

GTA 오버레이 용접부의 열유동 해석을 위한 용접열원 모델링

김 용 래* · 채 현 병** · 김 재 웅***,†

*영남대학교 대학원 기계공학과

**포스코기술연구원 접합연구그룹

***영남대학교 공과대학 기계공학부

Welding Heat Source Modeling for Heat Flow Analysis of GTA Overlay Welding

Yong-Rae Kim*, Hyunbyung Chae** and Jae-Woong Kim***,†

*Dept. of Mechanical Engineering, Graduate School of Yeungnam University,
Kyongsan 721-749, Korea

**Welding and Joining Research Group of POSCO, Pohang, 790-300, Korea

***School of Mechanical Engineering, Yeungnam University, Kyongsan 721-749, Korea

†Corresponding author : jaekim@ynu.ac.kr

(Received July 9, 2013 ; Revised July 25, 2013 ; Accepted July 30, 2013)

Abstract

Overlay welding is carried out to improve the corrosion resistance, wear resistance and heat resistance on the surface of the chemical plant and steelmaking plant structures. In overlay welding, control of the bead size and the temperature distribution of weldment are particularly important because that is directly connected to the improvement of quality and productivity. The aim of this study is to model the welding heat source that is very useful to analyze the bead size and temperature distribution of weldment. To find the welding heat source model, numerical analyses are performed by using FE software MSC-marc.

Key Words : Overlay welding, Finite element analysis, Bead size, Temperature distribution

1. 서 론

오버레이 용접은 내마모성, 내식성 또는 내열성을 갖는 합금의 용접재료를 모재 표면에 균일하게 용착시킴으로서, 수십 mm까지 두꺼운 표면개질층을 얻을 수 있는 기술이다. 따라서 용접 구조물의 마모 및 부식 등으로 인해 발생하는 손실을 경제적으로 감소시킬 수 있는 용접법이다. 이러한 오버레이 용접 기술은 발전설비, 제철설비 및 플랜트 분야의 내식용 설비 제조업체 등 산업전반에 널리 이용되고 있으며, 설비의 장수명화가 요구되면서 오버레이 기술의 중요성 또한 점차 부각되어 왔다^{1,2)}.

한편 오버레이 용접에 있어서 용융부 크기의 제어는 매우 중요하게 다루어져야 하는 부분이다. 설계 시 요

구하는 만큼의 용융부의 생성은 곧 경비 및 작업시간 절감으로 이어지기 때문이다.

또한 오버레이 용접뿐만 아니라 모든 용접공정은 국부적으로 재료를 용융시켜 결합하는 방법을 통하여 부재를 구조적으로 일체화 시키는 작업이다. 그러므로 용접부는 국부적으로 급격히 고온으로 도달하게 되고 체적이 큰 저온부로 열전달에 의하여 급속히 냉각하게 된다. 이 사이에 온도가 변화하는 범위는 넓기 때문에 재료의 기계적 성질은 온도분포에 따라서 크게 변화한다. 이와 같은 불균일한 온도분포 현상이 연속적으로 발생되기 때문에 용접구조물에서는 용접잔류응력 및 변형이 발생하게 된다.

이러한 용접응력 및 용접변형은 용접구조물의 치수 정밀도나 외관을 해칠 뿐만 아니라 구조물의 강도저하의 원인이 되기도 한다³⁻⁵⁾.

그러므로 이러한 문제를 최소화 하기 위해서 용접구조물의 용융부는 적절히 제어되어야 하며, 특히 용접구조물의 수치적 해석 시, 용융부의 크기와 열영향부의 온도분포는 실제와 유사하게 모델링 되어야만 실제의 여러 현상을 모사할 수 있게 되는 것이다.

본 논문에서는 파이프의 내면 오버레이 용접 실험을 실시한 후, 용접부의 단면 비드를 분석하였다. 용접 진행과정에서 모재로 전달되는 아크 입열과, 용융된 용가재가 보강 비드 (reinforcement)를 형성하면서 전달되는 입열에 의해 생성된 용접부를 근사하기 위하여 몇 가지 수치적 열원모델이 검토되었다. 본 논문의 목적은 검토된 열원모델로 수치적 해석을 수행 및 분석하고, 실제 용접부와 유사한 용융부를 가지는 용접 열원모델을 구축하고자 함에 있다.

수치적 해석 프로그램으로는 MSC. marc 소프트웨어가 사용되었으며, 3차원 유한요소 모델을 구축하여 수치해석을 수행하였다.

2. 용접 실험

2.1 용접 실험 공정

파이프 내면의 오버레이 용접 실험은 GTA 용접으로 실시되었다. 용접은 파이프의 한 쪽을 척(chuck)에 물리고 회전시키면서, 하향으로 설치한 토치를 파이프의 길이방향으로 직선이동하며 실시되도록 설계하였다.

실험에 적용된 파이프는 저탄소강이며, 제원 및 용접 조건은 Table 1에 나타내었다. 또한 용가재인 와이어의 재질은 STS308로 택하였으며, 직경은 1.2mm 이다.

용접이 실시되는 동안 파이프의 외면에 상온의 냉각수를 지속적으로 공급하여 용접물이 과하게 가열되는 것을 방지하였다.

2.2 용접 실험 결과

Fig. 1에 용접 구조물의 횡단면 조직사진을 나타내

Table 1 Measurements of pipe and welding parameters

pipe length	997.2 mm
pipe inner diameter	78.30 mm
pipe out diameter	89.26 mm
pipe thickness	5.72 mm
weld voltage	13.08 V
weld current	260.32 A
torch speed	0.06 mm/s
wire feeding rate	12 mm/s
pipe rotational speed	4.6 deg/s

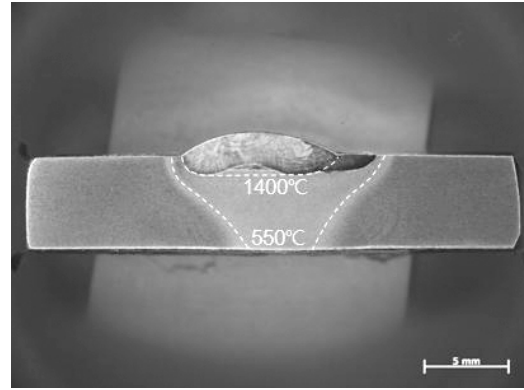


Fig. 1 Macrograph of specimen (cross section)

었다.

조각 사진은 파이프를 1 회전시켰을 때까지 용접한 횡단면부이며, 용접부의 최대 비드높이 및 폭, 용입깊이는 각각 1.43mm, 9.02mm, 1.18mm 이다.

구조물의 용융부 온도는 탄소강의 용융점인 약 1400°C, 열영향부의 최외각 온도는 약 550°C 로 유추된다. 열영향부의 최외각 온도는 용접 실험 시 파이프 외면에서 상온의 냉각수로 냉각되지만, 토치 직하의 아크가 발생하는 파이프 외면부에서 암적색이 나타나는 것을 확인할 수 있었고, 온도와 파장(색)의 관계를 통해 유추할 수 있었다.

3. 수치적 해석

3.1 수치적 해석 모델

Fig. 2에 용접부의 용융부 크기 및 온도분포를 확인하기 위한 수치적 해석의 유한요소 모델을 나타내었다.

파이프의 내경, 외경 및 두께는 실험값과 동일하게 적용하여 모델링 하였으며, 파이프 길이의 경우 용접부의 온도분포 및 용융부 크기에 관한 해석만 이루어지기 때문에 전체 길이로 설정하지 않고 200mm만을 취하였다. 해석 모델은 각각 59904개의 절점과 47616개의 4각 및 3각 요소분할로 구성되었으며, 용접 해석은 Fig. 2의 y축 중앙에서 아크가 발생되며, 파이프가

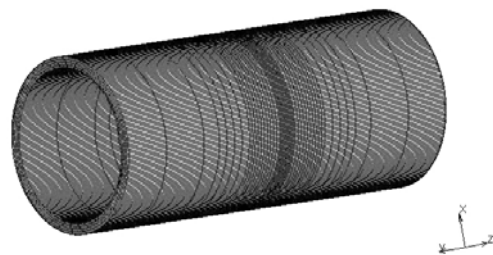


Fig. 2 Finite element of pipe model

1회전할 때까지 진행되었다.

파이프 전외부면에서는 강제대류 $0.5\text{mW}/\text{mm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ 값을 적용하여 강제유동 유체에 의한 대류조건으로 실체를 근사하였다. 한편 파이프 및 와이어의 기계적, 열적 물성치는 MSC. marc 프로그램 상에 저장되어있는 C15 저탄소강의 물성치를 보완하여 적용하였다⁶⁾.

3.2 수치적 해석 열원모델링

3.2.1 Goldak의 이중 타구형 열원모델

첫 번째 열원모델로, Fig. 3과 같이 3차원 아크 열원모델에 가장 적합하다고 알려진 Goldak의 이중 타구형 열원모델을 적용하여 수치적 해석을 수행하였다⁷⁾.

Goldak의 이중 타구형 열원모델의 전방 사분원 내의 파워밀도분포는 다음 식 (1)과 같다.

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{abc_r \pi \sqrt{\pi}} e^{-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3[z+v(\tau-t)]^2}{c_r^2}} \quad (1)$$

이와 유사하게, 후방 사분원의 파워밀도분포는 다음 식 (2)와 같다.

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

식 (1)과 (2)의 a, b, c_f, c_r는 Fig. 3에 각각 나타난 x, y, z 축 방향으로의 거리를 의미하며, v와 τ는 각각 용접속도와 지연 요소(a lag factor)를 의미한다. 또한 전후방 사분원의 입열량 분율 f_r와 f_f의 관계는 식 (3)과 같다.

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

MSC. marc 프로그램은 Goldak이 제시한 아크열원의 수학적 모델을 직접 제공하여, Fig. 3에 나타난 독립적인 파라미터 a, b, c_f, c_r의 값만 지정하면 열원모델링이 가능하다는 장점이 있다.

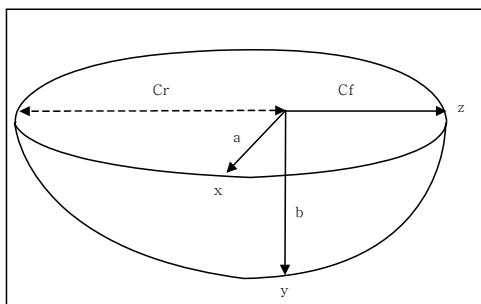


Fig. 3 Goldak's weld heat source model

Table 2 Parameters of Goldak's model

a	10.00 mm
b	2.00 mm
c _f	2.00 mm
c _r	4.00 mm
power	3404.00 W
efficiency	80 %
heat input (Q _G)	2723.20 W

Table 2에 Goldak의 열원모델에 대한 용접변수와 열원변수를 나타내었다. Table 2에 나타난 a, b, c_f, c_r 및 용접 효율은 반복적인 수치적 해석을 통하여 실제 용접구조물의 용융부 크기와 온도분포와 가장 유사하게 나오도록 한 값이다.

3.2.2 용융 용가재 열원모델

Goldak 열원 모델을 적용하여 용접 해석을 수행할 경우 용접이 진행됨에 따라 생성되는 보강비드 부분이 이미 있다는 가정하에 mesh가 모델링 되었다는 문제점이 있기 때문에, 두 번째 열원모델로 용접이 진행됨에 따라 보강비드 부분이 생성되어 나가도록 설계를 하여 수치적 해석을 실행하였다. 아래 Fig. 4는 용접이 진행되면서 보강비드 부분이 생성되는 과정을 나타낸 것이다.

이 때 용융된 용가재 금속에 의해 공급되는 Q_{fm}의 값은 아래 식 (4)와 같다.

$$Q_{fm} = \dot{m} C_{ave} \Delta T \quad (4)$$

위 식 (4)에서 \dot{m} 은 와이어의 질량유량, C_{ave}는 C15 저탄소강 비열의 평균값, ΔT는 용융된 와이어의 온도와 상온과의 차이를 나타내며, 식 (4)에서 Q_{fm}의 값은 271.25W이다.

또한 용가재(filler metal)의 용융점을 1400°C로 설정하여 보강부와 모재부의 접촉이 발생하는 순간 보강부가 바로 1400°C가 되도록 하여 열전달이 일어나도록

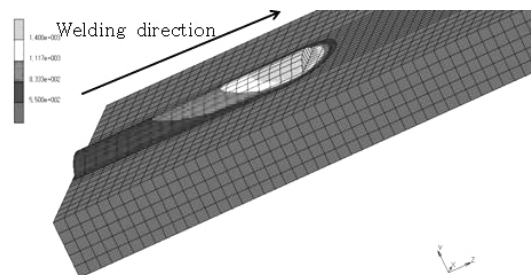


Fig. 4 filler metal heat input model

Table 3 Parameters of mixed model

a	10.00 mm
b	0.75 mm
cf	3.00 mm
cr	5.00 mm
power	3404.00 W
total efficiency	68 %
heat input ($Q_G + Q_{fm}$)	2313.65 W

모델링 하였고, 이를 용융 용가재(filler metal)열원모델이라고 명명하였다.

3.2.3 혼합 열원모델

용융 용가재 열원모델의 경우 모재에 전달되는 입열량(Q_{fm})의 값이 매우 낮다는 문제점이 발생하기 때문에, 식 (5)와 같은 Goldak의 열원모델(Q_G)과 용융 용가재 열원모델을 중첩한 혼합 열원모델을 구축하였다.

$$Q_{mix} = Q_G + Q_{fm} \quad (5)$$

혼합 열원모델의 경우 용융 용가재 열원모델에서 용융된 용가재에 의해 공급되는 Q_{fm} 을 동일하게 지정하였으며, 기타 혼합열원모델의 변수는 Table 3에 나타내었다.

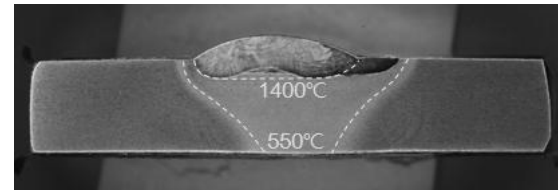
Table 3에 나타낸 a, b, c_f , c_r 및 용접 효율 역시 반복적인 수치적 해석을 통해 실제 용접구조물의 용융부 크기와 온도분포와 가장 유사하게 나타나도록 한 값이다.

4. 수치적 해석 결과 및 고찰

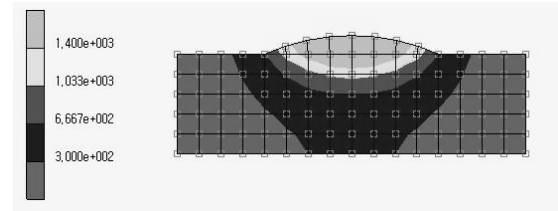
앞서 논의된 세 가지 열원 모델에 대해 수치적 해석을 수행하여 그 결과를 분석해 보았다.

Fig. 5에 세 가지 열원 모델의 해석결과를 각각 나타내었다.

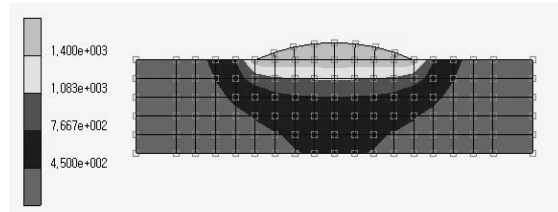
Fig. 5의 (b)인 Goldak 모델의 경우 (a)인 시편과 비교하였을 때 충분한 용융부 크기를 갖지 못함을 볼 수 있다. Goldak 모델의 수치적 해석결과 최대 용입은 약 0.79mm로 실제 시편의 최대 용입인 1.18mm 보다 얇게 형성되었으며, 비드의 너비 또한 충분하게 형성되지 못하였음을 확인할 수 있다. 또한 열영향부의 최외각의 온도 역시 약 300℃로, 시편과 비교하였을 때 550℃에 미치지 못한다. Goldak 모델을 적용하여 시뮬레이션 하였을 경우, 가장 단순한 해석 모델을 적용하여 수치적 해석을 수행하였기 때문에 보강비드 부분이 아크 발생 전에 이미 있다는 가정하에 mesh를 형성하였다. 따라서 다섯 가지 가변변수인 a, b, c_f , c_r



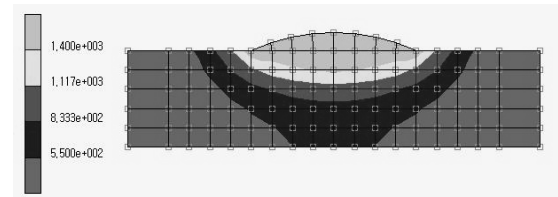
(a) specimen



(b) Goldak's model



(c) filler metal heat input model



(d) mixed model

Fig. 5 Analysis result of temperature distribution

및 용접 효율을 조절하여 실제 시편과 유사한 용융부 크기와 열영향부의 온도분포를 예측하기가 어려웠다.

Fig. 5의 (c)인 용융 용가재 모델의 경우 Goldak 모델에 비해 비드의 너비는 보다 양호하게 예측할 수 있었으나, 모재에 전달되는 입열량(Q_{fm})의 값이 매우 낮다는 문제점 때문에 충분한 용입이 이루어지지 못하였다. 용융 용가재 모델의 경우 최대용입이 약 0.40mm로 나타났으며, 열영향부의 최외각 온도 역시 약 450℃로 시편에 비해 부족하게 형성되었음을 확인할 수 있었다.

Fig. 5의 (d)인 혼합 모델의 경우 최대 용입이 약 1.20mm로 시편의 최대 용입인 1.18mm와 유사하게 나타났으며, 열영향부의 최외각 온도인 550℃와 유사한 분포를 나타내는 것을 확인할 수 있었다. 혼합 모델의 경우 Goldak 열원모델과 용융 용가재 열원모델 두 가지를 중첩하였기 때문에 각각의 모델이 가지고 있던 단점을 보완할 수 있었다. 따라서 최대용입, 비드너비, 열영향부의 최외각 온도분포가 실험값과 유사하게 나타났다. 이는 혼합 열원모델이 실제 용접실험 시 비드의 생성과정과 가장 유사한 열원모델이기 때문일 것이라 사료된다.

5. 결 론

앞서 논의된 세 가지 용접열원 모델에 대하여 수치적 해석을 통해 파이프 내면 오버레이 용접 시 용접열원에 의해 생성되는 용융부의 크기 및 열영향부의 온도분포가 어떻게 나타나는지 알아보았다. 수치해석의 결과, Goldak 열원모델의 경우 최대용입은 어느 정도 양호하게 나타났지만 전체적인 용융부의 크기와 열영향부의 최외각의 온도분포에서 실험값과 차이가 발생하였으며, 용융 용가재 열원모델의 경우 용융부 비드 너비는 양호하게 예측이 되었으나 모재에 전달되는 입열량(Q_{im})의 값이 매우 낮다는 문제점 때문에 용입이 충분하게 일어나지 않았다.

한편 Goldak 열원모델과 용융 용가재 열원모델을 중첩한 혼합 열원모델의 경우 용융부의 크기와 열영향부의 최외각 온도분포가 실험값과 매우 유사하게 나타남을 확인할 수 있었으며, 파이프 내면 오버레이 용접 시 용접부의 온도분포를 예측하기 위해서는 혼합 열원모델을 적용하는 것이 가장 적합하다는 것을 확인할 수 있었다.

Reference

1. E.R. Bek, J.Y. Jung and S.H. Ahn : Trend of the Weld Surfacing Technology, *Journal of KWS*, **15-5** (1997), 11-20 (in Korean)
2. Ho-Cheon Yoo : Recent Study of Overlay Welding on Welding methods, *Journal of KWJS*, **31-1**(2013), 11-20
3. D. Radaj : Heat Effects of Welding-Temperature Field, Residual Stress, Distortion, Springer-Verlag, Berlin, 1992
4. Ki-Bo Kwon, Jae-Woong Kim and Cheol-Hee Kim : Analysis of welding Distortion for Laser Welded Sheet Metal Structures of Aluminum Alloy, *Journal of KWJS*, **27-3** (2009), 44-51 (in Korean)
5. Choong-Gi Kim, Jae-Woong Kim and Ki-Chul Kim : Welding Distortion Analysis of a Laser Welded Thin Box Structure, *Journal of KWJS*, **25-5**(2007), 72-77 (in Korean)
6. Dean Deng : FEM prediction of welding residual stress and distortion in carbon steel considering phase transformation effects, *Materials and Design*, **30** (2009), 359-366
7. J. Goldak, A. Chakravarti and M. Bibby : A New Finite Element Model for Welding Heat Sources, *Metallurgical Transactions B*, June (1984), 299-305