대형 강구조블록의 최소 용접변형의 용접순서 결정 및 변형예측

박 정 응* · 안 규 백**,* · 양 승 현***

*조선대학교 토목공학과

**조선대학교 선박해양공학과

***우영기술단

Prediction and Welding Sequence of Minimum Welding Deformation in Large Steel Block Welding

Jeong-ung Park*, Gyubaek An**,* and Seung-hyun Yang***

*Dept. of Civil Engineering, Chosun University, Gwang-ju, 61452, Korea

**Dept. of Naval Architecture and Ocean Engineering, Chosun University, Gwang-ju, 61452, Korea

***Wooyoung Engineering Inc., Gwang-ju, 62022, Korea

†Corresponding author : gyubaekan@chosun.ac.kr

(Received November 10, 2017 ; Revised November 28, 2017 ; Accepted December 5, 2017)

Abstract

In order to minimize the effect of weld deformation on the preceding equipment during Pre-erection joint welding, the optimal welding sequence by unit load method was derived. And the weld deformation was predicted by the equivalent load method considering the constraint according to the derived welding sequence. For this purpose, the restraint coefficient was derived by conducting experiments and elastic FEM analysis on various welded specimens in order to derive the restraint of butt welds. In addition, the welding sequence that can minimize the welding deformation was derived by calculating the constraint by the unit load method in steel block structure. According to the derived welding procedure, the welding deformation near the preceding equipment during the pre-erection joint welding was predicted within 4 mm by using the equivalent load method considering the constraint. Specifically, the deformation in the lower part with the block supports occurred about 2 mm, and the deformation of 3~4 mm occurred at the upper part of block.

Key Words : Angular deformation, Equivalent load, Constraint coefficients, Elastic FEM

1. 서 론

대형조선소에서 도크건조시간을 단축시켜 생산성을 높이기 위해 블록의 대형화가 이루어지고 있다. 또한 의장품의 선형화를 통해 이러한 건조시간의 단축은 가속화 되고 있다. 특히, LNG선박과 같은 특수선의 의장품의 선형화를 위해서는 탑재용접시 블록간 용접과 내부재 용접시 용접변형을 최소화시켜 의장품의 손상을 방지해야한다. 이를 위해서는 용접변형을 최소화시키기 위한 용접순서를 도출하고, 그때의 용접변형을 예측하여 관리하는 것이 매우 중요하다.

강구조물 제작시 용접부 근방에서는 용접열원에 의해 급속가열·급속냉각의 열사이클을 받으며, 열원의 이동과 함께 온도장이 변화하여 용접부에 불균일한 온도분포가 생성된다¹⁾. 이러한 불균일한 온도분포에 의한 용접부 근방의 열팽창·수축을 용접부로 부터 떨어져 있는 저온상태의 부재가 이를 구속하여 결과적으로 용접변형과 잔류응력이 발생한다. 또한 그 크기는 용접조건과 내적·외적구속의 정도에 따라 다르게 나타난다. 용접변형, 잔류응력은 구조물의 제작시의 조립정도, 미관, 좌굴강도, 피로강도²⁾ 등에 악 영향을 미치는 요인이 되고 있다. 특히 교량과 같은 대형 강구조물 제작시 각 조립단계에서 발생한 용접변형³⁾이 구조물의 치수를 변

화시켜 이를 수정하는데 많은 시간과 경비가 소요되어 생산성 저하의 원인이 되고 있다. 따라서 이러한 문제점을 방지하기 위해 설계단계에서 경험 및 실측DATA를 이용하여 용접에 의한 수축마진을 적용하고 있으나 용접방법, 용접재료 그리고 구조물 형상의 변화에 대해서는 대처하지 못하는 것이 현실이다.

최근 대형 강구조물의 용접변형에 관한 연구는 Nomoto 등⁴⁾, Murakawa 등⁵⁻⁷⁾ 그리고 Seo와 Jang 등⁸⁾에 의해 발표되고 있으며 이들은 기존 변형Data 및 고유변형도법으로 부터 증가하중을 예측하여 탄성FEM해석법을 이용하고 있다. Nomoto 등은 기존 Bead On Plate 용접에 의한 변형Data로부터 증가하중을 계산하여 조립순서에 의한 용접변형을 예측하고자 하였으나 용접변형량에 미치는 구속에 대한 영향을 고려하지 않아 정확한 변형량을 예측하기 어렵다. 한편 Murakawa 등⁵⁻⁷⁾은 고유변형도에 상응하는 잔류소성변형의 생성기구 및 분포를 밝힘과 함께 고유변형도의 주요 지배인자인 최고 도달온도와 구속도로부터 용접변형 및 잔류응력을 예측하고자 하였다. 그러나 구속도 계산에 있어서 단순부재의 열탄소성 해석결과와 실험결과에 의존함으로써 복잡한 부재의 용접변형을 예측하는데 한계가 있었다. 반면 Seo와 Jang은 Murakawa가 제시한 고유변형도법을 기초로 하며 외적구속에 대한 영향을 단위하중법을 이용한 탄성해석을 통해 용접변형을 예측하였다. 그러나 고유변형도 계산시 두께방향으로 분할된 단면에서 각 층을 하나의 봉으로 가정함으로써 고유변형도를 예측하는데 한계를 보였다. 증가하중법을 이용한 대형 강구조물의 변형예측에 적용함에 있어서 구속도를 고려하지 않은 경우 실제 변형량과 많이 차이가 발생한다. 이러한 예측의 한계를 벗어나서 구조물의 외적구속을 고려한 용접변형을 예측하는 방법이 Park⁹⁾ 등에 의해 개발되었다. 이 방법은 실험과 해석을 통해 용접법에 따른 구속도를 도출하여 단위하중법에 의해 구속도를 계산하고, 구속도의 크기에 따른 용접증가하중^{10,11)}을 결정하여 탄성해석으로 용접변형을 예측하였다. 이러한 구속을 고려한 증가하중법은 단위하중에 의한 구속도를 도출함으로써 용접변형을 최소화 시킬 수 있는 용접순서를 도출하는데도 적용할 수 있다. 이상과 같이 용접변형을 예측하는 다양한 연구결과로부터 구속도를 고려한 증가하중법을 적용하여 대형 강구조물의 용접변형을 보다 정확히 예측할 수 있다.

본 연구에서는 먼저 탑재용접시 선행 의장품에 미치는 용접변형의 영향을 최소화하기 위해 단위하중법에 의한 최적의 용접순서를 도출하였다. 그리고 도출된 용접순서에 따라 구속도를 고려한 증가하중법을 이용해

용접변형을 예측하였다. 이때 사용한 증가하중은 용접순서에 따른 구속도를 단계별로 계산하여 순차적으로 계산되었다.

2. 용접부 증가하중 모델링

구속이 없는 자유상태에 있는 구조물의 용접변형의 크기는 외력에 상응하는 온도분포와 최고온도에 의해 결정된다. 이러한 온도분포는 구조물이 임계크기 이상 되면 용접부 근처의 온도분포는 준정상상태가 형성됨으로 용접변형의 크기도 일정한 값을 갖게 된다. 따라서 용접변형 실험에 의해 측정된 용접변형량을 증가하중으로 치환하여 탄성FEM해석으로 용접변형을 구할 수 있다.

Fig. 1은 맞대기용접시 발생하는 횡수축과 각변형을 유발시키는 증가하중을 적용한 모델이다. Fig. 1(a)과 같이 모재, 용접금속 그리고 열영향부(HAZ)로 구성되어 있는 실제 용접부를 Fig. 1(b)와 같이 열영향부의 양끝단에 증가하중을 가하여 변형을 발생 시킬 수 있다. 용접횡수축에 관한 증가하중과 변형량과의 관계를 식(1)에, 각변형에 대한 증가굽힘모멘트와 각변형량과의 관계⁴⁾는 식(2)에 나타내었다.

$$F = K_{\delta} \cdot \delta = E \cdot t \cdot \left(-\frac{l_2}{l_1} \right) \cdot \delta \quad (1)$$

$$M = K_{\theta} \cdot \theta = \frac{E t^3}{12(1 - \nu^2)} \left(-\frac{l_1}{l_2} \right) \cdot \theta \quad (2)$$

여기서 F : 증가수축력(N), K_{δ} : 용접부 수축강성(N·mm),

Fig. 1 Mechanical model of welding

δ : 수축량(mm), M : 등가굽힘모멘트 ($N \cdot mm$), K_0 : 용접부 굽힘강성 ($N \cdot mm$), Θ : 각변형량 (radian), E : 영계수(N/mm^2), t : 두께(mm)

이와 같이 구속이 없는 자유상태의 구조물인 경우 실험에서 구한 변형량으로 부터 등가하중을 구해 용접에 의한 변형을 재현할 수 있다. 그러나 실제 구조물은 다양한 영향인자가 용접변형에 영향을 미친다. 자유상태의 경우 용접열과 야금학적 인자에 대해서는 충분히 고려되어 있으나 대형 용접구조물에 있어서 크기, 형상 및 용접순서에 따라 외적구속이 다양하게 변화하므로 이에 대한 고려가 필요하다. 따라서 실제 구조물의 용접변형을 예측 시 외적구속에 따른 등가모멘트의 크기를 예측하는 방법이 요구되고 있다. 본 연구에서는 임의의 구속상태의 구속정도를 고려한 등가모멘트의 크기를 결정하는 구속계수를 실험과 탄성FEM 해석을 통해 유도하였다.

3. 구속계수 및 등가하중법 적용방법

저자들⁹⁾은 맞대기 용접부와 필렛용접부에 대해 구속도를 변형하여 실험과 탄성 FEM해석을 실시하여 단위하중을 가하여 구한 변형량으로부터 구속계수를 유도하였다. 여기서 구속계수란 자유상태의 용접변형량을 기준으로 용접변형을 해석하고자 하는 구조물이 어느 정

Fig. 2 Constraint coefficient of the butt welding.

here,

δ_c : the value of transverse shrinkage in constraint specimen (mm)

δ_f : the value of transverse shrinkage in free specimen (mm)

δ_{uc} : one when unit transverse force is given on ending boundary of H.A.Z in constraint model at Fig. 1 (mm)

δ_{uf} : one when unit transverse force is given in free model from Eq. (1) (mm)

도 구속을 받고 있는지를 나타내는 구속정도를 의미한다.

Fig. 2는 맞대기용접에서의 구속계수를 보여주고 있다. 동일 시험편에 대해 종축은 구속상태의 시험편에서 측정된 횡수축량(δ_c)을 자유상태의 시험편에서 측정된 횡수축량(δ_f)으로 나눈 값이고, 횡축은 동일 구속시험편을 모델링하여 용접부에 단위하중을 가해 수치해석해서 구한 횡수축량(δ_{uc})을 식(1)에 의해 구한 자유상태의 단위하중에 의한 횡수축량(δ_{uf})으로 나눈 값이다. 모든 시험편에 대해 동일한 방법으로 종축과 횡축을 구한 후 서로 만나는 점들을 최소자승법에 의해 구속계수를 구했다. 한편 종·횡축이 (0,0)인 경우 완전구속으로 용접변형이 발생하지 않으며, 종·횡축이 (1,1)인 경우 구속이 없는 자유상태를 의미한다.

Fig. 3은 등가하중 적용방법과 구속계수의 물리적 의미를 고찰하기 위해 모식적으로 나타낸 구속계수이다. 실험에 의한 횡수축과 용접부에 단위하중을 가하여 구한 횡수축량으로부터 구속계수가 그래프①을 따르는 경우, 자유상태의 시험편을 용접하여 측정된 횡수축량으로부터 구한 등가하중을 구속상태의 구조물에 적용하여도 횡수축량을 예측할 수 있다는 것을 의미한다. 이것은 Table 1에서 보여 주고 있는 내적구속②에 포함되어 있는 외적구속이 용접부의 열탄소성거동에 영향을 주지 않고 순수한 외적구속의 영향만이 존재하여 탄성

Fig. 3 Schematic diagram for constraint coefficient of welding

Table 1 Relation of equivalent force and constraint

	Free condition	Constraint condition
Restraint	internal restraint① (Temperature cycle)	internal restraint② (Temperature cycle + External restraint) External restraint
Equivalent Force	F_f	$F_c (< F_f)$
Deformation	δ_f	$\delta_c (< \delta_f)$

해석과 같기 때문이다.

실제 용접구조물의 구속계수는 다소 크기의 차이는 있으나 그래프②와 같은 형태를 따른다. 이것은 용접시 발생하는 내적구속②(용접부 근방의 온도이력과 외적구속에 의해 열탄소성거동의 영향)와 외적구속의 영향을 받기 때문이다.

따라서 그래프②의 경우 실제 증가하중(F_c)는 $x=a$ 인 경우 “ $a-f(a)$ ”가 구속에 의한 영향이므로 다음과 같이 얻어진다.

$$F_c = \beta x F_f \quad (3)$$

여기서, β 는 구속에 의한 증가하중 수정계수

구속에 의한 증가하중 수정계수(β)는 그래프①이 증가하중의 변화가 없는 경계선이기 때문에 임의의 x 값 $x=a$ 에 대해 $y=a$ 일 때를 기준으로 하여 다음과 같은 비례식에 의해 얻어진다.

$$\begin{aligned} a : f(a) &= F_f : \beta x F_f \\ \therefore \beta &= f(a) / a \end{aligned} \quad (4)$$

Fig. 4는 용접변형을 예측하기 위한 해석흐름을 보여주고 있다. 먼저 Fig. 2에서 구한 구속계수와 구조물 제작시 사용하는 용접형상에 따른 자유상태의 횡수축량(δf)을 데이터베이스화한다. 다음 변형을 예측하고자 하는 구조물을 모델링하여 용접부에 단위하중을 가하여 δu_c 를 구한다. 자유상태의 단위하중에 의한 횡수축량(δu_f)은 식(1)에 의해 구한다. 이상으로부터 구한 횡수축량

Fig. 4 Flow chart of welding deformation analysis.

으로부터 식(4)과 M_f 를 계산할 수 있다. 최종적으로 증가하중으로 적용되는 F_c 를 식(3)에 의해 구하여 이를 하중으로 하는 탄성FEM해석을 수행하여 횡수축량을 예측한다.

4. 해석대상 모델

해석 모델은 Fig. 5에 도시한 LNG CARRIER에 화물창을 대상으로 하였다. 그리고 본 화물창은 선형공정에서 Insulation 되어있는 상태에서 대형블록으로 제작되어 탑재되는 상태로 가정하였다. 블록의 선미 방향의 경계는 탑재가 완료된 부분이므로 구속경계조건을 부여하였고, 블록의 선수 방향의 경계는 단위하중법에 의해 용접순서를 도출하고 증가하중법을 적용해야 함으로 메쉬 사이즈를 조밀하게 하여 증가하중 해석을 하였다. 블록의 바닥부분의 경계조건은 블록의 자중이 받침목에 작용하고 있으므로 구속조건으로 하고, 나머지는 용접에 의해 변형이 발생하도록 하였다. Fig. 6에 본 논문에서 사용한 메쉬의 전체 블록모습을 나타내었으며 대칭성을 고려하여 전체 화물창의 1/2만 모델링 하였다.

본 논문에서는 화물창과 화물창이 결합되는 Cofferdam에서 블록끼리의 조인트를 하게 되고 이때 발생하는 용접변형에 의하여 2차적으로 BHD에 발생하는 변형량을 계산하였다. BHD는 용접이 진행되는 부분과 가까이 있고 BHD의 보강재 자체도 용접의 대상이기 때문에 변형 유발의 가능성이 가장 크기 때문이다. Anchoring bar의 명칭은 화물창 내부 벽면을 기준으로 Fig. 7와 Fig. 8에 보인바와 같이 배정하였다. BHD의 전체적인 변형

Fig. 5 Analysis region

Fig. 6 Finite element model

Fig. 7 Classify the wall in cargo tank

Fig. 8 Numbering of anchoring bar

보다 Back bracket 사이에서 발생하는 국부적인 변형을 계측하게 되므로 본 연구에서도 Back bracket간격마다 번호를 부여하여 구분하였다.

5. 해석 결과

5.1 용접순서 도출을 위한 해석

용접순서를 결정하기 위해 용접변형에 크게 영향을 주는 2가지 용접 ①Side Shell 및 Inner Shell의 용접 ② BHD(bulkhead) 내부재(수직재, 수평재)의 용접에 대한 용접순서를 결정하기 위한 해석을 실시하였다.

먼저 용접변형에 대한 민감도로부터 용접순서를 결정하기 위해 Side Shell 및 Inner Shell에 대해 각각 1mm의 강제변위를 발생시켜 BHD에 발생하는 변형량의 크기로부터 용접순서를 결정하였다. Fig. 9은 Side Shell에 1mm강제변위를 재하했을 때 전체변형(a)과 BHD의 변형(b)을 보여주고 있다. 결과에 의하면 BHD 변형은 블록의 상부가 변형이 발생하면서 약 1mm의 변형이 발생

(a) Full deformation

(b) Deformation of BHD

Fig. 9 Deformation of block at applying at side shell with forced displacement, 1mm

Fig. 10 Constraint degree of block at applying at side shell with forced displacement, 1mm

하였다. 이때 구속응력(Fig. 10)을 보면 5.53kgf/mm^2 으로 매우 작아 하부는 자유 상태의 용접수축의 70% 정도, 상부는 거의 자유상태의 용접수축이 발생되리라 판단된다. 이와 같이 inner shell과 BHD의 내부재에 대해서도 같은 방법으로 단위 강제변위를 재하시키고 변형량을 측정한 결과를 Table 2에 정리하였다. 구속도 계산결과에 의하면 구속도가 제일 큰 부재는 수직재와 out shell 부재이고 다음으로 inner shell로 나타났다. 따라서 용접변형을 최소화하여 BHD의 단면형상을 유지하기 위한 용접순서는 ① BHD 내부재의 가용접 ② Side shell용접 ③ Side와 Inner Shell 사이의 Floor 용접 ④Inner Shell용접 ⑤ BHD용접 순으로 결정하였다.

Table 2 Constrained stress and deformation according to analysis conditions

Analysis condition according to welding sequence	Constraint degree (kgf/mm ²)	Maximum deformation of BHD(mm)
1) Forced disp.(1mm) at out shell	5.87	1.01
2) Forced disp.(1mm) at inner shell	2.84	2.38
3) Forced disp.(1mm) at inner shell after outshell welding	3.85	3.89
4) Forced disp.(1mm) at vertical stiffener of BHD	5.05	1.13
5) Forced disp.(1mm) at vertical stiffener of BHD after horizontal stiffener welding	5.00	1.15
6) Forced disp.(1mm) at horizontal stiffener of BHD	0.72	1.17
7) Forced disp.(1mm) at horizontal stiffener of BHD after vertical stiffener welding	1.30	1.00

5.2 등가하중법에 의한 변형예측 결과

최소 용접변형이 발생하는 용접순서를 결정하고 이를 등가하중법에 의해 용접변형을 예측하였다. 용접순서에 의해 기 용접된 부재는 용접선 직각방향을 구속하였다. 구속을 고려한 등가하중의 결정은 Fig. 4의 순서에 의해 단위하중법에 의해 해당 용접부의 구속도를 계산하고 구속도 계수로부터 실 등가하중을 계산하였다. 구속도는 용접순서에 따라 단계별로 계산하여 용접순서에 의해 용접된 부분의 구속을 고려하였다. Fig. 11은 용접순서 중 BHD 내부재 용접에 관한 변형으로서 (a)는 구속응력으로부터 실제 용접변형량을 계산하고 이를 등가하중으로 재하하여 구한 블록 전체용접변형, (b)는 등가하중에 의해 발생한 용접변형 중에서 BHD단면의 변형량만을 보여주고 있다. 내부재는 수직과 수평부재가 포함되어 있고 내부재가 포함된 단면 내부의 변형은 위치에 따라 큰 차이가 없으나, shell 부재의 용접변형은 상부shell 부분에서 더 큰 변형을 발생하는 것을 알 수 있다. 이것은 내부재의 용접에 의해 shell 부재가 변형에 영향을 받는 것을 알 수 있다.

Fig. 12은 BHD의 외각으로부터 300mm 떨어진 곳

의 위치와 위치번호, 방향을 보여 주고 있다. 최종 용접 완료후 Fig. 13의 위치에서의 선박 종방향의 용접수축량을 번호순서에 따라 보여주고 있다. 용접변형량은 최대 4.0mm, 최소 2.0mm로 나타났다. 용접변형이 작게 나타난 곳은 5,4번으로 블록 하부와 하부 측면으로 블록의 하부에 받침에 의해 구속효과에 의해 작은 변형이 발생한 것으로 판단된다.

Fig. 12 Measuring position of deformation from out shell **(a)** Full deformation**(b)** Deformation of section of BHD**Fig. 11** Deformation of block after vertical and horizontal stiffeners welding

Fig. 13 Deformation of position 300mm from outshell

6. 결 론

구속도를 고려한 등가하중법과 단위하중을 통한 최소 용접변형이 발생하는 용접순서를 도출하여 탑재용접시 선행 의장품에 미치는 용접변형을 탄성FEM해석한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1) 용접순서 및 강구조물의 형상에 의한 외적구속을 고려한 등가하중법을 적용하기 위해, 맞대기 용접부에 대해 구속도를 도출하기 위해 다양한 용접시험편으로부터 변형실험과 탄성 FEM해석을 실시하여 구속계수를 유도하였다.

2) 각 용접부에 강제변위를 부가하여 구속도를 계산한 결과 용접변형을 최소화시킬 수 있는 용접순서는 ① BHD 내부재의 가용접 ②Side shell용접 ③ Side와 Inner Shell 사이의 Floor 용접 ④Inner Shell용접 ⑤ BHD용접 순으로 결정할 수 있었다.

3) 탑재용접시 내부 의장품에 미치는 용접변형을 구속도를 고려한 등가하중법으로 예측한 결과 모두 4mm 이내로 발생하였다. 구체적으로는 블록받침이 있는 하부에서의 변형은 약 2mm발생했고, 상부로 올라감에 따라 3-4mm의 변형이 발생하였다.

후 기

이 논문은 2016년도 정부(교육부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업임(NRF-2016R1D1A1B01014412).

ORCID: Jeongung Park : <http://orcid.org/0000-0002-0584-7994>

ORCID: Gyubaek An : <http://orcid.org/0000-0003-4274-5716>

Reference

1. M.Watanabe, K. Satoh, Welding Mechanics and Its Application, *Asakura-shuppan*, (1965), 29-42
2. K.Satoh, Handbook of Welding Structures, *Kuroki-shuppan*, (1988), 157-169
3. Masubuchi K., Analysis of Welded Structures, *Pergamon Press*, (1980), 235-327
4. Nomoto, T., Takechi, S. and Aoyama, K., Basic Studies on Accuracy Management System Based on Estimating of Weld Deformations, *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, 181 (1997), 249-260
5. Murakawa, H. and Luo, Y. and Ueda, Y., Prediction of Welding Deformation and Residual Stress by Elastic FEM Based on Inherent Strain (First Report) Mechanism of Inherent Strain Production, *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, 180 (1996), 739-751
6. Murakawa, H. and Luo, Y. and Ueda, Y., Prediction of Welding Deformation and Residual Stress by Elastic FEM Based on Inherent Strain (Second Report) Deformation and Residual Stress under Multiple Thermal Cycles, *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, 182 (1997), 873-793
7. Murakawa, H. and Luo, Y. and Ueda, Y., Prediction of Welding Deformation and Residual Stress by Elastic FEM Based on Inherent Strain (Third Report) Deformation and Residual Stress in Narrow Gap Welding, *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, 183 (1998), 323-333
8. Seo, S.I. and Jang, C.D., A Study on the Prediction of Deformations of Welded Ship Structures, *Journal of Ship Production*, 15(2) (1999), 73-81
9. Park, J.U., Lee, H.W., and Bang, H.S., Effects of mechanical constraints on angular distortion of welding joints, *Sci. Tech. Weld. Join.*, 7(4) (2002), 232-239
<https://doi.org/10.1179/136217102225004266>
10. Jeong-Ung Park, and Hae-Woo Lee, the effects of welding length on the angular distortion, *Journal of KWS*, 23(4) (2005), 40-44
11. Jeong-Ung Park, Gyubaek An, Hae-Woo Lee, Effect of external load on angular distortion in fillet welding, *Materials and design*, 42 (2012), 403-410
<https://doi.org/10.1016/j.matdes.2012.06.006>