ISSN 2466-2232 (Print)
ISSN 2466-2100 (Online)

입열모델 및 재료경화거동이 GTA 다층 금속 용접 유한요소해석에 미치는 영향 연구

오창영^{*,†} · 강용준^{*} · 이승건^{*} · 전준영^{*} · 강성식^{**}

^{*}한국재료연구원

^{**}한국원자력안전기술원

Effect of Weld Heat Input Modeling and the Material Hardening Model for Gas Tungsten Arc Welding Finite Element Analysis

Chang-Young Oh^{*,†}, Yongjoon Kang^{*}, Seung-Gun Lee^{*}, Jun-Young Jeon^{*}, and Sung-Sik Kang^{**}

^{*}Dept. of Joining Technology, Korea Institute of Materials Science, Changwon, 51508, Korea

^{**}Dept. of Nuclear Safety Research, Korea Institute of Nuclear Safety, Daejeon, 34142, Korea

[†]Corresponding author: cyoh@kims.re.kr

(Received April 9, 2021; Revised April 23, 2021; Accepted May 7, 2021)

Abstract

The effects of weld heat input modeling and the material hardening model on gas tungsten arc welding were evaluated by implementing different input models in a finite element analysis (FEA). For the comparison with FEA results, an experiment was conducted on an SA-516 Gr.70 plate specimen with a part-through wall groove. The comparison with the experimental results confirmed that the shape of the heat distribution during the welding process was changed according to each heat input method. For heat input models based on heat flux, the heat distribution of the weld was dependent on the volume and shape of the finite element model. For the welding deformation results, the FEA results obtained when using the temperature boundary condition method differed from the experimental data. The difference in the FEA results of deformation and residual stress according to the heat input method and material kinematic hardening model was analyzed as a complex phenomenon in which the distribution of the equivalent plastic deformation during the welding process and the hardening behavior can be treated differently.

Key Words: Welding residual stress, Heat input model, Material hardening model, Finite element analysis, Isotropic hardening, Kinematic hardening

Nomenclature

A	area of bead net section	b	Dimension of two ellipsoidal
I	current	c	material constant
Δt	time	c_f	Dimension of two ellipsoidal
V	Voltage	c_r	Dimension of two ellipsoidal
Q_f	Heat in the front	f_f	The quantum of heat in the front
Q_r	Heat in the rear	f_r	The quantum of heat in the rear
Q	Heat	r	isotropic hardening
a	Dimension of two ellipsoidal	v	velocity
		α	back stress, kinematic hardening variable
		ϵ^p	plastic strain

η efficiency
 σ stress
 σ' deviatoric stress tensor
 $\sigma_{y,init}$ initial yield stress
 γ material constant

1. 서 론

구조물 용접 공정의 입열조건, 재료의 고온 거동 및 형상적 구속 조건에 의해 발생하는 용접잔류응력은 피로, 응력부식균열(Stress Corrosion Crack) 등의 구조 건전성을 저하시키는 파손기구에 영향을 미치는 것으로 알려져 있다^{1,2)}. 파손기구에 의한 구조물의 정확한 건전성 평가를 위해 구조물에 분포된 용접잔류응력 영향에 대해 많은 연구가 이루어져 왔으며 정확한 용접 잔류응력 평가를 위해 유한요소해석 관련 연구도 지속적으로 이루어져 왔다¹⁻⁸⁾.

용접변형 및 잔류응력해석 관련 연구는 크게 두가지 영역으로 구분될 수 있다. 용접 입열 모델의 정밀도 개선 및 입열 변수 민감도에 관한 연구들이 수행되고 있으며 특정 해석 대상의 적절한 용접모사 통한 구조물의 잔류응력 경향 및 예측식을 개발하는 연구가 수행되고 있다^{4,5,13-19)}. 용접공정에 대한 완벽한 실제 현상을 그대로 모사하기에 어려움이 있다는 점을 고려한다면 유한요소 해석을 이용한 용접공정 열해석 방법론에 대한 적절성에 대한 연구는 다양한 조건의 적용에 대해 지속적인 고찰이 필요하다. 또한 변형 및 잔류응력에 재료의 고온 거동 물성이 미치는 영향에 대해서 국내·외 연구에서 Round-Robin 형태의 잔류응력해석 비교 연구가 수행 중이지만 일부의 조건에 대한 연구결과가 발표된 것이기 때문에 이에 대한 추가적인 연구가 필요하다^{7,8)}.

이러한 배경에서 본 연구에서는 산업현장에서 많이 적용되고 있는 GTA 용접조건에 대한 입열모델 및 재료경화모델 적용조건이 유한요소를 이용한 용접해석결과에 미치는 영향을 분석하고자 하였다. 해석결과와의 비교 및 검증을 위해 용접 시편을 제작하였으며 3차원 변형 및 잔류응력 측정을 진행하였다. 이를 바탕으로 입열모델과 재료경화모델이 용접변형 및 잔류응력해석

에 미치는 영향을 비교 평가하였다.

2. 용접 실험 및 측정

2.1 용접 실험

본 연구에서는 해석적 결과와의 비교 및 검증을 위해 초기값의 명확성, 용접공정으로 인한 변화를 정량적으로 측정 가능한 적절한 구속 및 형상 등의 요소를 고려하여 홈 용접 시편을 제작하였다. 용접 시편 형상은 Fig. 1과 같으며 재료는 전력기술기준인 KEPIC 및 ASME에서 P-No.1으로 지정된 압력용기용 탄소강 판재인 SA-516 Gr.70을 사용하였다⁹⁻¹¹⁾. 사용된 재료에 대해 광학발광분석기(Optical emission spectroscopy)를 이용한 화학조성 분석 결과는 Table 1과 같으며 GTA 용접에 사용된 용접봉은 ER70S-6으로 Table 1에 같

Fig. 1 Schematic illustration of welding specimen

Table 1 Chemical composition of the steel used (wt%)

	C	Mn	S	P	Si	Cr	Cu	Ni	Al	Mo	V	Fe
SA516-Gr.70	0.17	1.03	0.35	0.005	0.004	0.01	0.21	0.26	0.03	-	-	Bal.
ER70S-6	0.09	1.52	0.011	0.91	0.91	0.06	0.07	0.06	-	0.01	0.01	Bal.

Fig. 2 Engineering stress strain curve of SA-516

Fig. 3 Automatic GTAW

Table 2 Welding condition and parameter of weld specimen

Method	Current [A]	Voltage [V]	Speed [mm/min.]	CTWD [mm]	Torch angle [°]
Automatic	185	14	67.5	2	5

이 나타내었다. 모재의 경우 기계적 물성은 Fig. 2와 같이 평가되었으며 용접재의 경우 성적서에 제시된 항복강도 약 400MPa, 인장강도 485MPa로 항복강도는 모재보다 높은 수준이며 인장강도는 유사한 수준임을 확인하였다.

시편 제작에 일정한 입열량 조건을 적용하기 위해 자동 GTA 용접을 이용하였으며 적용된 입열변수는 Table 2에 나타내었다. 전극과 모재간 거리는 2mm로 하였으며, 토치의 각도는 5°로 고정하여 전진법으로 용접을 진행하였다. 또한 용접과정 및 냉각과정 모두 상온의 공기에서 냉각되도록 하였다.

2.2 용접 시편 3차원 형상 측정 및 용접잔류응력 측정

해석적 결과와 정량적 비교를 위해 용접 작업 과정에 따른 시편의 치수와 형상을 측정하였다. Fig. 4의 변

형 측정 과정과 같이 시편의 용접 전 형상을 측정하여 변형 전 형상정보를 확보한다. 이 후 용접 Pass 별로 작업 후 변형을 측정하는 방식으로 측정을 진행하였다. 시편의 변형 형태는 용접 홈에 용접을 수행하게 되면 용접재의 수축으로 인해 용접 홈을 기준으로 양쪽 면이 접히는 형태로 수축이 나타나게 된다. 변화량은 측정 전 상태를 기준으로 한쪽면을 변화가 없는 면으로 기준하고 용접작업에 의해 변형되어 상승하는 다른 한쪽 면의 변형량을 스캐너로 측정하였다. 측정은 Fig. 5와 같이 광학 3D 형상 스캐너(Scanner)를 이용하였으며 측정방법은 시편 표면에 스캐너의 Blue LED를 광원으로 측정 대상에 패턴을 조사하고 이를 이용해 대상을 다각도로 측정하는 형식이다. 용접 1, 2, 3 Pass 작업 후의 치수, 변형을 측정하였으며 시편 형상 변화, 용접 비드 높이 등의 결과를 취득하였다.

용접잔류응력은 3 Pass 용접이 완료된 이 후 시편에 구비된 최종 용접 잔류응력을 측정하였다. Fig. 6과 같이 용접 홈 끝에서 수직 방향으로 5mm, 30mm, 60mm에서 잔류응력을 측정하였다. 용접잔류응력 측정방법은 ASTM E837에 제시되어 있는 HDM(Hole Drilling

Fig. 4 Procedure of the measurement for weld specimen shape change

Fig. 5 3D Scanner (ZEISS Comet L3D2)

Fig. 6 Schematic illustration of welding residual stress measurement

Method)를 이용하였으며 본 연구에 적용한 측정장비는 Vishay RS-200이다. 잔류응력 측정을 위한 측정개이지는 Hole의 크기는 2mm인 Rosette 방식의 변형을 측정개이지(Strain gage)를 사용하였다. 응력 측정 방향은 Fig. 6과 같이 용접부에 평행한 방향의 응력은 Longitudinal stress, 용접부에 수직인 방향의 응력은 Transverse stress로 나타내었다.

2.3 용접 실험 및 측정 결과

2.2에 제시된 바와 같이 각 Pass 별 작업을 수행하고 냉각 후 측정을 수행하였다. Fig. 7과 Table 3은

용접시편의 용접 Pass 별 비드의 높이 변화를 측정한 결과이다. 용접 시작 부와 끝 부분에서 사이에 약 15mm 간격으로 측정을 하였으며 양쪽 끝 부분의 측정값은 전체적인 용접 적층 높이와 큰 차이가 나타나 평균값에서는 제외하였다. Pass 별 비드 높이의 누적 평균 변화량은 1.46mm, 2.70mm, 3.93mm과 같다.

Fig. 8은 용접시편의 Pass 별 평판의 변형량을 측정한 결과이다. Fig. 8(a)의 측정 그림과 같이 용접 홈 끝단에서 시편 끝부분까지 4곳의 측정선을 기준하여 각 용접 Pass 이후에 수직 방향으로의 변형 정도를 측정하였다. Table 4는 용접시편의 용접 Pass 작업 후의 시편의 끝부분의 수직 방향으로의 변형량이다. 각 Pass 별 평균 변형량은 0.67mm, 1.21mm, 1.73mm로 변화되었다.

Table 5는 작업한 시편의 Fig. 6에서 설명된 방향별 용접잔류응력 측정결과이다. 용접 홈에서 5mm 거리에서는 두 방향 모두 인장응력이 분포되고 있으며 이외의 측정지점에서는 용접 홈과 Transverse 방향 응력은 인장응력이 분포되고 Longitudinal 방향 응력은 압축응력이 분포되고 있음을 확인할 수 있다.

3. 유한요소 해석

3.1 유한요소 해석 모델

유한요소해석은 상용 프로그램인 ABAQUS를 사용

Fig. 7 Measuring results of cumulative change in bead height after each welding sequence

Table 3 Measuring data of cumulative change in bead height

Measurement position Weld sequence	Cumulative change in bead height [mm]										
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	Average
1 Pass	1.16	1.41	1.53	1.52	1.53	1.43	1.29	1.48	1.47	1.30	1.46
2 Pass	2.33	2.71	2.76	2.68	2.67	2.71	2.67	2.67	2.78	1.97	2.70
3 Pass	2.76	3.90	4.04	3.88	3.86	3.92	4.01	3.92	4.03	2.46	3.93

Fig. 8 Measuring results of specimen deformation after each welding sequence

Table 4 Measuring data of specimen deformation after each welding sequence

Geometric change of end-point for weld specimen [mm]					
Weld Sequence \ Measurement Position	1	2	3	4	Average
1 Pass	0.70	0.65	0.65	0.66	0.67
2 Pass	1.27	1.23	1.13	1.23	1.21
3 Pass	1.75	1.72	1.72	1.73	1.73

Table 5 Measuring results of welding residual stress using hole drilling method

Distance from weld groove [mm]	Transverse [MPa]	Parallel [MPa]
5	97	195
30	39	-21
60	26	-43

하였다¹²⁾. Fig. 9와 같이 유한요소해석 모델의 전체 형상은 시편 측정값을 기준하여 3차원 모델로 적용하였으며 용접비드 높이는 Table 3의 평균값을 이용하였다. 해석 모델에 적용된 요소는 열전달해석과 응력해석을 동시에 적용할 수 있는 Coupled-Temperature Displacement C3D8T를 적용하였다. 일반적으로 유한요소해석을 이용한 응력 해석에는 2차요소가 1차요

Fig. 9 Finite element analysis 3D model

소에 비해 결과가 정확하다고 알려져 있으나 용접과 같이 잠열을 포함하는 용접잔류응력 해석 시 열해석, 응력 해석의 안정성이 1차요소가 우수하다는 선행 연구결과가 있다¹³⁾. 또한 일반적으로 열해석을 수행하고 이 결과를 기반해 응력해석을 수행하는 방법이 용접해석에서 적용되고 있으나 Coupled-Temperature Displacement 요소를 이용함에도 해석결과 큰 차이가 없음을 확인된 선행 연구결과가 있어 이를 고려해 본 연구에 적용하였다¹⁴⁾. 입열모델과 냉각조건에 따라 입열 및 냉각조건 적용을

위해 User-subroutine을 적용하였다.

해석을 위한 SA-516 Gr.70의 온도에 따른 열적 기계적 물성은 Fig. 10과 같다. 용융부와 모재는 동일한 물성을 가지는 것으로 가정하였으며 녹는점까지의 온도별 밀도, 비열, 열전도도, 탄성계수, 소성물성, 열팽창률, 어닐링 온도를 정의하였다. 열전달 경계조건으로 모재와 용접부가 공기와 접하는 경계면에는 자연대류 조건의 열전달 계수를 조건을 적용하였다^{13,19)}.

3.2 용접해석 입열 모델

용접 변형 및 잔류응력 해석에 적용되고 있는 입열 모델은 크게 3가지로 구분될 수 있다.

- 1) 시간에 따라 이동하는 3차원 열원 이동 입열 모델(Goldak double ellipsoidal heat source 등의 입열모사 모델)^{15,16)}
- 2) 용융부 비드 요소에 직접 체적 열속 및 표면 열속으로 입열(Body & surface flux method)^{17,18)}
- 3) 용융부에 녹는점 이상의 온도를 일정시간 동안 용접 비드에 입력하는 입열 모델 (Temperature bound-

(a) True stress-strain

(b) Thermal conductivity

(c) Elastic modulus

(d) Yield stress

Fig. 10 Material properties of SA-516 Gr.70

dary condition method, 온도경계조건)¹⁹⁾

또한 용접잔류응력 해석에서 용접 비드의 생성 방법은 주로 용접비드를 순차적으로 적층하는 모사를 구현하는 요소망 재생성기법(Element rebirth technique)이 적용되는데 위의 두 열속 기반 입열 모델의 경우, 용접공정에 대한 3차원적 모사가 가능하다. 하지만 용접부에 녹는점 이상의 온도를 일정시간 동안 유지해 입열하는 온도경계조건 모델은 일반적으로 축대칭 형상 또는 평면변형(Plane strain) 조건과 같이 용접부 한 Pass를 전체적으로 입열모사를 하는 방법으로 적용되는 것이 일반적이다.

본 연구에서 고려된 시간에 따라 이동하는 3차원 열원 모델은 Fig. 11과 같이 Goldak의 이중 타구형 열원모델을 적용해 해석을 수행하였다. 이 모델에서 전방 사분원 안의 에너지밀도 분포는 식 (1)과 같으며 후방 사분원의 에너지밀도는 식 (2) 와 같다. 식에서의 a, b, c_f , c_r 의 정의는 용어설명(nomenclature)와 같으며 x, y, z는 방향을 의미한다. 전후방 사분원의 입열량 분율은 일반적으로 식 (3)과 같다. 본 연구에서 적용된 Goldak 열원모델의 변수는 Table 6과 같으며 효율의 경우, GTA 용접의 효율 분포 25~45%의 평균인 35%를 적용하였다.

$$Q_f(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{abc_f\pi\sqrt{\pi}} e^{-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3[z+v(\tau-t)]^2}{c_f^2}} \quad (1)$$

$$Q_r(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{abc_r\pi\sqrt{\pi}} e^{-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3[z+v(\tau-t)]^2}{c_r^2}} \quad (2)$$

Fig. 11 Heat distribution over a double-ellipsoidal space¹⁵⁾

Table 6 Parameters of goldak's model

a	5
b	3
c_f	6
c_r	11
efficiency	0.35

$$f_f + f_r = 2 \quad (3)$$

용융부 요소에 직접 체적 열속 및 표면 열속을 입력하는 모델은 일반적인 체적 플럭스(body flux)를 구할 수 있는 식 (4)를 적용하였다. 이러한 입열 모델을 적용하는 경우에는 입열량을 체적 열속과 표면 열속을 임의적인 비율로 나누어 입열하는 모델이 사용된다. 하지만 특정 지점에서 시간에 따른 온도 분포의 차이는 나타낼 수 있으나 이러한 열속의 비율이 응력이나 변형에 미치는 영향이 작은 것으로 보고되고 있어 본 연구에서는 체적 열속만을 고려하였다¹³⁾. 용접효율(η)은 앞서 적용된 Goldak 모델에서와 동일하게 GTA 용접의 평균 효율을 적용하였으며 시간에 따른 용접을 모사를 위한 층의 용접 Pass에 대한 요소 생성을 14개의 Lumping bead로 나누어 재생성(Element Rebirth)하여 입열하는 방법으로 해석을 수행하였다.

$$Q [W/m^3] = \frac{\eta VI}{Av\Delta t} \quad (4)$$

용융부에 녹는점 이상의 온도를 일정시간 동안 용융부 요소에 입력시켜 입열하는 모델(온도경계조건)은 일반적으로 축대칭 형상(배관 및 압력용기 등)의 용접해석모델에 적용되고 있는 방법으로 1 Pass 전체 입열하는 방법으로 해석하였다. 용융부 요소에 녹는점 이상의 온도(1800℃)를 용접속도를 고려하여 열원이 시편의 단면(1mm)를 지나가는 시간(1/v)을 부가해 열을 확산하는 형태로 적용하였다.

3.3 재료 경화 모델

본 연구에서는 다층 용접 공정에서의 모재와 용접재가 용접 비드 주변이 반복적으로 가열 및 냉각을 겪는 동안 재료의 수축 및 팽창에 의해 발생하는 경화거동이 용융부 주변 변형을 및 용접잔류응력 결과에 미치는 영향을 정량적으로 평가하고자 하였다.

재료경화모델은 일반적으로 등방경화(Isotropic Hardening), 이동경화(Kinematic Hardening)로 구분되며 이동경화모델에서 선형이동경화(Linear Kinematic Hardening), 비선형이동경화(Non-Linear Kinematic Hardening)로 발전되었다²²⁾. 이 후 비선형 이동경화모델의 단점을 보완하기 위한 등방경화 형태를 동시에 고려를 고려한 복합경화(Combined Hardening) 모델이 제안되었다²²⁾. 본 연구에서는 등방경화, 선형이동경화, 비선형이동경화 모델을 적용해 용접잔류응력 및 변형 해석에 미치는 영향을 분석하고자 하였다.

등방경화 모델은 반복적인 재료의 변형거동이 발생되

어 항복면의 크기가 점점 커지는 재료의 기계적 거동을 나타낸다. 일반적인 해석에는 재료물성을 적용하면 기본적으로 적용되는 재료의 경화 거동이다. Fig. 12와 식 (5) 및 (6)같이 재료의 항복곡면이 경화됨에 따라 증가되는 거동을 나타낸다²¹⁾.

$$f(\sigma, \varepsilon^{pl}) = \left(\frac{3}{2}\sigma' : \sigma'\right) - r(\varepsilon^{pl}) - \sigma_{y,init} = \sigma_e - \sigma_{y,init} \quad (5)$$

$$\sigma_y = r(\varepsilon^{pl}) + \sigma_{y0} \quad (6)$$

선형이동경화 모델은 Fig. 13과 같이 재료의 경화거동이 일어나는 경우, 항복면의 크기는 유지되면서 항복곡면의 중심이 이동된다는 이론이다. 본 연구에서는 Prager가 제안한 선형이동모델과 Armstrong과 Fredrick이 제안한 비선형이동모델을 고려하였다^{23,24)}.

$$f = \left(\frac{3}{2}(\sigma' - \alpha') : (\sigma' - \alpha')\right)^{1/2} - \sigma_{y,init} \quad (7)$$

$$d\alpha = \frac{2}{3} C d\varepsilon^{pl}$$

Fig.12 Isotropic hardening model²²⁾

Fig.13 Kinematic hardening model²²⁾

$$d\alpha = C d\varepsilon^{pl} \quad (8)$$

$$\alpha = C \varepsilon^{pl} \quad (9)$$

$$d\alpha = \frac{2}{3} C d\varepsilon^{pl} - \gamma \alpha dp \text{ where } dp = |d\varepsilon^{pl}| : \\ = \left[\frac{2}{3} C \varepsilon^{pl} \cdot d\varepsilon^{pl}\right]^{\frac{1}{2}} \quad (10)$$

$$\alpha = \frac{C}{\gamma} (1 - e^{-\gamma \varepsilon^{pl}}) \quad (11)$$

일반적으로 재료의 경화모델을 결정하기 위해서는 반복하중 실험으로 도출된 재료의 응력-변형의 히스테리시스 루프(Hysteresis loop)가 필요하다. 즉, 용접해석에 재료경화모델을 적용하기 위해서는 온도별 히스테리시스 루프를 구성할 수 있는 실험이 필요하다. 하지만 용접해석에 사용되는 온도 별 히스테리시스 루프 실험 데이터를 구하는 것은 실험 구축 및 수행의 어려움이 존재한다. 이러한 부분을 일반적인 기본 인장실험 결과를 기반해 선형이동모델과 비선형이동모델을 결정하는 방법이 제안된 바 있다²⁵⁾. 본 연구에서는 이 방법을 기반해 SA516-Gr70 재료경화 모델을 구성하고 그 영향을 비교하였다.

SA-516 Gr.70의 각 온도별 인장물성은 Fig. 10과 같이 사용하였으며 선형이동경화 물성과 비선형이동 경화 물성은 Table 7과 같이 적용하였다. 용접해석에 적용된 물성은 각 경화 모델에 의한 기계적 물성의 차이가 적용되며 이외의 다른 입력 물성은 동일하게 사용되었다.

4. 결과 및 고찰

4.1 입열모델에 의한 용접해석결과

기술된 입열 모델들의 해석적 결과 차이를 비교하기 위해 열 분포 모사 그리고 시편의 변형 및 잔류응력 측정 결과와 비교하였다. 입열 모델에 의한 영향을 분석하기 위해 용접시편의 HAZ(Heat Affected Zone) 미세조직을 매크로(macro)하게 관찰하여 A₁ 변태점 이상의 온도 이력을 받는 범위를 측정하였다. Fig. 14와 같이 용접시편의 단면에서 A₁ 변태점 이상의 온도 영향 범위가 용융선으로부터 약 2mm 정도가 되는 것으로 확인하였다.

해석모델에서는 해석 내 요소 질점이 용접공정 중 겪는 최대 온도 이력을 기록하는 방법을 사용하였다. 이를 구현하기 위한 User-subroutine을 구축 및 적용하여 HAZ를 구분하였다. 해석결과는 일반적인 탄소강의 A₁ 변태점 온도와 유사한 수준인 730℃으로 기준하였고 그림에서 회색부가 기준온도 이상을 겪는 영역이다.

Table 7 Kinematic hardening parameters for SA516-Gr.70

	Temperature [°C]	σ_0 [MPa]	C	γ
Prager (Linear kinematic)	20	368.0	3168.8	-
	100	333.0	2869.1	-
	200	315.0	2580.5	-
	400	240.0	1818.1	-
	500	128.0	1698.9	-
	600	89.0	167.6	-
	1100	40.0	31.1	-
	1300	15.0	15.5	-
	1500	3.08	0.01	-
A&F (Non-Linear kinematic)	20	368.0	12759.4	23.7
	100	333.0	11297.7	23.4
	200	315.0	8659.4	19.9
	400	240.0	4286.7	14.0
	500	128.0	4361.6	15.3
	600	89.0	996.6	35.4
	1100	40.0	124.2	23.7
	1300	15.0	62.3	23.8
	1500	3.08	0.05	23.1

Fig. 14는 HAZ 경계 비교 결과이며 Goldak의 이중 타구형 열원모델을 이용한 입열 모델에서는 용융부의 깊이 방향으로의 입열이 잘 되는 것을 확인할 수 있지만 시편의 너비 방향의 열전달 모사는 어려운 것으로 관찰된다. 이러한 부분은 기존 연구들에서도 언급되었으며 이를 개선하는 방법에 대한 연구가 제안된 바 있다¹⁶⁾. 용접비드에 직접 체적 및 표면 열속을 용융부 요소에 입력하는 모델의 경우에는 HAZ 분포의 전체적인

형상은 유사하게 나타나지만 기존 실험보다 비교적 넓은 영역에 HAZ가 형성됨을 확인할 수 있다. Goldak 열원모델과 동일한 입열량과 용접효율이 적용되지만 열 해석 모사에서 해석적 차이가 나타남을 확인할 수 있다. 즉, 열속을 기반한 입열모델을 적용하는 경우 용융부의 형상에 따라 실제 입열 모사와의 차이가 발생할 수 있기 때문에 유한요소해석 수행 시 해석 대상의 적절한 입열모사에 대한 다양한 고찰이 필요할 것으로 판

Fig. 14 Comparison of HAZ distribution for heat input model

단된다.

용융부 요소에 온도경계조건을 이용하여 일정 단면을 지나가는 시간 동안 녹는점 이상의 온도를 유지하는 모델을 적용한 경우에는 실험과 유사하게 HAZ 영역을 도출하는 입열모사가 되는 것으로 확인된다. (Fig. 14(d)) 이것은 앞에서 비교된 열속을 이용하는 모델들에서 발생하게되는 체적 형상에 따른 입열 모사의 차이가 배제되어 단면에 나타나는 열적 거동이 실제 열적 분포와 유사하게 모사되는 것으로 판단된다. 하지만 이 방법은 입열량의 정량화에 대한 이론적 설명의 어려움이 존재한다. 온도경계조건을 적용하는 경우에는 본 연구에서 적용한 방법과 같이 용융점 시편 등의 검증 방법을 이용해 실제 적용된 용접조건을 모사하는 검증작업이 필요할 것으로 판단된다.

변형량과 응력 비교에서는 Fig. 15에 제시된 추출선에서의 결과를 도출해 비교하였다. 입열 모델 별 변형 및 잔류응력 비교 결과는 Fig. 16에 나타내었다. 입열 모델에 따른 변형량의 비교에서는 Goldak 입열모델을 적용한 경우 Fig. 16(a)와 같이 측정된 변형 결과와 유사한 수준으로 예측됨이 확인된다. 하지만 용융부 요소에 직접 체적 및 표면 열속으로 입열하는 모델의 경우, Pass 별 공정이 진행됨에 따라 변형량이 측정결과에 비해 크게 증가하는 것으로 나타난다. (Fig. 16(c)) 이 비교 결과는 HAZ를 통한 입열모사에 대한 비교 결과의 경향성이 변형에 일치하는 결과를 도출하지는 못할 수 있음을 나타낸다. 또한 용접해석에서 입열량에 대한 단순 이론적 적용은 변형에 대해서는 실제 입열 조건과 차이가 발생할 수 있음을 나타낸다. 즉, 유한요소 해석 수행 시, 열속 기반의 해석에서는 용융부 비드의 형상과 입열 모델에 대한 다양한 변수에 대해 고찰이 필요하다고 평가된다. 용융부 요소에 온도경계조건을 적용한 경우에도 시편 단면을 통해 HAZ 모사 영역은 유사했으나 변형 결과는 차이가 나타나는 것으로 확인된다. (Fig. 16(e)) 이는 온도경계조건을 적용하는

경우, 1개 Pass를 한번에 생성되는 모사 방법으로 전체 변형에 있어서 다른 거동이 나타나는 것으로 판단된다. 즉 축대칭 모델이나 평면변형, 평면응력 등의 조건이 아닌 3차원 형상의 용접해석에서는 온도경계조건을 이용하여 변형량을 예측 및 평가하는 것은 적절하지 않을 것으로 판단된다.

잔류응력의 수준에 대하여 비교하기 전에 고려할 사항이 있다. 용접잔류응력 비교에서는 측정결과가 절대적인 수치를 나타낸다고는 할 수 없다. 본 연구에서 수행된 용접잔류응력 비교를 위한 잔류응력 측정값인 HDM 측정 결과가 절대적인 기준이라고 판단하기는 어렵다. 왜냐하면 잔류응력의 경우 정확한 절대값에 대한 기준을 나타낼 수 있는 방법이 현재까지는 없으며 경향성 정도를 판단하는 결과로 사용되고 있다. 이와 같은 배경에서 입열 모델에 따른 잔류응력 분포 형상 즉 경향성(+,- 구배 경향)은 방법에 따라 큰 차이없이 유사하게 나타나는 것으로 평가된다. 하지만 응력 수준은 입열모델 별 차이가 나타난다. Fig. 16(b), (c), (d)는 각 입열 조건에 대한 잔류응력의 차이를 확인할 수 있다. 이것은 입열모델에 따라 HAZ의 차이가 도출된 바와 같이 입열모델에 의한 열 분포의 모델 별 차이에 의해 잔류응력 유도에 대한 차이가 발생하는 것으로 판단된다.

열속(Flux) 기반의 입열 모델은 응력 분포 수준이 비교적 완만한 수준으로 도출되지만 온도경계조건을 이용하는 해석에서는 응력수준이 다른 방법들에 비해 상대적으로 높게 평가되는 것으로 확인된다. 이것은 열속 기반의 해석이 순차적인 3차원적으로 입열 모사가 되어 급격한 경화거동을 나타내지 않았고 온도경계조건을 해석을 적용하는 경우, 한층이 한번에 입열모사가 되면서 급격한 재료의 경화거동이 나타나는 것으로 평가된다.

Fig. 17은 입열방법 별 등가소성변형률(Equivalent plastic strain)의 분포를 비교하였다. 각 조건에 따라 분포 형태가 다르게 나타남을 확인할 수 있다. 열속을

Fig. 15 Measuring residual stress line

Fig. 16 Comparison of deformation and welding residual stress results according to heat input method

이용한 두 방법은 전체적으로 보면 유사한 분포를 나타내지만 체적 및 표면 열속을 입력하는 방법의 경우 변형분포가 넓은 영역에 분포되어 나타나는 것으로 확인된다. 또한 온도경계조건의 적용 시 용융부 주변으로 크게 변형이 나타나고 있음이 확인되며 이와 같은 결과가 용접 후 잔류응력 분포가 크게 나타나는 원인이 됨을 확인할 수 있다.

4.2 재료경화모델에 의한 용접해석결과

기술된 재료경화모델 적용에 의한 해석적 결과의 차이를 비교하기 위해 입열모델은 Goldak 모델을 일괄적으로 적용해 비교하였다. 각 재료경화모델 별 차이를 분석하기 위해 변형량과 응력을 Fig. 18에 나타내었다.

등방경화모델의 경우 주어진 입열조건에 의해 변형량이 실험과 잘 일치하는 것으로 나타나며 잔류응력의 경

Fig. 17 Comparison of equivalent plastic strain according to heat input method

우 용접 Groove 5mm에서는 측정값보다 상대적으로 높은 응력을 예측하지만 30, 60mm 영역에서는 측정치와 유사한 응력을 예측하는 것 평가된다.

선형이동경화 및 비선형이동경화 조건에서는 등방경화 조건에 비해 용접 공정이 진행됨에 따라 변형량의 오차가 상대적으로 크게 나타나는 것으로 평가된다. 이것은 용융부에서 용접 공정에 의해 Pass 별 수축되는 힘의 크기가 낮게 작용되어 나타나는 현상으로 판단된다. 즉 본 연구에서 적용한 평판 홈 용접에 경우, 이동경화 모델의 경우 초기 변형은 유사하게 모사되는 것으로 평가되지만 다층 모사에서는 변형 모사에서 차이를 보이는데 이것은 이동경화 모델을 적용하는 경우 용접에 의한 경화 거동모사가 변형모사에 한계를 나타낼 수 있는 것으로 평가할 수 있다.

선형이동경화 및 비선형이동경화 두 조건에 의한 변형과 잔류응력의 크기 차이는 홈 용접 주변에서는 나타나지만 30, 60mm 영역에서는 유사한 수준으로 평가된다. 즉, 본 연구에서 적용된 형상에서는 이동경화 모델의 경우 선형이나 비선형경화 조건에 대한 차이가 크지 않은 것으로 평가된다.

Fig. 19에서와 같이 재료경화모델에 대한 등가소성 변형률 분포 비교에서는 비선형이동경화 조건이변형률 변화량이 큰 분포를 나타내는 것으로 평가되지만 잔류응력 수준은 등방경화에 비해 낮은 수준을 나타내고 있는 것으로 확인된다. 이것은 이동경화 거동이 적용되어 잔류응력의 분포가 결과에 반영되어 나타나는 것으로 해석될 수 있다.

본 연구에서 적용된 평판 홈 용접의 결과를 모든 경우에 대해 일원화하여 적용하기는 어려울 것이다. 용접잔류응력구배에는 구속이 영향이 크게 나타나며 용접 공정의 다양성이 존재하기 때문이다. 실제 구조물의 용접에 대한 해석을 수행하는 경우, 재료경화모델 적용을 위한 다양한 민감도 평가가 우선되어야 할 것으로 판단된다.

4.3 GTA 용접해석에 미치는 입열모델 및 재료경화거동의 영향 고찰

실제 용접구조물의 파손기구에 대한 정량적평가를 위

해 잔류응력 해석 수행 시, 작업이 완료된 용접부의 입열 방법에 대한 적절성(입열량 산출 등) 어려움이 있다. 이러한 부분을 본 연구에서 수행한 방법과 같이 간단한 용접시편에 입열조건을 반영해 변형을 측정하고 탄소강/저합금강의 HAZ 미세조직을 매크로(macro)하게 관찰하는 방법은 용접해석의 적절성 평가 및 검증에 도움이 될 것으로 판단된다. 하지만 오스테나이트계 스테인리스강의 경우 상변태가 없어 HAZ 미세조직 관찰을 통해 입열 기준을 설정하는 것이 어려울 것으로 판단된다. 오스테나이트계 스테인리스 강의 입열량 기준을 명확히 고려할 수 있는 실험적 방법이 개발된다면 스테인리스강 용접잔류응력 해석의 입열조건의 정밀도를 높일 수 있을 것이다.

열적 모사 분포의 비교를 통해 입열 모델에 따라 용접해석결과와 차이가 나타남을 확인할 수 있었다. 세부적으로 열속을 이용한 입열 모델을 적용하는 경우 입열량에 대한 정량화에 대한 편의성은 있지만 실제 열 분포 조건과는 차이가 나타날 수 있기 때문에 적절한 입열 조건에 대한 고찰이 필요할 것으로 판단된다. 반면 온도경계조건 방법을 적용하는 경우 열적분포는 유사하게 모사할 수 있으나 입열량에 대한 정량화에 어려움이 있을 것으로 판단된다. 특히 입열 방법에 따른 변형의 결과는 열속을 이용한 두 방법의 경우, 변형의 경향성이 유사하게 나타남이 확인되지만 온도경계조건을 사용하는 방법은 변형측면에서의 예측 및 평가에는 적용이 어려울 것으로 판단된다.

측정결과와 비교된 용접시편의 잔류응력 해석 결과에서는 각각의 조건에 따라 잔류응력의 결과의 경향성(+,- 구배)은 차이가 없었으나 이동경화거동을 적용함에 따라 응력 수준이 달라질 수 있음을 확인하였다. 특히 온도경계조건으로 입열을 하는 경우 응력 측면에서는 최대값을 갖는 것으로 나타났는데 이러한 방법이 주로 적용되는 축대칭 형상(배관 및 용기)의 용접부의 잔류응력평가에서는 잔류응력결과와 보수성을 나타낼 것으로 판단된다. 이와 달리 형상의 비대칭성이 존재하고 변형에 대한 평가가 필요한 경우는 3차원 열원 이동 및 열속 입열 방법을 적용하는 것이 적절하다고 판단된다.

Fig. 18 Comparison of deformation and welding residual stress results according to material hardening properties

Fig. 19 Comparison of equivalent plastic strain according to heat input method

재료경화 모델에 대해서는 본 연구에서의 평가에서는 용접에 의한 구조물 거동을 모사하는데 차이가 나타나는 것으로 평가되었다. 용접부 변형 거동에 대한 모사는 본 연구에서 적용한 평판 흡용접의 경우 등방경화 모델에 경우 실험값과 일치하고 이동경화모델 적용으로 는 차이가 나타나는 것으로 평가되었지만 연구된 하나의 결과로 변형에 대한 재료경화거동의 적절성을 판단하기는 부족한 부분이 존재한다. 추가적인 부분에 대해 다양한 연구를 통해서 적절성을 검토해야 할 것으로 판단된다.

5. 결 론

본 연구에서는 입열모델 및 재료경화모델 적용이 유한요소해석을 이용한 용접해석에 미치는 영향을 분석하고자 하였다. 이를 위해 비교평가가 가능한 용접시편을 제작해 해석결과와 비교, 평가하였다. 용접잔류응력 및 변형 해석을 위해 제안되고 있는 입열 방법이 나타내는 경향 및 재료경화모델 적용으로 나타날 수 있는 차이를 분석한 결과는 아래와 같다.

1) Goldak 입열모델, 용융부 체적 열속 입열과 같은 열속(Flux) 기반의 입열 모델을 적용하는 경우는 실제 열적 모사 분포의 차이가 나타날 수 있기 때문에 유한 요소 내 용융부 요소 크기, 형상에 의한 실제 입열량에 대한 세밀한 분석 및 적용이 필요하다.

2) 입열 방법에 따라 나타나는 변형 예측 거동의 차이는 등가소성변형의 분포 및 재료의 경화정도에 따라 다르게 나타날 수 있는 복합적인 부분으로 해석된다. 특히, 온도경계조건을 적용한 입열 방법의 경우, 변형량의 차이는 실제와 차이가 나타날 수 있다.

3) 잔류응력분포에서는 입열방법에 따른 잔류응력의 경향성(+, - 구배)의 차이는 나타나지 않으나 응력 수준에 대해서는 다양한 수준의 결과가 도출될 수 있을 것으로 판단된다. 특히, 온도경계조건을 적용하는 경우 응력수준이 용접부 주변에서 비교적 높은 수준의 보수적인 응력을 유도될 수 있다.

4) 재료 이동경화모델의 적용은 등가소성변형을 분포에서 상대적으로 등방경화모델에 비해 용접부 주변의 변형을 변화량이 큰 것으로 평가되지만 분포되는 잔류응력 수준은 등방경화에 비해 낮은 수준으로 해석되는 것으로 확인된다. 이 결과는 용접해석에서의 변형을 수준이 재료의 이동경화거동이 반영될 수 있는 수준임이 확인할 수 있다. 즉 재료경화모델은 실제 잔류응력해석을 적용할 때 고려해야 하는 변수가 되어야 할 것으로 판단된다.

본 연구에서 적용된 평판 흡 용접과 해석 결과와의

비교를 통한 연구가 모든 경우에 대해 일반화하기는 어려울 것으로 판단되며 이에 대한 다양한 추가적인 연구가 필요할 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 원자력안전위원회의 재원으로 한국원자력 안전재단의 지원을 받아 수행한 원자력안전연구사업(No. 1805005) 및 정부(과학기술정보통신부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구 결과임(No. NRF-2019M2D2A2050918).

ORCID: Chang-Young Oh: <https://orcid.org/0000-0001-8868-6323>

References

1. J-S Kim and T-E Jin, Development of Residual Stress Analysis Procedure for Fitness-for service Assessment of Welded Structure, *Trans. Korean Soc. Mech. Eng. A*, 27(5) (2003) 713-723.
<https://doi.org/10.3795/KSME-A.2003.27.5.713>
2. F. W. Brust and P. M. Scott, Weld Residual Stresses and Primary Water Stress Corrosion Cracking in Bimetal Nuclear Pipe Welds, *Proceedings of ASME PVP conference(ASME PVP)*, Texas, USA (2007) PVP2007-26297.
3. A.H. Yaghi, T.H. Hyde, A.A. Becker, and W. Sun, Finite Element Simulation of Residual Stresses Induced by the Dissimilar Welding of a P92 Steel Pipe with Weld Metal IN625, *Int. J. Pres. Ves. Pip.* 111 (2013) 173-186.
<https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2013.07.002>
4. B. Björn and B. L. Josefson, A Parametric Study of Residual Stresses in Multi-pass Butt-welded Stainless Steel Pipes, *Int. J. Pres. Ves. Pip.* 75 (2008) 11-25.
[https://doi.org/10.1016/S0308-0161\(97\)00117-8](https://doi.org/10.1016/S0308-0161(97)00117-8)
5. D. Dean and H. Murakawa, Numerical Simulation of Temperature Field and Residual Stress in Multi-pass Welds in Stainless Steel Pipe and Comparison with Experimental Measurements, *Comp. Mater. Sci.* 37(3) (2006) 269-277.
<https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2005.07.007>
6. D. Elcoate, C.D. Dennis, R.J. Bouchard, and M.C. Smith, Three Dimensional Multi-pass Repair Weld Simulations, *Int. J. Pres. Ves. Pip.* 82 (2015) 244- 257.
<https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2004.08.003>
7. J. Broussard, Materials Reliability Program: Finite-Element Model Validation for Dissimilar Metal Butt-Welds (MRP-316, Revision 1), 1 and 2, EPRI, Palo Alto, CA, USA (2015).
8. B. Michael, D. J. Rudland and A. Csontos, Weld Residual Stress Finite Element Analysis Validation: Part 1, Data Development Effort, Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, (2014).

9. S. Y Park, Y Kang, S. S Kang, S. G Lee, Effect of Post-Weld Heat Treatment Temperature on the Mechanical Properties and Microstructure of Simulated Weld Heat-Affected Zone of SA-516 Grade 70 Carbon Steel, *J. Weld. Join.* 36(2) (2018) 82-88.
<https://doi.org/10.5781/JWJ.2018.36.2.12>
10. ASME, Materials Part D Properties, ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. II, (2002).
11. KEPIC, MDP, Korea Electric Power Industry Code, (2005).
12. Dassault Systems, ABAQUS 2016 User's Manuals, (2016).
13. T. K. Song, H. Y. Bae, Y. J. Kim, K. S. Lee, and C. Y. Park, Sensitivity Analyses of Finite Element Method for Estimating Residual Stress of Dissimilar Metal Multi-pass Weldment in Nuclear Power Plant, *Trans. Korean Soc. Mech. Eng. A*, 32(9) (2008) 770-781.
<https://doi.org/10.3795/KSME-A.2008.32.9.770>
14. M. Ahmadzadeh & B. Farshi & H. R. Salimi, A. Hoseini Fard, Residual stresses due to gas arc welding of aluminum alloy joints by numerical simulations, *Int. J. Mater. Form.* 6 (2013) 223-247.
<https://doi.org/10.1007/s12289-011-1081-4>
15. J. Goldak, A. Chakravarti, and M. Bibbya, New Finite Element Model for Welding Heat Sources, *Metall. Trans. B*, 15(B) (1984) 299-305.
16. Y. R. Kim, H. Chae, and J. W. Kim, Welding Heat Source Modeling for Heat Flow Analysis of GTA Overlay Welding, *J. Korean Weld. Join. Soc.* 31(4) (2013) 62-66.
<https://doi.org/10.5781/KWJS.2013.31.4.62>
17. J. S. Kim, I. H. Im, J. S. Kim, and J. S. Suh, Welding Residual Stress Evaluation and Process Optimization of CTBA Trailing Arm using Finite Element Analysis, *J. Weld. Join.* 36(4) (2018) 70-74.
<https://doi.org/10.5781/JWJ.2018.36.4.8>
18. J. S. Kim, M. S. Ra, and K. S. Lee, Investigation on the Effects of Geometric Variables on the Residual Stresses and PWSCC Growth in the RPV BMI Penetration Nozzles, *J. Mech. Sci. Technol.* 29(3) (2015) 1049-1064.
<https://doi.org/10.1007/s12206-015-0217-8>
19. H. Y. Bae, J. H. Kim, Y. J. Kim, C. Y. Oh, J. S. Kim, S. H. Lee, and K. S. Lee, Sensitivity Analysis of Finite Element Parameters for Estimating Residual Stress of J-groove Weld in RPV CRDM Penetration Nozzle, *Trans. Korean Soc. Mech. Eng. A*, 36(10) (2012) 1115-1130.
<https://doi.org/10.3795/KSME-A.2012.36.10.1115>
20. P. R. Hurrell, D. Everett, A. Gregg, and S. Bate, Review of Residual Stress Mitigation Methods for Application in Nuclear Power Plant, *Proceedings of ASME PVP conference(ASME PVP)*, Vancouver, USA (2006), PVP2006-ICPVT-11- 93381.
21. S. Bari and T. Hassan, An advancement in cyclic plasticity modeling for multiaxial ratcheting simulation, *Int. J. Plast.* 18 (2002) 873-894.
[https://doi.org/10.1016/S0749-6419\(01\)00012-2](https://doi.org/10.1016/S0749-6419(01)00012-2)
22. F. Dunne and N. Petrinic, *Introduction to Computational Plasticity*, Oxford University Press, (2005).
23. W. Prager, A new method of analyzing stresses and strains in work hardening plastic solids, *J. Appl. Mech.* 23 (1956) 493-496.
24. P. J. Armstrong and C. O. Frederick, A mathematical representation of the multiaxial bausinger effect, CEGB Report No. RD/B/N 731 (1966).
25. H. T. Kim, G. G. Youn, J. M. Lee, Y. J. Kim, and J. W. Kim, Applicability of Nonlinear Kinematic Hardening Models to Low Cycle Fatigue Simulation of C(T) Specimen, *Proceedings of ASME PVP conference (ASME PVP)*, Prague, Czech Republic (2018) PVP2018-84653.