epsilon_{ip} = - \frac{\sigma_Y}{E_i} \frac{A_{ef}}{A_{ef} - A_i} - \alpha_i T_i + \left( \frac{\int E \alpha T dA_e}{E_i A_i + \int E dA_e} + y_i \frac{\int E \alpha T y dA_e}{E_i y_i^2 A_i + \int E y^2 dA_e} \right) \frac{A_{ef}}{A_{ef} - A_i} \quad (15)$$

여기서,

$$\frac{1}{A_{ef}} = \frac{E_i}{E_i A_i + \int E dA_e} + \frac{E_i y_i^2}{E_i y_i^2 A_i + \int E y^2 dA_e}$$

$A_{ef}$  = 보의 유효 단면적

온도 상승과 하강 과정을 거친 후 고유변형도 영역에서 잔류 소성변형도는 다음과 같이 된다.

$$\epsilon_{ip} = - \frac{\sigma_Y}{E} \frac{1}{1 - \frac{A_i}{A_{ef}}} \quad (16)$$

(16)식과 (7)식의 비교를 통해 조립보에서 발생하는 소성변형도의 표현 식이 3봉 구속 시험재의 소성변형도 표현 식과 같음을 알 수 있다. 다만 조립보에서는 전체 단면적 대신에 보의 굽힘에 의한 구속 효과를 고려하기 위한 유효 단면적으로 변화되었을 뿐이다. 3봉 구속 시험재와 같은 과정을 따라 고유변형도 영역에서 잔류하는 소성변형도에 의한 수축력을 구하면 다음과 같다.

$$F = E \epsilon_{ip} A_i$$

$$\frac{\frac{\alpha E}{cp} Q k_1}{1 + \frac{\alpha E Q k_2}{cp \sigma_Y A_{ef}}} \quad (17)$$

수축력에 의한 보의 곡률은 다음과 같이 구해진다.

$$\begin{aligned} \frac{1}{r} &= \frac{F y_i}{EI} \\ &= \frac{\epsilon_{ip} A_i y_i}{I} \\ &= \frac{\frac{\alpha}{cp} Q k_1 y_1}{(1 + \frac{\alpha E Q k_2}{cp \sigma_Y A_{ef}}) I} \end{aligned} \quad (18)$$

여기서,  $I$  = 단면의 2차 모멘트

(18)식을 참조로 하여 변형 계수와 조립 변수를 다음과 같이 정의하여 둔다.

$$\frac{1}{r} \frac{Q y_i}{I} = \text{변형 계수 (Deformation Coefficient)}$$

$$\frac{A_{ef}}{Q} = \text{조립 변수 (Fabrication Parameter)}$$

균일 곡률에 의한 변형량  $\delta(x)$ 는 보이론에 따라 다음 식과 같이 구해진다.

$$\delta(x) = \frac{L}{2r} \left(1 - \frac{x}{L}\right)x \quad (19)$$

여기서,  $L$  = 보의 길이

#### 4. 용접에 의한 변형량 계측 실험 및 해석 결과와의 비교 검토

Tsuji는 유한 요소법에 기초하여 증분형 열탄소성 해석을 실시하여 다음과 같은, 용접에 의한 변형량 추정식을 제시하였다[11].

$$\frac{1}{r} = \frac{0.4 \frac{\alpha}{cp} Q y_i}{I} \quad (20)$$

여기서,  $Q = 0.24 \frac{\eta_a i V}{v}$  (cal/mm)

$\eta_a$  = 아크 효율

$i$  = 용접 전류 (A)

$V$  = 용접 전압 (V)

$v$  = 용접 속도 (mm/sec)

$\frac{\alpha}{cp} = 7.8 \cdot 10^{-3}$  mm<sup>3</sup>/cal (강의 경우)

Okerblom은 해석적 방법에 따라 열탄소성 해석을 수행하고 다음과 같은 용접 변형량 추정식을 제시하였다[9].

$$\frac{1}{r} = \frac{0.335 \frac{\alpha}{cp} Q y_i}{I} \quad (21)$$

본 연구에서는 간이 열탄소성 해석을 통해 다음과 같은 변형량 추정식이 얻어졌다.

$$\frac{1}{r} = \frac{0.487 \frac{\alpha}{cp} Q y_1}{(1 + 0.487 \frac{\alpha E Q}{cp \sigma_Y A_{ef}}) I} \quad (22)$$

여기서, (18) 식의  $k_1$  및  $k_2$ 는 열전도 해석 및 실험 치와의 상관 관계를 통해  $k_1=0.487$ ,  $k_2=0.487$ 로 결정하였다.

간이 열탄소성 해석 결과의 정확성을 입증하기 위하여 실제 용접을 실시하였다. 사용된 용접 방법은 CO<sub>2</sub> 자동 용접이고, 실제 조선소에서 사용하는 작업 방법과 일치시키기 위해 주로 조립보 양면을 동시에 용접하였다. 용접 작업의 스케치는 Fig. 8과 같고, 실험 조건 및 변형량 계측 결과는 Table 1과 같다. 변형량은 Fig. 9과 같이, 본용접 전에 가접된 상태에서 고정된 2점 사이를 수평으로 가는 선을 긋고, 용접 후에 다시 동일한 2점 사이를 수평으로 그어서, 두 선 사이의 거리를 계측함으로써 측정될 수 있다.

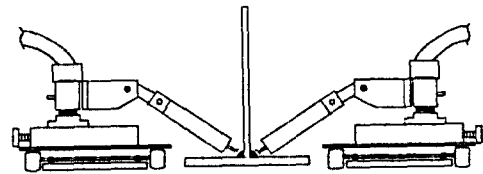


Fig. 8 Sketch of experimental work for welding of the built-up beam

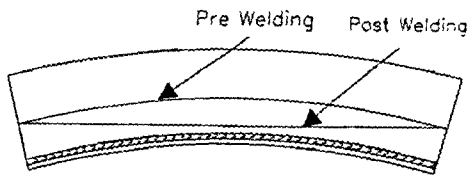


Fig. 9 Measurement of longitudinal welding deformation

Table 1 Measured deformations of welded built-up beams (automatic CO2 welding)

Mem size (mm)	L (mm)	Material	v (mm/s)	i (A)	V (V)	Dc (mm)	Pas -s
75×8	2	MS	11.1	260	30	5.0	1
100×8	2	MS	11.6	260	30	2.2	1
150×8 + 75×10	4	MS	10.0	300	30	14.8	2
200×10 + 90×10	4	MS	10.0	300	30	5.5	1
250×10 + 100×12	4	MS	10.0	300	30	2.5	1
75×8	3	AH32	10.2	250	28	11.2	1
100×8	4	AH32	10.5	250	28	10.5	1
250×10 + 100×12	4	AH32	10.0	300	32	7.8	2
300×10 + 120×12	4	AH32	10.0	285	32	4.0	2

MS= Mild Steel

Ah32= High tensile strength steel (yield strength 32 kgf/mm<sup>2</sup>)

변형률 계측 결과 및 해석 결과를 그림으로 나타내면 Fig. 10 및 Fig. 11과 같다. Tsuji와 Okerblom의 결과는 변형 계수가 조립 변수와는 관계 없이 일정한 값을 주고 있으나 본 연구 결과는 변형 계수가 조립 변수의 함수임을 나타 내고 있으며, 이 사실은 실험 결과를 통해서도 확인할 수 있다. 이 결과는 투입된 열량이 동일하더라도 단면 특성치에 따라 생성되는 소성변형도가 다르다는 사실을 암시하고 있다. 물리적으로는 단면이 투입 열량에 비해 상대적으로 작을 때는 단면 내의 온도 구배가 적어 저서, 탄성 영역에 의한 구속 효과가 적어 지게 되고, 이로 인해 생성되는 소성변형도의 크기와 분포 영역이 줄어들게 됨을 의미한다. 그

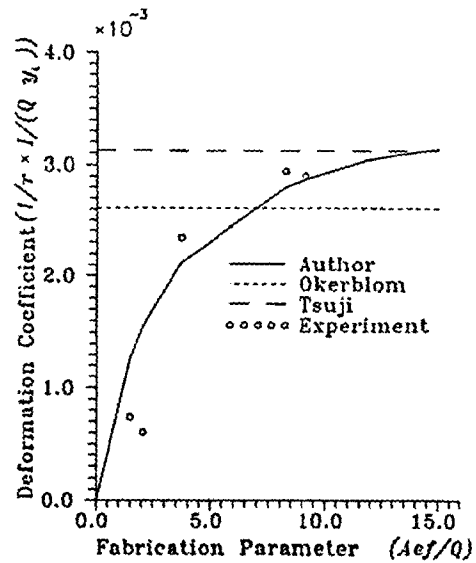


Fig.10 Comparison of calculated welding deformations with experiments for mild steel

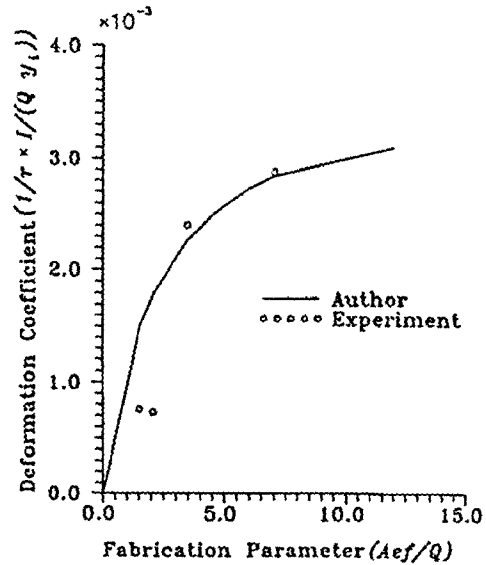


Fig.11 Comparison of calculated welding deformations with experiments for high tensile strength steel

러나 단면의 크기가 어느 정도 이상으로 커지게 되면 구속의 효과는 큰 차이가 없게 되어 발생하는 소성 변형도에 영향을 거의 미치지 않게 된다. Tsuji와 Okerblom의 결과가 조립 변수에 상관 없이 변형 계수가 일정한 경향을 보인 것은 투입 열량에 비해 단면의 크기가 상대적으로 큰 부재들 만을 대상으로 실험 및



해석을 수행하였기 때문이라 사료된다. 그러나 본 연구의 결과는 단면의 크기에 상관 없이 변형량을 적절히 추정할 수 있으므로, 이론의 확대 적용이라는 측면에서 의의가 있다고 사료된다.

## 5. 결 론

본 연구에서는 용접 조립보의 생산에 따른 변형 문제를 이론적으로 해석하기 위해 간이 열탄소성 해석 기법을 제안하고 실험을 통해 그 유용성을 입증하였다. 본 연구를 통해 얻어진 결론은 다음과 같다.

- 1) 3봉 구속 시험재는 용접에 따른 열탄소성 과정을 정성적으로 설명할 수 있는 모델임이 입증되었다.
- 2) 본 연구에서 제안한 간이 열탄소성 해석 기법은 3봉 구속 시험재로부터 유추된 개념으로써, 용접 조립보의 변형을 해석할 수 있는 경제적인 방법이다. 탄소성 과정을 간단한 식으로 표현할 수 있으므로, 기존의 열탄소성 해석에 비해 극히 짧은 시간으로 변형 해석이 가능하다.
- 3) 간이 열탄소성 해석으로부터 용접 조립보의 종변형을 해석한 결과, 기존의 연구에서 무시하였던 조립 변수가 종변형 발생에 영향을 미친다는 사실이 밝혀졌다. 즉 변형 계수는 조립 변수의 함수가 된다. 이러한 사실은 실험에 의해서 확인할 수 있었고, 본 해석 결과는 실험 결과와도 양호한 일치를 보였다.

## 참 고 문 헌

- [1] Watanabe, M. and Satoh, K., "Effect of Welding Conditions on the Shrinkage Distortion in Welded Structures", *Welding Journal*, Vol.40, 1961.
- [2] 장창두, 서승일, "고유변형도법에 의한 잔류응력의 계산", *대한용접학회지*, 제7권, 제1호, 1989.
- [3] Tall, L., "Residual Stresses in Welded Plates - A Theoretical Study", *Welding Journal*, Vol. 43, 1964.
- [4] Masubuchi, K., Nishida, M., Yamamoto, G., Kitamura, K. and Taniguchi, C., "Analysis of Thermal Stresses and Metal Movements of Weldments: A Basic Study Toward Computer-Aided Analysis and Control of Welded Structures", *SNAME Transaction*, Vol.82, 1974.
- [5] 장창두, 서승일, "열탄소성 해석에 의한 잔류응력의 계산", *대한용접학회지*, 제6권, 제4호, 1988.
- [6] 서승일, 장창두, "적층보 이론을 이용한 1차원 열탄소성 해석", *대한조선학회지*, 제27권, 제4호, 1990.
- [7] Satoh, K. and Terasaki, T., "Effect of Welding Conditions on Welding Deformations in Welded Structural Materials", *Journal of the Japanese Welding Society*, Vol.45, No.4, 1976 (in Japanese).
- [8] Sasayama, T., Masubuchi, K. and Moriguchi, S., "Longitudinal Deformation of a Long Beam due to Fillet Welding", *Welding Journal*, Vol.34, 1955.
- [9] Okerblom, N. O., *The Calculations of Deformations of Welded Metal Structures*, Her Majesty's Stationery Office, 1958.
- [10] Masubuchi, K. and Papazoglou, V. J., "Analysis and Control of Distortion in Welded Aluminum Structures", *SNAME Transaction*, Vol.86, 1978.
- [11] Tsuji, I. and Yamaguchi, K., "Distortion and Shrinkage Stresses in Edge Welding of Beams", *Journal of the Western Society of Naval Architects of Japan*, Vol.42, 1967 (in Japanese).
- [12] Aoki, H., Nagai, K., Kuwajima, H. and Watanabe, M., "Estimation of Welding Deformations for Actual Plate Girders", *Journal of the Japanese Welding Society*, Vol.50, No.10, 1981 (in Japanese).
- [13] Focke, A. E., "Elevated Temperature Properties of Constructional Steels", *Metal Handbook*, 1985.