



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

2023년 2월
석사학위 논문

스테인리스강의 Heat Sink Welding시 용접변형 저감 특성에 관한 연구

조선대학교 대학원

용접 · 접합과학공학과

이 지 현

스테인리스강의 Heat sink Welding시 용접변형 저감 특성에 관한 연구

A study on the Welding Deformation Reduction
Characteristics of Stainless Steel in Heat Sink Welding

2023년 2월 24일

조선대학교 대학원

용접 · 접합과학공학과

이 지 현

스테인리스강의 Heat Sink Welding시 용접변형 저감 특성에 관한 연구

지도교수 방 희 선

이 논문을 공학 석사학위신청 논문으로 제출함

2022년 10월

조선대학교 대학원

용접 · 접합과학공학과

이 지 현

이지현의 석사학위논문을 인준함

위원장 조선대학교 교수 손윤철 (인)

위 원 조선대학교 교수 방희선 (인)

위 원 조선대학교 교수 박철호 (인)

2022년 12월

조선대학교 대학원

CONTENTS

List of Figures	III
List of Tables	IV
LIST of Photographs	V
Abstract	VI
1 장. 서론	1
1.1 연구 배경 및 목적	1
1.2 연구 동향	3
2 장. 이론적 배경	5
2.1 극저온용 스테인리스강 소재의 특성	5
2.2 용접 변형	6
2.2.1 종류 및 발생 기구	7
2.2.2 방지 및 경감 대책	9
2.3 유한요소법 해석 이론	11
2.3.1 비정상 열전도 해석 이론	11
2.3.2 열탄소성 해석 이론	15

3 장. 연구 방법	18
3.1 Heat sink welding 수치해석	18
3.1.1 열원함수 및 입열모델	18
3.1.2 해석모델 및 용접조건	19
3.1.3 Heat sink welding 냉각조건 및 공정변수	22
3.2 Heat sink welding 실험방법 및 조건	24
3.2.1 실험방법 및 장치구성	24
3.2.2 실험 데이터 측정 방법	26
4 장. 연구 결과 및 고찰	27
4.1 Heat sink welding 용접부 열적 특성	27
4.1.1 열전도 해석	27
4.1.2 열이력 측정	35
4.2 Heat sink welding 용접부 역학적 특성	37
4.2.1 열탄소성 해석	37
4.2.2 변형량 측정	43
4.3 결과 및 고찰	47
5 장. 결론	49
참고문헌	50

List of Figures

Fig. 1.1 Schematic diagram of heat sink welding process	2
Fig. 1.2 Experimental set up and test specimen for heat sink welding(Liquid CO ₂)	3
Fig. 1.3 Finite element analysis results for heat sink welding(Liquid nitrogen)	4
Fig. 1.4 Finite element analysis results for heat sink welding(H ₂ O-water)	4
Fig. 2.1 Effect of temperature and time on carbide precipitation and inter-granular corrosion	5
Fig. 2.2 Effect of carbon content on carbide precipitation and inter-granular corrosion	5
Fig. 2.3 Schematic residual stress distribution of butt welds	6
Fig. 2.4 In plane deformation	7
Fig. 2.5 Out of plane deformation	8
Fig. 2.6 Press roller deformation corrector	10
Fig. 2.7 Line heating method	10
Fig. 2.8 Spot heating method	10
Fig. 2.9 Deformation correction method by hydraulic jack and heating	10
Fig. 3.1 Finite element model	19
Fig. 3.2 Physical and mechanical properties of STS-304L	20
Fig. 3.3 Thermal boundary condition	21
Fig. 3.4 Location of temperature history predicted in weld metal, heat affected zone and base metal	21
Fig. 3.5 Boundary condition	22
Fig. 3.6 Water cooling effect in welding	23
Fig. 3.7 Thermocouple location	26
Fig. 3.8 Welding deformation measuring location of welded specimen	26
Fig. 4.1 Temperature distribution of welds by heat sink welding condition	28
Fig. 4.2 Temperature distribution of welds with and without heat sink for various standoff distance	29
Fig. 4.3 Temperature distribution of welds with and without heat sink	

for various heat sink radius	30
Fig. 4.4 Comparison of temperature history of welds with and without heat sink for various standoff distances	32
Fig. 4.5 Comparison of temperature history of welds with and without heat sink for various heat sink radius	34
Fig. 4.6 Location of thermocouple attached	35
Fig. 4.7 Comparison of temperature history in conventional welding between measurement and numerical analysis	36
Fig. 4.8 Comparison of temperature history in heat sink welding between measurement and numerical analysis	36
Fig. 4.9 Comparison of welding deformation in welds with and without heat sink for various standoff distance	37
Fig. 4.10 Comparison of welding deformation in welds with and without heat sink for various heat sink radius	38
Fig. 4.11 Longitudinal deformation in welds with and without heat sink for various standoff distance	39
Fig. 4.12 Longitudinal deformation in welds with and without heat sink for various heat sink radius	40
Fig. 4.13 Angular deformation in welds with and without heat sink for various standoff distance	41
Fig. 4.14 Angular deformation in welds with and without heat sink for various heat sink radius	42
Fig. 4.15 Comparison of longitudinal deformation in conventional welding between measurement and numerical analysis	44
Fig. 4.16 Comparison of angular deformation in conventional welding between measurement and numerical analysis	44
Fig. 4.17 Comparison of longitudinal deformation in heat sink welding between measurement and numerical analysis	45
Fig. 4.18 Comparison of angular deformation in heat sink welding between measurement and numerical analysis	45
Fig. 4.19 Comparison between FE model and conventional welded specimen	46

Fig. 4.20 Comparison between FE model and heat sink welded specimen46

List of Table

Table. 2.1 Chemical composition of STS-304L	5
Table. 3.1 Heat sink condition	23
Table. 3.2 Welding condition	25

List of Photographs

Photo. 3.1 Experiment device and set-up	24
Photo. 3.2 Heat sink welding system	25
Photo. 4.1 Thermocouple location in specimen	35
Photo. 4.2 Measuring equipment for welding deformation	43

ABSTRACT

A Study on the Welding Deformation Reduction Characteristics of Stainless Steel in Heat Sink Welding

Yi Ji Hyun

Advisor : Prof. Bang, Hee-Seon, Ph.D.

Department of Welding and Joining Science
Engineering,

Graduate School of Chosun University

The HSW(Heat sink welding) process is a technology that reduces welding deformation and residual stress of the weld by spraying a heat sink medium along the welding arc at the same time as welding processes. Furthermore, it is effective in reducing longitudinal deformation and angular deformation of thin plate structures with low stiffness and it is possible to control deformation in real time, thereby shortening the post-processing time for welding deformation.

In this study, 3-D thermal elastic plastic analysis was performed using HSW on 3mm thick 304L stainless steel, and welding deformation reduction characteristics were investigated according to heat sink process parameters such as the distance from the welding heat source to the center of heat sink area, and the effective heat sink radius. From the result, numerical simulation model shows that the cooling efficiency is significantly increase as the standoff distance is shorter and the heat sink radius is smaller. Moreover, it was confirmed that the longitudinal deformation and angular deformation were 2.22mm and 0.51mm under the heat sink condition of a standoff distance of 40mm and a heat sink radius of 7.5mm, which was about 60% and 70% less than the conventional welding.

제 1 장. 서 론

1.1 연구 배경 및 목적

극저온 기술은 초고순도 가스정제, 항공 우주, 식품 및 금속 동결, 유전공학, 생명 보존, 반도체 등 첨단과학 사업 전반에 걸쳐 기초적인 기술로 광범위하게 활용되고 있으며 극저온 저장 및 운송 분야의 장비 수요도 증가하고 있는 추세를 보이고 있다. 오스테나이트 스테인리스 중 STS-304L는 C 함량을 저감시켜 입계부식 특성을 개선하였으며, 저온에서 기계적 물성이 우수하여 극저온 구조물의 재료로 널리 사용되고 있다. 그러나 스테인리스강의 열팽창계수는 일반 구조용 강재에 비해 높고, 박판 구조의 경우 적은 양의 입열에도 큰 변형을 동반하므로 용접변형을 제어할 수 있는 방안이 필요하다 [1].

이를 해결하기 위한 방안으로 구조물 용접 시 입열량을 제한하거나 부재에 물리적인 하중(load)을 가하여 용접부 변형을 완화시키는 공정을 선정하고 있으며, 용접순서 및 용착금속 적층법의 변경, 용접변형 방지용 지그, 역변형법 등과 같은 용접변형 경감을 위한 다양한 방지 대책을 적용하고 있으나 작업자의 노력이나 숙련도에 의해 이루어지고 있는 경우가 대부분이며 추가적인 비용과 시간이 필요하다 [2].

이를 개선하기 위하여, 최근 기존 용접방법과 달리 용접 진행과 동시에 용접변형과 잔류응력을 저감할 수 있는 다양한 Heat Sink Welding(HSW) 공정에 대한 연구가 진행되고 있다. HSW은 선행하는 용접토치와 동시에 후행하는 냉각 노즐(Cooling Nozzle)을 통하여 용접부의 온도를 저감시켜주는 Cryogen(극저온 유체), Liquid Nitrogen(액화질소), CO₂ 등의 냉각매체를 분사하여 용접부 용접변형과 잔류응력을 저감하는 기술이다 [3].

HSW 공정은 선행하는 용접토치 후단에서 분사되는 냉각매체에 의해 용접부 표면의 온도 분포 범위를 경감함으로써 용접부에서 발생하는 소성변형과 잔류응력을 저감할 수 있기 때문에 특히 박판의 강 구조물에 발생하는 좌굴변형과 각변형 제어에 효과적이다. 또한, 용접과 동시에 냉각 공정이 이루어지기 때문에 별도의 후처리 공정에 필요한 작업시간을 단축시킬 수 있다 [4].

따라서 본 논문에서는 STS-304L 용접 시 발생하는 용접변형 및 잔류응력 저감을 위해 Heat Sink Welding 공정을 적용한 유한요소 해석을 실시하여 기존용접과 비교하였으며, 동일한 소재 STS-304L의 두께 3mm Bead on plate 실측 실험을 통해 해석 모델의 타당성을 검증하였다. 또한, HSW 공정의 쿨링 노즐과 용접토치의 이격거리 및 냉각반경에 따른 용접변형의 특성을 고찰하고자 하였다.

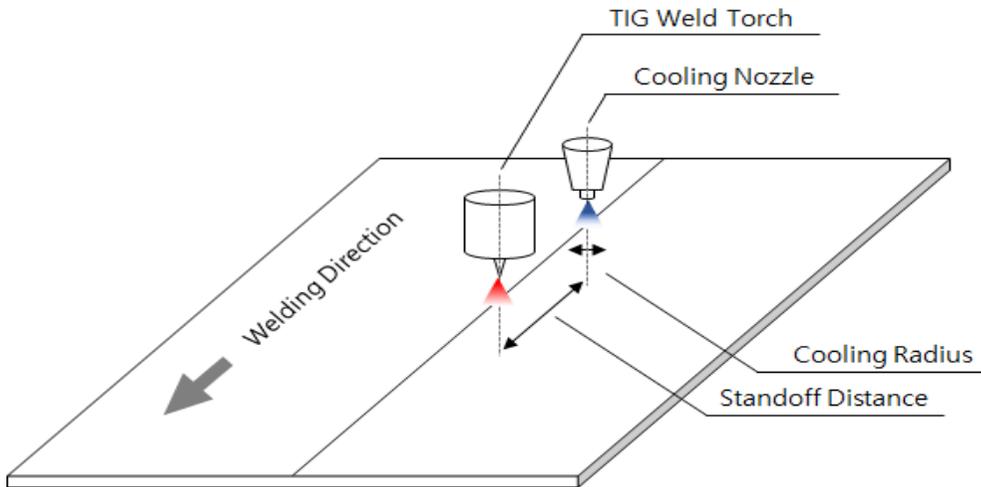


Fig. 1.1 Schematic diagram of heat sink welding process

1.2 연구 동향

최근 컴퓨터의 발달로 인하여 유한요소법을 이용한 수치해석적인 방법이 용접 열전도 및 열탄소성 해석에 주로 활용되고 있으며, 신뢰성 높은 결과를 보이기 때문에 건축, 조선, 토목, 기계 등 다양한 분야의 용접 구조물과 복잡한 형상의 구조물 해석에 있어서 널리 사용되고 있다. HSW 공정 또한 유한요소법을 통한 연구가 진행되고 있으며, 최근까지 이루어진 연구들을 살펴보면 다음과 같다.

(1) R. Holder, et al.은 2011년 극저온 냉각 열원인 액화탄산(Liquid CO₂)을 냉각매체로 적용하였으며, Fig. 1.2 와 같이 두께 4.5mm 선박 건조용 강판 DH-36에 대해 HSW와 기존용접(GMAW)에 따른 용접변형 저감 특성을 규명하고자 하였다. 연구 결과 기존용접 대비 HSW에서 최대 약 200℃ 정도의 온도 저감 효과가 나타났으며, 용접부 종굽힘변형의 크기가 최대 약 80% 정도 저감됨을 확인하였다. 또한 냉각매체 적용에 따른 용접부의 결함 유무를 평가하고자 비드 외관검사 및 단면분석을 실시하였으며, 기존용접과 동일한 건전한 용접부를 확보할 수 있었다 [5].



Fig. 1.2 Experimental set up and test specimen for heat sink welding(Liquid CO₂)

(2) R. S. Sudheesh, N. S. Pasad는 2014년 극저온 냉각열원인 액화질소(Liquid nitrogen)를 냉각매체로 적용하였을 때 두께 2mm의 구조용 연강에 대한 용접변형 및 용접잔류응력 저감 특성을 유한요소해석을 통해 고찰하였다. 해석결과 Fig. 1.3와 같이 냉각반경이 증가하고, 이격거리가 용접아크와 가까울수록 면외변형 및 용접부 잔류응력이 저감됨을 확인하였다. 특히, 이격거리 20mm 조건에서 냉각반경 6mm 일 때 면외변형량은 약 1mm 로 냉각반경 3mm 조건 대비 약 75% 정도 저감되었다 [6].

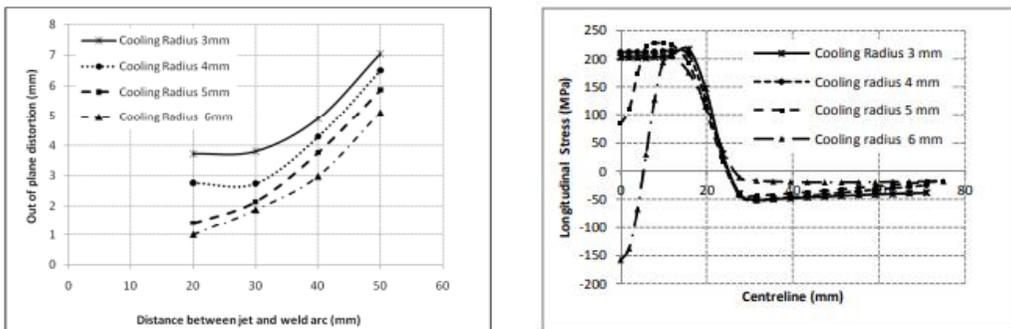


Fig. 1.3 Finite element analysis results on heat sink welding(Liquid nitrogen)

(3) H. S. Bang, et al.은 2021년 두께 3.0mm 구조용 강재(SS400) T-이음부에 대해 상온 상태의 물을 냉각매체로 적용하였을 때 이격거리에 따른 용접 열전도 및 열탄소 성 해석을 수행하였으며, 실측 실험을 통해 해석결과와의 타당성을 검증하였다. 연구 결과 최대 용접변형 발생구간에서 약 7.4 % 정도의 변형이 저감됨을 확인하였다 [7].

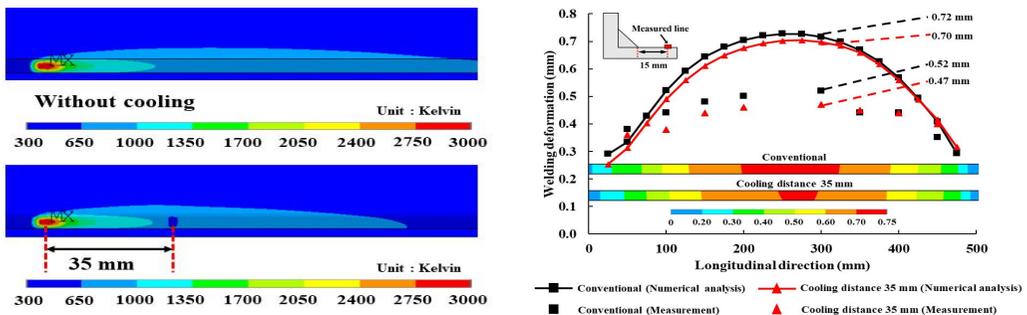


Fig. 1.4 Finite element analysis results on heat sink welding(H₂O-water)

제 2 장. 이론적 배경

2.1 극저온용 스테인리스강 소재의 특성

스테인리스강의 예민화(Sensitization)는 500 ~ 800℃로 장시간 가열된 때 탄소와 크롬이 결합하여 크롬 농도가 낮아져 내식성을 저하시키는 현상으로, 탄소 함량을 0.03% 이하로 낮추거나 니오브, 티타늄을 첨가하여 크롬산화물의 석출을 방지시켜야한다. STS-304L은 STS-304보다 탄소 함량을 줄여 예민화의 발생을 억제하고 입계 부식에 대한 저항성을 향상시킨 오스테나이트계 스테인리스강으로 용접 상태의 내입계부식성이 필요한 화학, 석유산업 및 열처리가 곤란한 환경 등에서 많이 사용되고 있다. 특히 STS-304L은 극저온에서 좋은 파괴저항을 가지며, 연성 취성 천이온도가 나타나지 않고 온도가 내려갈수록 인장 및 피로강도가 증가하는 장점을 가지고 있어 -162℃의 극저온 액체인 LNG 운반선 내조 시스템의 멤브레인 재료로도 널리 사용되고 있다 [8].

Table. 2.1 Chemical composition of STS-304L (wt %)

	Cr	Ni	C	Mn	Si	기타
화학조성	18~20	8~12	0.03 이하	2 이하	1 이하	-

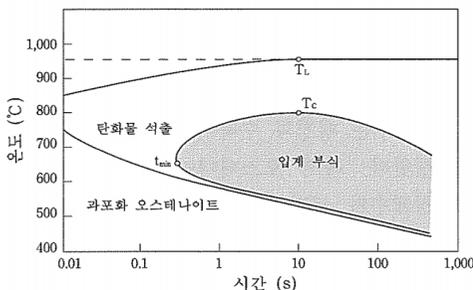


Fig. 2.1 Effect of temperature and time on carbide precipitation and inter-granular corrosion

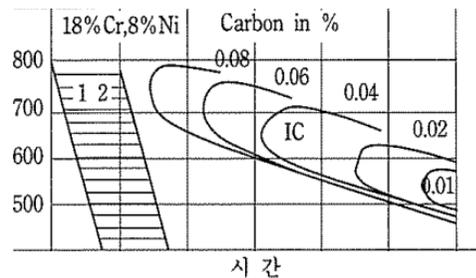
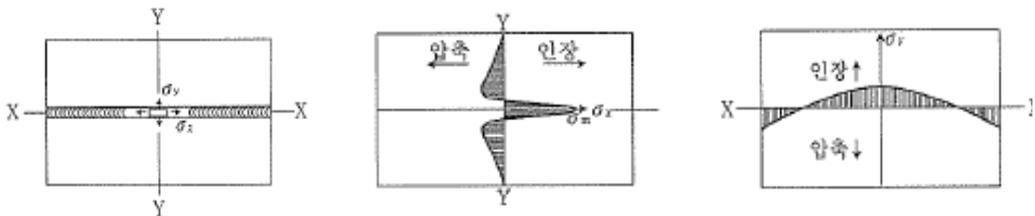


Fig. 2.2 Effect of carbon content on carbide precipitation and inter-granular corrosion

2.2 용접 변형

용접은 국부적인 입열 및 냉각과정을 동반하므로 부재에 불균일한 온도분포가 발생하며 그로 인해 용접부 주변에 고온으로 가열된 영역에서 금속의 조직적 변화나 소성변형에 의한 체적 변화가 생기며 이것이 용접금속 자체의 수축과 함께 용접구조물에 용접 변형 및 잔류응력을 발생시킨다. 이러한 용접변형은 제품의 외관이나 규격을 손상시킬 뿐만 아니라 구조물의 강도를 저하시키는 원인이 되고 있다.

Fig. 2.3 에 용접에 의한 잔류응력분포 형상을 도시하였으며, 그림과 같이 용접이 진행되는 방향(길이방향)의 잔류응력은 용접선에서 항복응력과 상응하는 인장응력이 나타나고 용접선과 떨어진 부분에서는 압축응력이 나타난다. 일반적으로 용접 길이방향의 압축응력은 용접선 주변의 인장응력과 힘의 평형을 만족하기 위하여 생성되기 때문에 인장응력의 크기 및 분포와 시편의 폭에 의해 결정된다. Fig. 2.3(c)와 같이 용접선 폭방향의 잔류응력은 시편의 중앙부분에서는 인장응력으로 존재하고 용접선 끝단에서는 압축응력으로 나타난다. 폭방향의 잔류응력은 구속상태 등에 영향을 받지만 일반적으로 길이방향의 잔류응력에 비해 적은 값으로 나타난다 [9].



(a) 맞대기 용접 (b) 용접진행방향 잔류응력 (c) 폭방향 잔류응력

Fig. 2.3 Schematic residual stress distribution of butt welds

2.2.1 종류 및 발생 기구

용접변형은 Fig. 2. 4와 Fig. 2. 5와 같이 면내 변형(in plane deformation)과 면외 변형(out of plane deformation)으로 구분할 수 있으며, 이외에 용접 중에 발생하는 회전변형도 있다. 면내 변형은 종방향 수축, 횡방향 수축이고, 면외 변형으로는 각변형, 종방향 굽힘변형 및 좌굴변형으로 분류할 수 있다 [10].

Fig. 2. 4 (a)의 횡수축(transverse shrinkage)은 용접선에 직각인 방향의 수축으로 다층용접에 있어 첫 번째 층의 용접에서 크게 작용하고, 맞대기 용접에 있어 루트간격이 크고 용착금속량이 많아질수록 횡수축이 증가한다.

Fig. 2. 4 (b)의 종수축(longitudinal shrinkage)은 용접선 길이방향의 수축을 말하며 용착금속의 수축이 주변의 판에 의해 저항을 받으므로 횡수축에 비해 적게 발생한다. 수축량은 보통 용접길이의 1/1000 정도이다.

Fig. 2. 4 (c)의 회전변형(rotational distortion)은 맞대기 용접에서 용접이 되지 않은 부분의 흠이 용접 진행에 따라 벌어지거나 좁아지는 변형의 형태를 말한다. 이 개폐의 정도는 전류가 높고 용접속도가 빠를 때는 벌어지고, 전류가 낮고 용접속도가 느린 경우에는 좁아지는 경향이 있다.

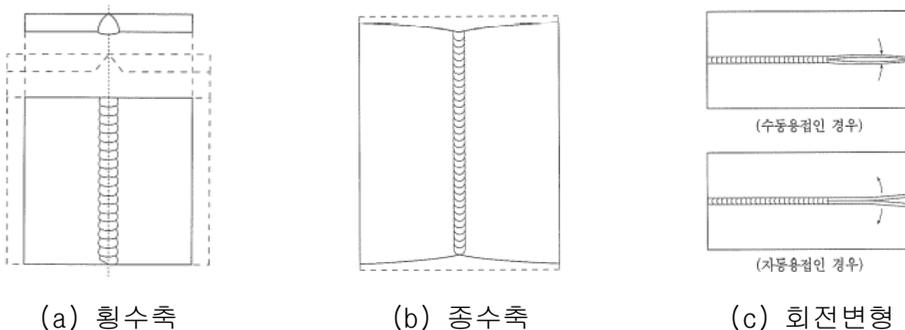


Fig. 2.4 In plane deformation

Fig. 2. 5 (a)는 횡굽힘 변형 또는 각변경(transverse distortion, angular distortion)은 용접부를 중심으로 용접선에 직각인 방향으로 절곡되는 변형이다. 이것은 판의 표리면의 온도차에 의한 것으로 수축량이 판두께 방향을 따라서 다르게 나타나기 때문이다. 따라서 박판의 경우에는 각변형은 적고, 판두께가 증가하면 각변형이 증가하지만 어느정도 두껍게 되면 모재의 구속력에 의해서 적게 된다.

Fig. 2. 5 (b)의 종굽힘 변형(longitudinal distortion)은 용접선 길이방향으로 구부러지는 변형이다. 이것은 용접부의 위치가 이음부 단면의 중립축에서 떨어져 있는 경우 용착금속의 종수축력에 의한 모멘트가 원으로 작용된다. T형과 같은 조립 거더의 경우 특히 이러한 경향이 많다 [11].

Fig. 2. 5 (c)의 좌굴변형은(buckling distortion)은 가느다란 기둥 양단부에 압축력을 가해질 때 압축변형에서 굽힘변형으로 급격히 변화하는 것과 같이 용접선 방향으로 파도모양으로 구부러지는 양상의 변형이다. 기둥이나 교량 등과 같은 길이가 긴 구조물은 초기의 재료고유의 비틀림이나 용접 수축량의 미소한 불균형에 의해서 비틀림 형식의 변형이 발생하기 쉽다.

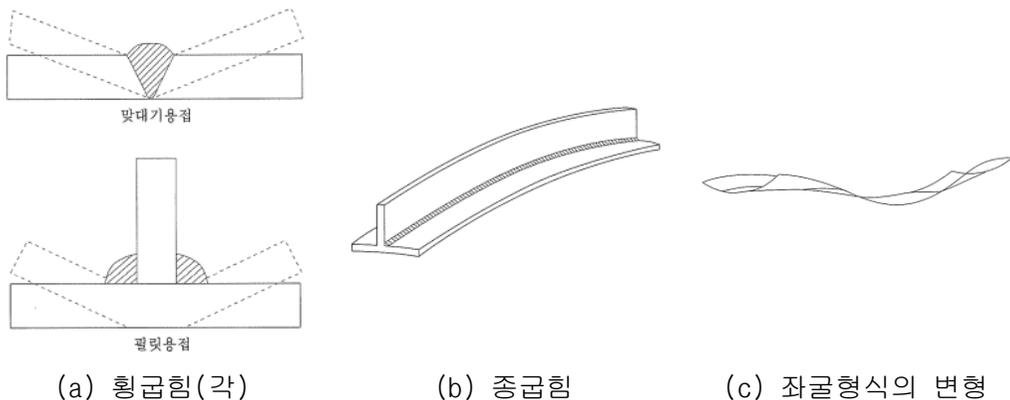


Fig. 2.5 Out of plane deformation

2.2.2 방지 및 저감 대책

용접변경의 방지 및 저감대책으로는 용접부 저감, 용접입열량의 저감, 용접법의 변경, 용접순서 및 적층법의 변경, 역변형법 등이 있다. 용접변형의 방지 및 저감을 위한 다양한 대책을 수립에도 불구하고 변형이 허용범위를 넘는 경우가 있다. 이때 변형의 교정방법으로 많이 사용되는 것은 열을 이용한 선상가열법 및 점가열법, 그리고 소성가공에 의한 프레스나 롤러에 의한 교정법 등이 있다.

Fig. 2. 6 은 프레스 롤러를 이용하여 소성변형을 일으키는 용접변형교정법을 나타낸다. 이 방법은 정형화된 구조물에 많이 사용되며, 열원을 사용하지 않으므로 추가적인 변형이 발생되지 않는다.

Fig. 2. 7 은 가스토치에 의한 선상가열법의 적용 예로 맞대기 용접이나 필릿용접 시 발생하는 굽힘변형을 교정하는데 사용된다. 선상가열의 열원으로는 가스뿐 아니라 고주파를 이용한 열원도 개발되어 시판되고 있다. 선상가열법의 기본원리는 강판을 가열하였다가 냉각시키면 수축된다는 것이며, 한번 가열된 곳을 다시 가열하면 수축변형이 거의 발생되지 않는 기본원리와 특성을 잘 파악하여 적용해야 한다 [12].

Fig. 2. 8 은 점가열의 적용 예로 강성이 강한 프레임에 판을 용접할 때 발생하는 변형을 교정할 때 주로 많이 사용된다. 가열작업 순서는 변형이 작은 곳에서 중앙으로 가열해야만 한다.

Fig. 2. 9는 가열가압법을 이용한 변형교정방법으로 프레스나 유압잭을 이용하여 변형된 부분을 가압하면서 선상 가열하는 방법이다. 이 방법의 원리는 가열에 의해 팽창하려는 부분을 외력으로 구속하여 소성변형을 크게 발생시켜 구속을 제거한 후에 가열에 의한 변형을 크게 유발시켜 교정하는 방법이다. 가압 시 강재의 온도가 250~300℃ 부근에서는 청열취성이 발생하기 쉽기 때문에 과도한 가압을 실시하지 않도록 해야 한다 [13].

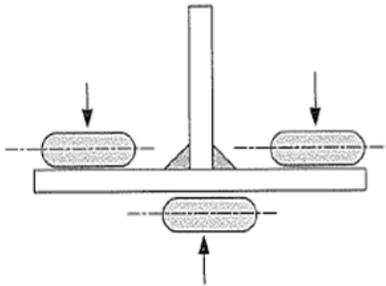


Fig. 2.6 Press roller deformation corrector

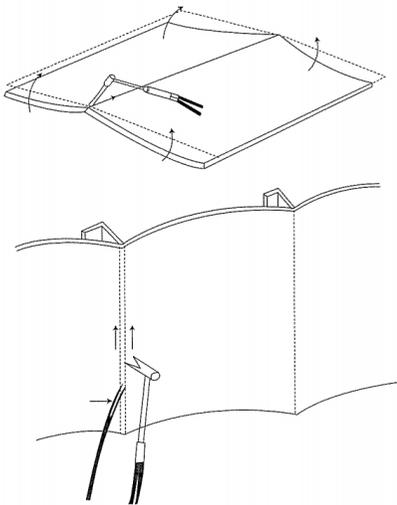
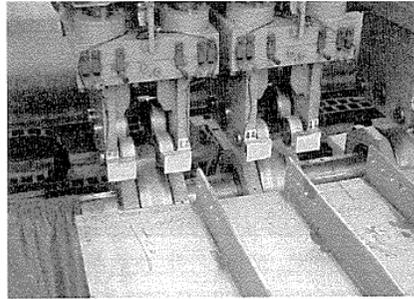


Fig. 2.7 Line heating method

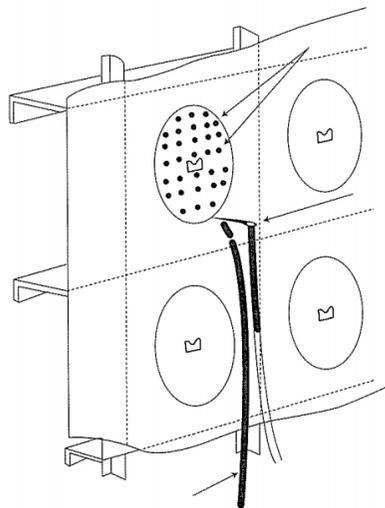


Fig. 2.8 Spot heating method

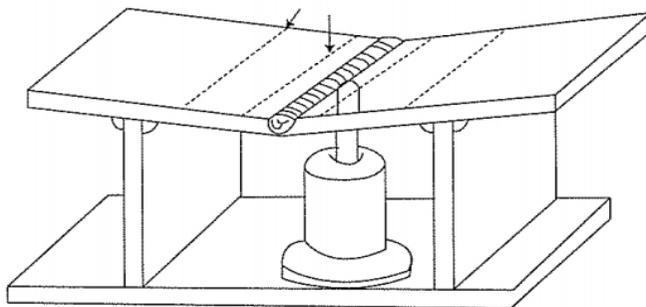


Fig. 2.9 Deformation correction method by hydraulic jack and heating

2.3 유한요소 해석 이론

2.3.1 비정상 열전도 해석 이론

용접에 의한 열전도는 용접 시 발생하는 급격한 온도변화로 인해 재료의 열전도율, 비열, 밀도 등이 변화하므로 재료특성에 대한 온도 의존성을 고려하여야 한다. 특히, 용접에 의한 열전도는 일반적인 열전도 현상과 달리 용접열원이 시간에 따라 이동하므로 열원의 위치가 변하는 이동열원(moving heat)을 고려하여야 한다 [14].

재료가 등방성(isotropic)일 때, 연속체의 비정상 열전도의 지배방정식(governing equation)은 아래와 같다.

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \nabla^2 T + \dot{Q} \quad (2.1)$$

식(2.1)을 2차원 비정상 열전도 방정식으로 나열하면 다음과 같다.

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \left(\frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \dot{Q} \quad (2.2)$$

여기서, T : 온도 ($^{\circ}\text{C}$), c : 비열 ($\text{cal/g} \cdot ^{\circ}\text{C}$), ρ : 밀도 (g/cm^3),
 \dot{Q} : 단위시간당 입열량 (cal/sec), t : 시간 (sec),
 α : 열전도율 ($\text{cal/cm} \cdot \text{sec} \cdot ^{\circ}\text{C}$) 이다.

또한 재료 표면의 열적 경계조건(thermal boundary condition) 은 푸리에 법칙 (Fourier's law)을 사용하여 다음과 같은 식이 된다.

$$q = -\alpha \left(\frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial T}{\partial z} \right) = -\frac{\partial T}{\partial n} \quad (2.3)$$

만약 경계에 열전달이 있는 경우 q 는 아래의 식(2.4)이 된다.

$$q = \alpha_c (T - T_c) \quad (2.4)$$

여기서 q : 열유속(Heat flux) ($cal/sec \cdot cm^2$)

n : 물체표면의 외법선방향

α_c : 열전달 계수 ($cal/cm^2 \cdot sec \cdot ^\circ C$)

T_c : 외부온도 ($^\circ C$) 이다.

고체의 열전달 문제를 갤러킨 방법(Galerkin method)을 적용하여 유한요소법으로 정식화하기 위하여, 해석대상을 유한개의 요소로 분할하고 요소 내의 온도 분포를 아래의 식과 같이 표현하였다.

$$T(y, z, t) = [N(y, z)] \{ \phi(t) \} \quad (2.5)$$

여기서 T : 요소의 온도

$[N]$: 절점온도와 요소내의 온도를 연결하는 형상함수 Matrix

$\{ \phi \}$: 시간 t 에 대한 요소의 절점온도 벡터 이다.

식(2.2)에 형상함수 $[N]$ 을 가중(Weight)함수로 하여 갤러킨 방법(Galerkin method)을 적용하면 아래의 식이 된다.

$$\int_v [N]^T \left\{ \alpha \left(\frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \dot{Q} - \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \right\} dv = 0 \quad (2.6)$$

여기서, v : 요소의 영역이고, 윗 첨자 T 는 전치행렬 이다.

식(2.6)을 그린-가우스 정리(Green-Gauss theorem)를 이용하여 식을 전개하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} & \int_v [N]^T \left\{ \alpha \left(\frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \right\} dv = \\ & - \int_v \alpha \left\{ \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial [N]^T}{\partial z} \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right\} dv + \int_s \alpha [N]^T \left(\frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial T}{\partial z} \right) ds \end{aligned} \quad (2.7)$$

여기서 s : 요소의 경계 이다.

식(2.7)의 좌변에 식(2.3), (2.4), (2.5)를 대입하면 아래와 같다.

$$\begin{aligned} & - \int_v \alpha \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial [N]}{\partial y} + \frac{\partial [N]^T}{\partial z} \frac{\partial [N]}{\partial z} \right) dv \cdot \{\phi(t)\} \\ & - \int_s \alpha_c [N]^T [N] ds \cdot \{\phi(t)\} + \int_s \alpha_c T_c [N]^T ds \\ & + \int_v \dot{Q} [N]^T dv - \int_v \rho c [N]^T [N] dv \cdot \frac{\partial \{\phi(t)\}}{\partial t} = 0 \end{aligned} \quad (2.8)$$

위의 2차원 비정상 열전도식을 행렬(Matrix)화 하면 다음과 같은 식이 된다.

$$[K] \{\phi\} + [C] \left\{ \frac{\partial \phi}{\partial t} \right\} = \{F\} \quad (2.9)$$

여기서, $[K]$: 열전도 Matrix, $[C]$: 열용량 Matrix,

$\{F\}$: 열유속 Vector 이며 각각의 식은 아래와 같이 구성할 수 있다.

$$[K] = \int_v \alpha \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial [N]}{\partial y} + \frac{\partial [N]^T}{\partial z} \frac{\partial [N]}{\partial z} \right) dv \{ \phi \} + \int_s \alpha [N]^T [N] ds \{ \phi \} \quad (2.10)$$

$$[C] = \int_v \rho c [N]^T [N] dv \quad (2.11)$$

$$\{F\} = \int_s \alpha_c T_c [N]^T ds + \int_v \dot{Q} [N]^T dv \quad (2.12)$$

식(2.9)에는 두 개의 미지수 ϕ , $\left\{ \frac{\partial \phi}{\partial t} \right\}$ 가 존재하지만, 증분전의 온도를 ϕ^B , 증분후의 온도를 ϕ^A , 그 중간의 온도를 ϕ^M 그리고 시간 증분을 Δt 라고 하면

$$\frac{\partial \phi^A}{\partial t} = \frac{\phi^A - \phi^M}{(\Delta t/2)}, \quad \frac{\partial \phi^B}{\partial t} = \frac{\phi^M - \phi^B}{(\Delta t/2)} \quad (2.13)$$

식(2.13)으로부터 아래의 식(2.14)를 구성할 수 있다.

$$\frac{\partial \phi^A}{\partial t} = \frac{2}{\Delta t} (\phi^A - \phi^B) - \frac{\partial \phi^B}{\partial t} \quad (2.14)$$

따라서 식(2.9)는 최종적으로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\left([K] + \frac{2}{\Delta t} [C] \right) \{ \phi^A \} = [C] \left(\frac{2}{\Delta t} \{ \phi^B \} + \left\{ \frac{\partial \phi^B}{\partial t} \right\} \right) + \{ F \} \quad (2.15)$$

식(2.15)에서 시간에 대한 $\{ \phi^B \}$ 의 값을 알면, 초기조건으로써 $\{ \phi^B \}_{t=0}$ 의 값을 대입하여 연립방정식의 해인 $\{ \phi^A \}$ 를 구할 수 있다.

2.3.2 열탄소성 해석 이론

용접 변형 해석을 위하여 재료가 등방성(Isotropic)임을 가정하였고, 탄성 및 소성의 모든 영역에서 재료의 온도 의존성을 고려하였다. 열변형과 응력의 관계를 소성유동(Plastic flow) 이론에 입각하여 증분으로 나타내었다. 또한 항복조건에 사용되는 항복함수로는 본-미세스(Von-Mises)응력을 사용하였다 [15].

(1) 탄성역에서의 응력-변형률 관계식

$[C]dT$ 를 재료의 물리적 성질에 대한 온도 의존성을 고려한 응력증분의 영향이라고 하면 응력-변형률(Stress-strain) 관계는 아래의 식과 같다.

$$\{d\sigma\} = [D]\{d\varepsilon\} - [C]dT \quad (2.16)$$

재료가 탄성거동을 하는 경우 아래 식과 같다.

$$\{d\varepsilon\} = \{d\varepsilon^e\} + \{d\varepsilon^t\} \quad (2.17)$$

$$\{d\sigma\} = [D^e]\{d\varepsilon^e\} \quad (2.18)$$

탄성변형률은 아래와 같이 증분할 수 있고 식 (2.18)을 식 (2.19)에 대입하면 다음과 식이 된다.

$$\{d\varepsilon^e\} = \left\{ \frac{\partial \varepsilon^e}{\partial \sigma} \right\} \{d\sigma\} + \frac{\partial \{\varepsilon^e\}}{\partial T} dT \quad (2.19)$$

$$\{d\varepsilon^e\} = [D^e]^{-1} \{d\sigma\} + \frac{\partial [D^e]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} dT \quad (2.20)$$

전체 변형률 증분은 아래 식과 같다.

$$\{d\varepsilon^e\} = [D^e]^{-1}\{d\sigma\} + \frac{\partial[D^e]^{-1}}{\partial T}\{\sigma\}dT + \{\alpha\}dT \quad (2.21)$$

식 (2.21)을 식 (2.17)에 대입하면 탄성역에서의 응력증분에 대한 구성 방정식이 다음과 같이 구해진다.

$$\begin{aligned} \{d\sigma\} &= [D^e]\{d\varepsilon\} - [D^e]\left(\frac{\partial[D^e]^{-1}}{\partial T}\{\sigma\} + \{\alpha\}\right)dT \\ &= [D^e]\{d\varepsilon\} - \left([D^e]\{\alpha\} - \frac{1}{E} \frac{E-E_1}{\Delta T}\{\sigma\}\right)dT \\ &= [D^e]\{d\varepsilon\} - \{C\}dT \end{aligned} \quad (2.22)$$

여기서 E_1 : 온도변화 ΔT 후의 탄성계수, $\{C\} : [D^e]\alpha \frac{1}{E} - \frac{E-E_1}{\Delta T}\{\sigma\}$ 이다.

(2) 소성역에서의 응력-변형률 관계식

재료의 항복응력(σ_Y)는 온도 T 와 소성일(Plastic work) $W^P(\bar{\sigma}, \varepsilon^P)$ 함수로서 $\sigma_Y(T, W^P)$ 로 하고, 항복함수 F 는 응력 $\{\sigma\}$ 와 항복응력 (σ_Y)로부터 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$F = f - f_0 = f(\sigma) - f_0(\bar{\varepsilon}^P, T) = \bar{\sigma}^2 - \sigma_0^2(\bar{\varepsilon}^P, T) \quad (2.23)$$

여기에서 $dF = df - df_0 = 0$ 를 만족하는 경우 재료는 항복이 된다. 따라서 재료가 소성역에서 부하상태(Loaded state)에 있을 경우에는 $dF = 0$ 의 조건을 만족해야 하므로 다음과 같은 식이 된다.

$$dF = \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T \{d\sigma\} - \left\{ \frac{\partial f_0}{\partial \varepsilon^p} \right\}^T \{d\varepsilon^p\} - \frac{\partial f_0}{\partial T} dT = 0 \quad (2.24)$$

여기서, $\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T$: 상당응력의 변화, $\left\{ \frac{\partial f_0}{\partial \varepsilon^p} \right\}^T$: 가공경화, $\frac{\partial f_0}{\partial T}$: 온도증분 이다.

소성영역에 도달한 재료는 비압축성을 나타내고, 항복함수를 소성 포텐셜 (Plastic potential)로 가정하면 소성변형을 증분은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\{d\varepsilon^p\} = \lambda \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \quad (2.25)$$

여기서, $\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}$: 편차응력, λ : 양(+)의 스칼라 이다.

또한 위 식은 본-미세스(Von-mises) 항복조건을 따르며, 아래 식과 같이 전체 변형률(Total strain)의 증분 $\{d\varepsilon\}$ 는 탄성, 소성 및 열변형률의 합이 되므로 kdma 과 같은 식이 된다.

$$\{d\varepsilon\} = \{d\varepsilon^e\} + \{d\varepsilon^p\} + \{d\varepsilon^t\} \quad (2.26)$$

따라서 소성역에서의 응력증분에 대한 구성방정식이 구해진다.

$$\{d\sigma\} = [D^e] \{d\varepsilon\} - [D^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \lambda - [D^e] \{\alpha\} dT + \frac{d[D^e]}{dT} [D^e]^{-1} \{\sigma\} dT \quad (2.27)$$

제 3 장. 연구방법

3.1 Heat sink welding 수치해석

3.1.1 열원함수 및 입열모델

(1) 용접열원

용접방법은 실제 현장 용접조건과 동일하고 용가재 없이도 용접이 가능한 GTAW(Gas Tungsten Arc Welding)를 채택했다. GTAW 입열 모델 형태에 따라 해석모델 입열 시 사용되는 열원 또한 요소의 표면으로 적용되는 가우시안 분포(Gaussian distribution)를 갖는 열원 함수를 적용하였으며, 수식은 다음과 같다 [16].

$$\dot{Q}_{surface} = \frac{d\eta P}{\pi r_{eff}^2} \times \exp\left(-d \frac{r^2}{r_{eff}^2}\right) (W/mm^2) \quad (3.1)$$

여기서 d 는 에너지 분포 계수(Energy distribution coefficient), η 는 아크효율, P 는 아크 에너지(Arc energy), r_{eff} 는 아크 중심으로부터의 유효반경, r 은 아크 반경(Arc Radius)을 의미한다.

(2) 냉각열원

HSW(Heat sink welding)의 수치해석을 수행하기 위해 용접부 표면에 식(3.2)의 냉각함수를 사용하였으며, 냉각영역 중심에서부터의 에너지 밀도는 균일하다고 가정하였다 [17].

$$\dot{Q}_{HSW} = \eta_{HSW} \frac{Q'v'}{\pi b^2} (W/mm^2) \quad (3.2)$$

여기서 η_{HSW} 는 냉각 효율 (Cooling efficiency) (%), Q' 는 냉각매체 기화에 필요한 에너지(Vaporization energy) (J/mm^3), v' 는 냉각매체 유량 (ml/s), b 는 냉각매체 유효반경 (mm) 이다.

3.1.2 해석모델 및 경계조건

(1) 해석모델

본 연구에서는 ANSYS를 이용하여 기존 용접과 HSW 공정변수별 용접의 특성을 규명하기 위해 용접부에 대한 수치해석을 실시하였다. 해석에 적용한 소재는 극저온용 스테인리스 STS-304L이며, 온도에 따른 재료의 물리적 성질은 Fig. 3.2와 같다 [18]. 해석모델은 Fig.3.1와 같이 3차원 비드온 플레이드(BOP)형상에 대해 모델링 하였으며 시험편의 제원은 길이 500(mm), 폭400(mm), 두께 3(mm)이다.

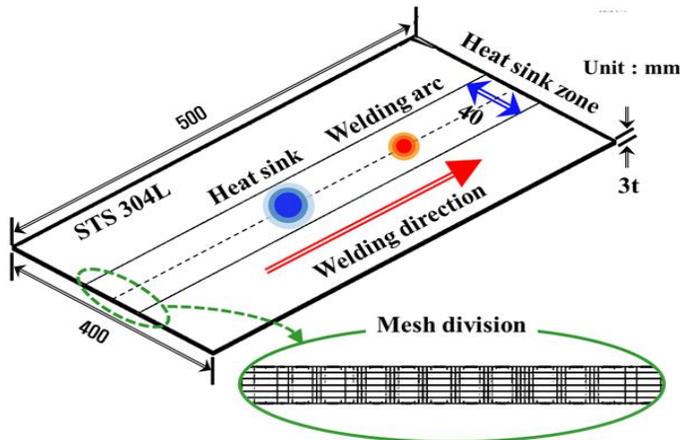
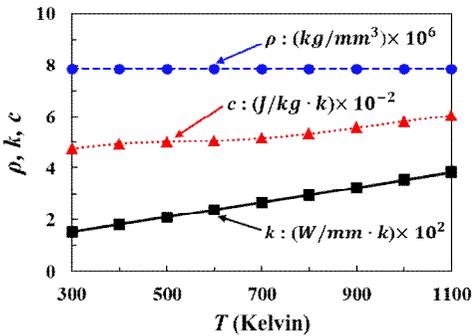
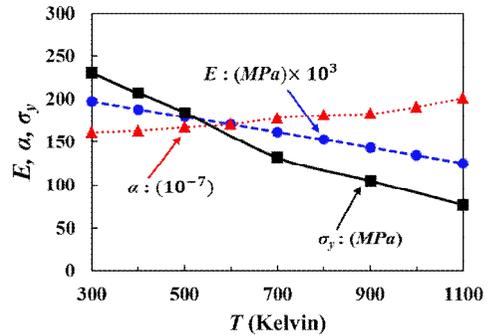


Fig. 3.1 Finite element model



Density: ρ , Specific heat: c ,
Thermal conductivity: k

(a) Physical properties



Young's mod. : E , Yield stress :
 σ_y , Thermal exp. coef. : α

(b) Mechanical properties

Fig. 3.2 Physical and mechanical properties of STS-304L

해석에 사용한 요소는 8절점 Iso-parametric 요소로 총 절점수는 138,467개이고 총 요소수는 117,000개 이며, Fig.3.1의 해석모델 용접부 단면과 같이 용착금속부 및 열영향부의 경우 온도변화가 급격하게 발생하기 때문에 해당 영역에는 요소를 더욱 세밀하게 분할하였다.

(2) 경계조건

3차원 비정상 열전도해석을 위해 용접과정 중 시간에 따라 변하는 재료의 물리 정수(비열, 밀도 및 열전도율 등)를 고려하였으며, 용접아크의 이동속도에 따른 열원의 이동효과를 고려하였다. 열적 경계조건의 경우 Fig.3.3과 같이 모재와 대기가 맞닿는 경계면에 열전달이 반영되도록 하였으며 모재의 초기온도는 상온으로 고려하여 300K 으로 설정하였다.

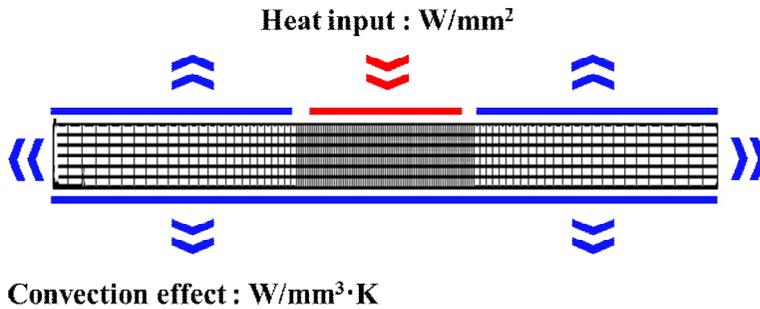


Fig. 3.3 Thermal boundary condition

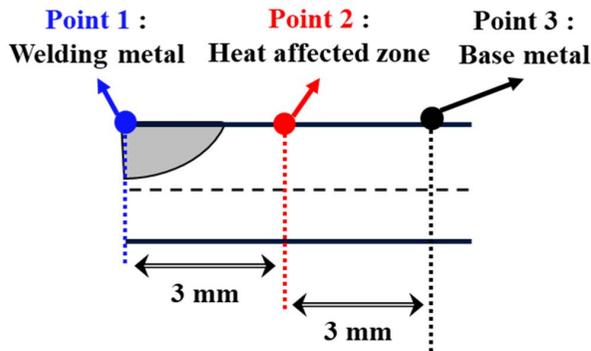


Fig. 3.4 Location of temperature history predicted in weld metal, heat affected zone and base metal

용접선 길이방향 중간지점의 용착금속부(Weld metal), Fig. 3.4와 같이 모재 중앙으로부터 3mm 떨어진 지점을 열영향부(Heat Affected Zone), 모재 중앙으로부터 6mm 떨어진 지점을 모재부(Base Metal)로 지정하였다.

열전도해석에서 얻은 온도 값을 입력데이터로 적용하여 열탄소성 유한요소해석을 수행하였는데, 해석모델은 열전도해석에서 사용했던 동일한 모델을 사용하였다. 열탄소성 해석시 Fig. 3.2와 같이 온도에 따른 항복강도, 탄성계수 등 재료의 기계적 성질을 온도 함수로 고려하여 해석을 수행하였다. 재료의 등방성을 고려하

였으며 소성유동(Plastic flow)이론에 입각하여 변형을 및 응력의 관계를 증분으로 나타내었다. 또한 소성영역에서는 선형 등방경화 법칙을 고려한 본-미세스(Von-mises) 항복조건을 사용하였다.

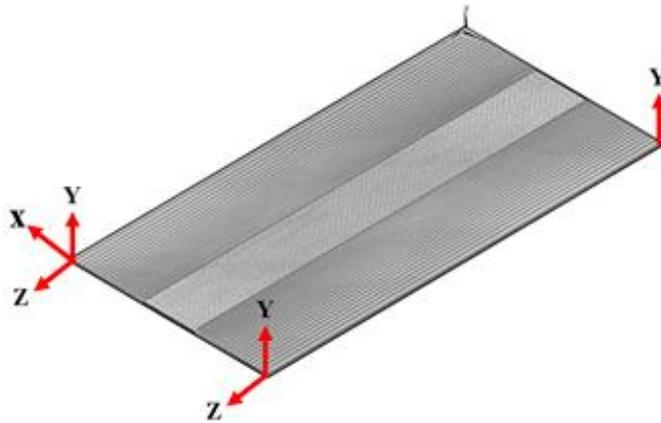
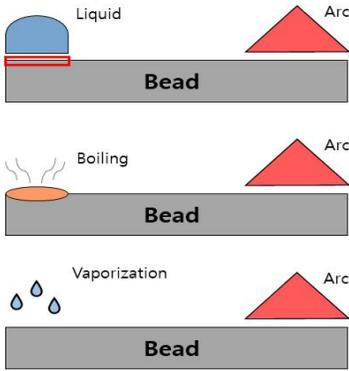


Fig. 3.5 Boundary condition

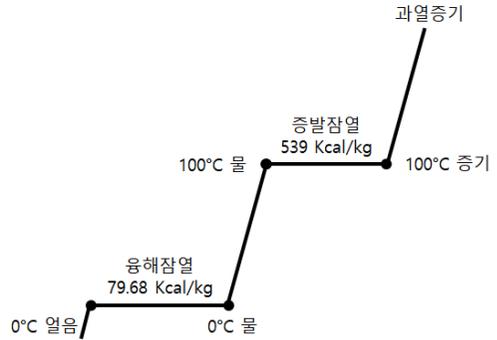
역학적 특성을 규명하기 위하여 3차원 열탄소성 해석을 수행하였으며, 해석모델의 구속조건은 Fig. 3.5와 같이 용접시 용접부에 발생하는 자유로운 수축과 팽창의 특성을 고려하여 해석모델의 강체(Rigid body) 운동만을 방지되도록 그림과 같이 적용하였다 [19].

3.1.3 Heat sink welding 냉각조건 및 공정변수

본 연구에서는 HSW 냉각매체를 일상생활에 사용되는 상온상태의 물(H_2O)로 선정하였으며, 용접토치를 따라 후행하며 용접부 표면 위에 분사되는 냉각매체의 냉각효과를 고려하기 위해 식(3.2)를 통해 용접부 표면의 열전달계수를 산정하였다.



(a) Vaporization process



(b) Heat of vaporization

Fig. 3.6 Water cooling effect in welding

Fig. 3.6 에 나타난 바와 같이 용접아크가 지나간 후 형성된 용착금속 표면은 물의 끓는점 이상의 온도이기 때문에 분사된 물의 기화에너지를 통해 열전달계수를 산정할 수 있다 [20].

Table.3.1와 같이 해석모델에 사용된 HSW 냉각조건은 설정하였으며, 먼저 냉각 반경을 7.5mm에 고정한 후 이격거리 40mm, 50mm, 60mm으로 공정변수를 주어 해석을 수행하였으며, 다음으로 용접아크와 쿨링 노즐 간의 이격거리 50mm을 고정한 후 냉각 반경을 7.5mm, 10mm, 12.5mm로 변수를 주어 해석을 수행하였다.

Table. 3.1 Heat sink condition

Heat sink parameter			
Flow rate	Heat sink radius	Standoff distance	Efficiency
0.2 (ml/s)	7.5 / 10 / 12.5 (mm)	40 / 50 / 60 (mm)	30 (%)

3.2 Heat sink welding 실험방법 및 조건

3.2.1 실험방법 및 장치구성

본 연구에서는 극저온용 스테인리스 소재 용접을 위해 냉각열원을 적용하지 않은 기존용접 및 HSW(Heat sink welding)을 실시하였다. 기존용접을 포함하여 HSW 공정변수별 실험을 위해 총 18가지 판재에 용접을 실시하였다. 실험에 사용한 TIG 용접기는 DAIHEN사의 500P 교류/직류 겸용 용접기이다. 용접 중 시편과 토치 사이의 거리는 1~2mm로 유지하였으며, 일정한 속도를 구현하기 위해 레일형 캐리지를 사용하여 자동 용접을 실시하였다. 아래의 Photo 3.1과 Photo 3.2는 전체 실험장치 구성을 보여주고 있다.



Photo. 3.1 Experiment device and set-up

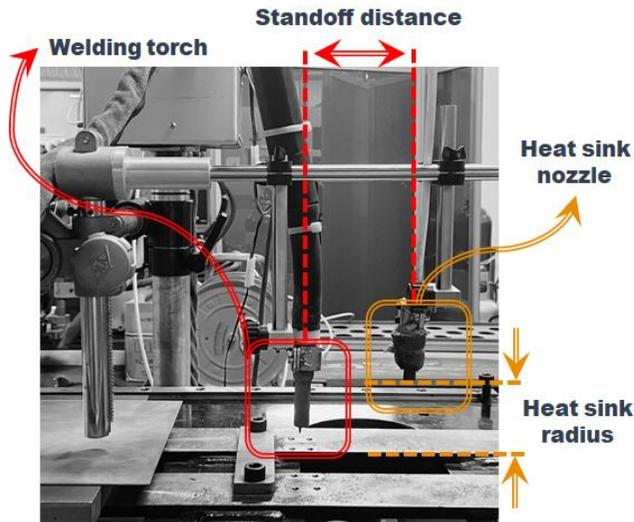


Photo. 3.2 Heat sink welding system

용접조건은 실제 현장 용접조건과 동일하게 TIG용접을 적용하였으며 Table.3.2에 표기한 것과 같이 전압 11V, 전류 90A, 용접속도 3.0mm/s, 용접효율 70%로 설정하였다.

Table. 3.2 Welding condition

Welding parameter (GTAW)			
Voltage	Current	Travel speed	Efficiency
11 (V)	90 (A)	3.0 (mm/s)	70 (%)

Heat sink 냉각 조건은 수치해석과 동일하게 먼저 용접아크와 쿨링 노즐 간의 이격거리 50mm를 고정한 후 냉각 반경 7.5mm, 10mm, 12.5mm에 대해 공정변수를 주어 실험을 수행하였으며, 다음으로 냉각 반경을 7.5mm에 고정한 후 이격거리 40mm, 50mm, 60mm에 대해 공정변수를 주어 실험을 수행하였다. 냉각매체는 상온 상태의 물을 사용하여 실험을 실시하였다.

3.2.2 실험 데이터 측정 방법

열전도 수치해석 결과의 타당성을 검증하기 위해 열전대를 이용하여 온도 측정 값과 비교하고자 하였다. Fig 3.7에 나타난 바와 같이 용접부 중앙 하단부에 깊이 1mm의 홈을 뚫고 열전대(Thermocouple)를 삽입하여 열이력을 측정하였으며, 아래 Photo 3.1과 같이 냉각열원을 적용하지 않은 기존 용접방식과 공정변수별로 냉각 열원을 적용한 조건에 대하여 실험을 수행하였다.

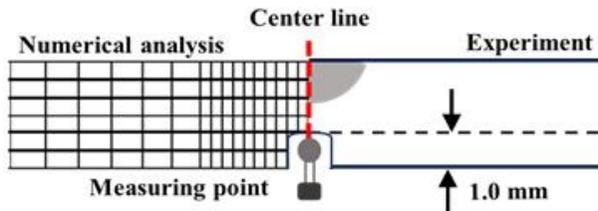


Fig. 3.7 Thermocouple location

용접 변형 측정을 위해 디지털 다이얼 게이지를 이용하여 Fig 3.8에 나타난 바와 같이 종방향과 횡방향을 따라 10mm 간격으로 두께 방향 변위를 측정하였다.

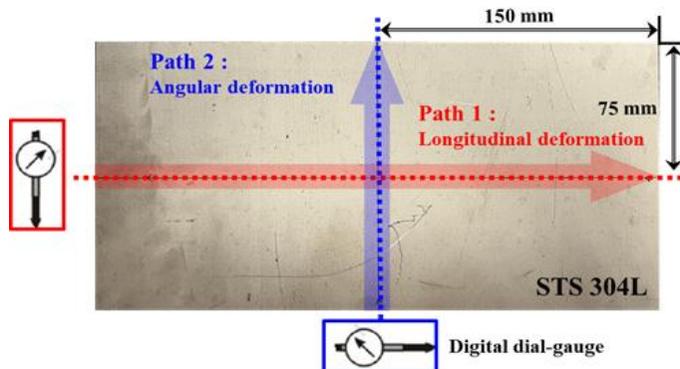


Fig. 3.8 Welding deformation measuring location of welded specimen

제 4 장. 연구 결과 및 고찰

4.1 Heat sink welding 용접부 열적 특성

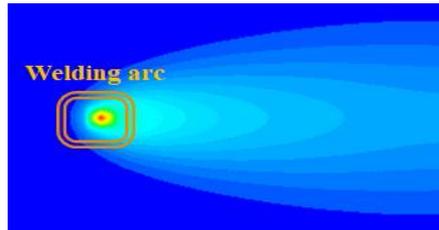
4.1.1 열전도 해석

HSW 공정 적용 시 감소되는 용접변형의 정량적 크기를 확인하기 위하여 일반적으로 사용되는 기존 용접방식(Conventional Welding)에 대해 해석을 수행하고, 동일한 용접조건에서 추가적으로 냉각매체에 의한 냉각효과를 고려하여 HSW 해석을 수행하였다.

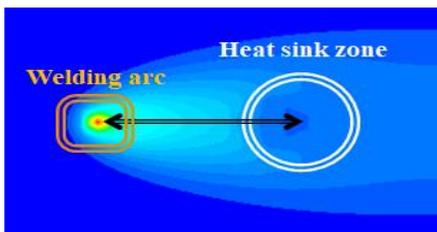
먼저 용접아크와 쿨링 노즐 간의 이격거리 50mm을 고정한 후 냉각 반경 7.5, 10, 12.5mm에 대해 공정변수를 주어 해석을 수행하였으며, 다음으로 냉각 반경을 7.5mm에 고정하고 이격거리 40, 50, 60mm에 대해 공정변수를 주어 각각에 대한 열적 특성을 고찰하고자 하였다.

(1) 용접부 온도분포

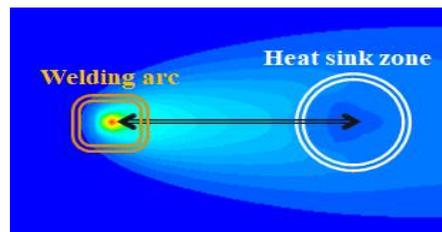
Fig. 4.1은 Heat sink를 적용하지 않은 기존용접과 같은 용접 조건에서 Heat sink 조건을 추가 했을 때 각 공정변수에 따른 온도저감 효과를 비교한 것으로, 이격거리 조건 및 냉각반경 조건에 따른 국부적인 냉각효과가 해석모델에 잘 반영되어 있음을 확인할 수 있다.



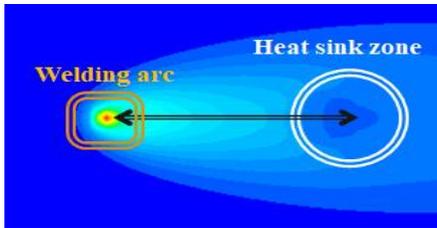
(a) Conventional welding



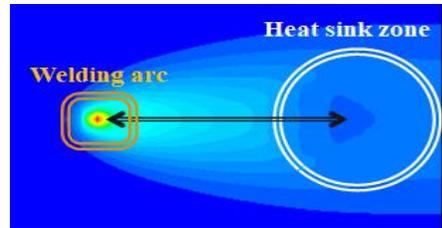
Standoff distance 40mm



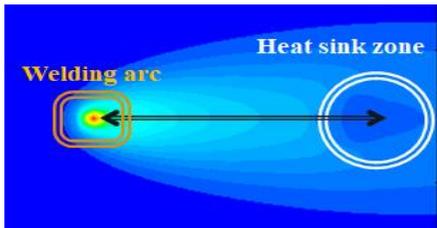
Heat sink radius 7.5mm



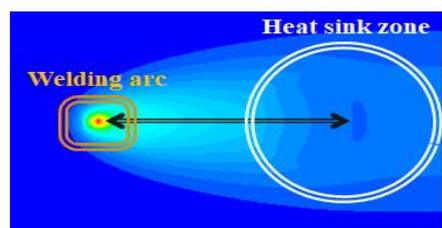
Standoff distance 50mm



Heat sink radius 10mm



Standoff distance 60mm
(b) Heat sink welding with various standoff distance



Heat sink radius 12.5mm
(c) Heat sink welding with various heat sink radius

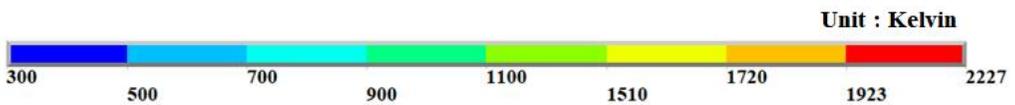


Fig. 4.1 Temperature distribution of welds by heat sink welding condition

Fig. 4.2는 냉각반경 7.5mm 고정 시 용접아크가 용접선방향 중앙에 도달하였을 때의 아크와의 이격거리 조건에 대한 온도분포와 기존 용접방식의 온도분포를 비교한 도식이다. 이격거리 40mm의 경우 기존 용접방식에 대비하여 용접부 표면에서 약 220K의 온도 저감효과가 나타났으며, 이격거리가 50mm인 경우 약 170K, 이격거리 60mm의 경우 약 165K의 온도 저감효과가 있었으며 용접 아크와의 이격거리가 가까울수록 용접부 표면의 온도 감소 폭이 증가하는 것을 확인하였다.

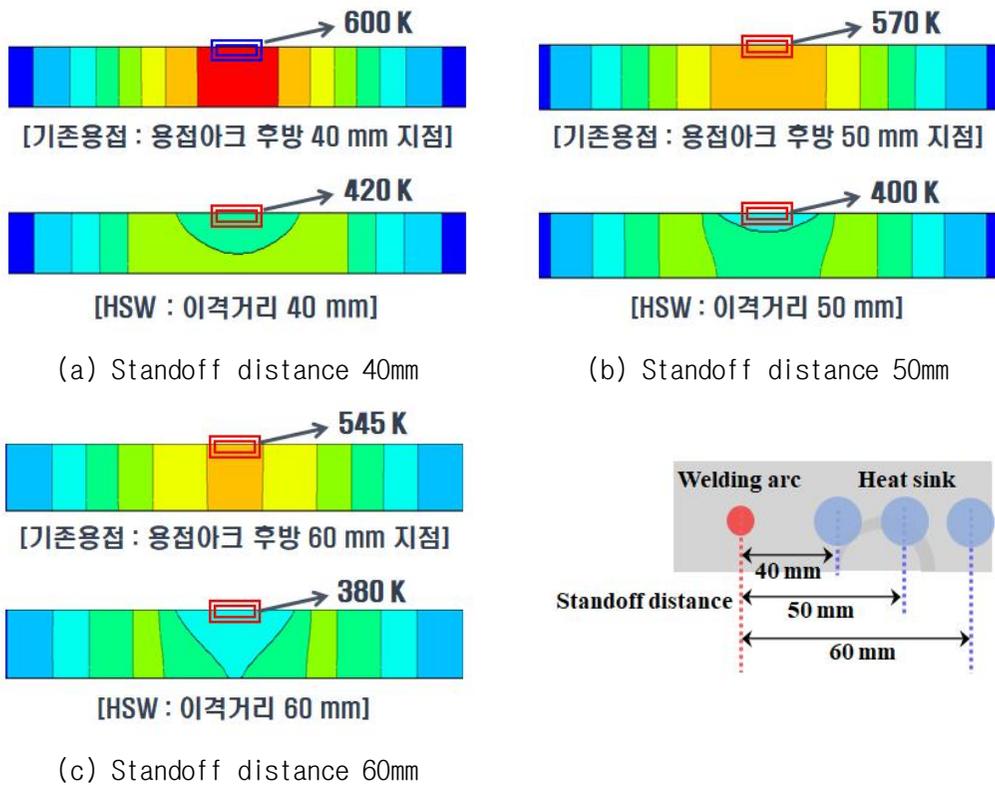


Fig. 4.2 Temperature distribution of welds with and without heat sink for various standoff distance

Fig. 4.3은 이격거리 50mm 고정 시 용접아크가 용접선 길이방향 중앙지점에 도달하였을 때의 냉각반경 조건에 대한 온도분포와 기존 용접방식의 온도분포를 비교한 도식이다. 냉각반경 7.5mm의 경우 기존 용접방식에 비해 용접부 표면에서 약 170K의 온도가 감소하였으며, 냉각반경 10mm의 경우 약 145K의 온도 감소효과가 있었다. 또한 냉각반경 12.5mm의 경우 약 125K의 온도 감소효과가 있었으며 냉각반경이 작을수록 용접부 표면의 온도 감소 효과가 높게 나타났다.

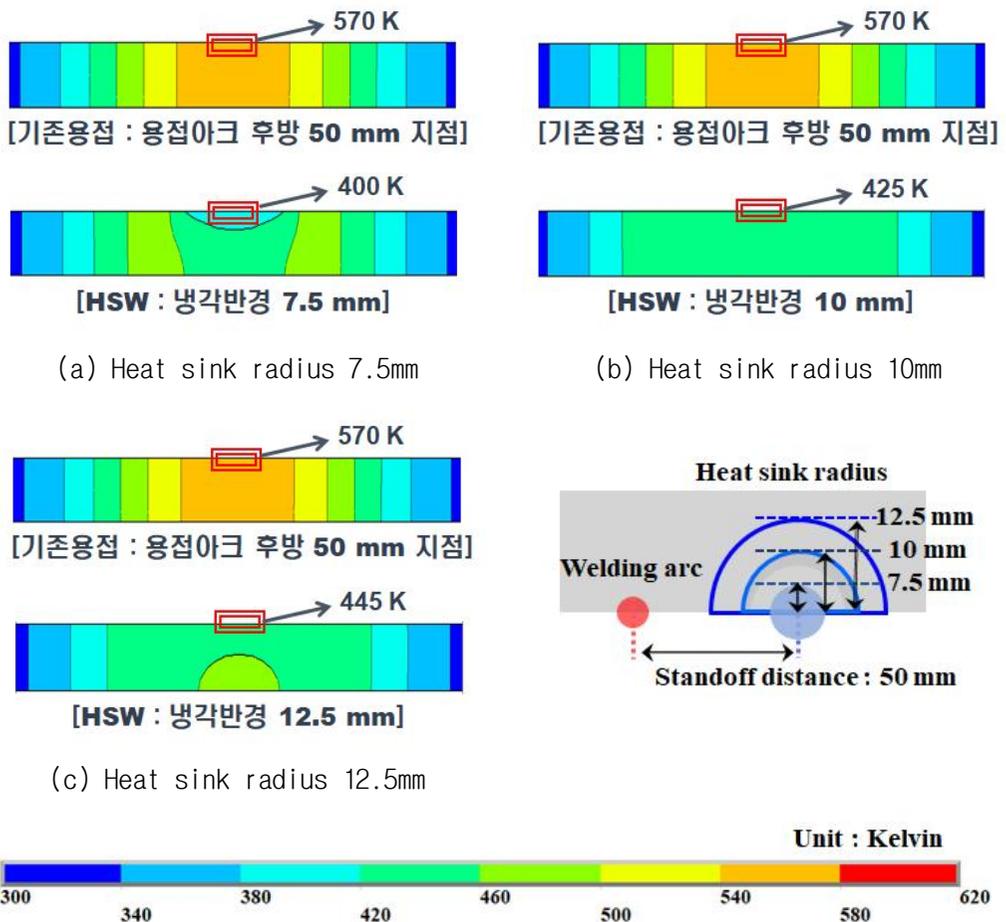


Fig. 4.3 Temperature distribution of welds with and without heat sink for various heat sink radius

(2) 용접부 온도이력

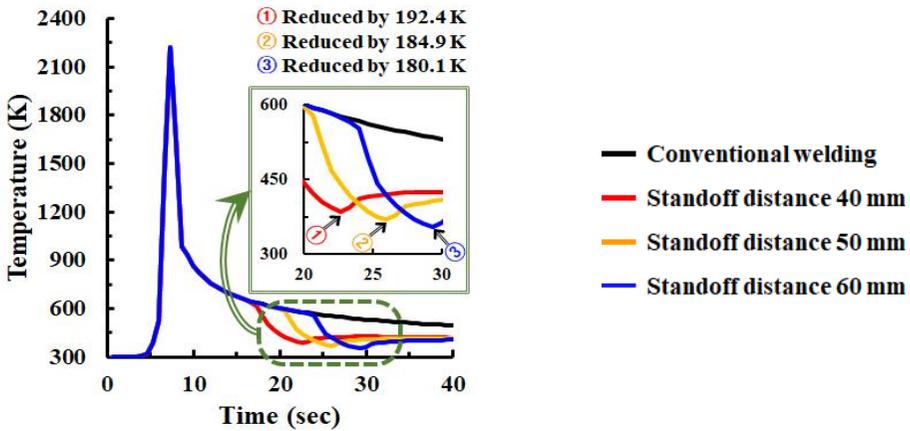
Fig. 4.4는 HSW 해석모델 용접선 길이방향 중앙지점의 이격거리에 따른 용착금속부, 열영향부, 모재부의 온도이력이다. 냉각 반경을 7.5mm로 고정하고, 이격거리 40mm, 50mm, 60mm에 대한 해석모델과 기존 용접방식을 적용한 해석모델의 온도이력을 비교하였다. 용접금속부와 열영향부, 모재부 모두 국부적인 냉각효과로 냉각열원이 통과하는 순간에 온도가 급격히 떨어졌다가 상승하는 효과가 나타나는 것을 확인할 수 있다.

용접금속부인 (a)에서 용접아크와 가장 근접한 이격거리 40mm 조건에서 23초에 도달했을 때 온도가 385.1K으로 급격히 감소되었는데, 이는 냉각열원을 적용하지 않은 용접방식(577.5K) 대비 약 192.4K 만큼 온도가 감소되었다. 이격거리 50mm 조건의 경우 26초가 경과하였을 때 용착금속부의 온도가 368.8K으로 급격히 감소하였으며, 기존 용접방식(553.7K) 대비 약 184.9K 만큼 온도가 감소한 것을 알 수 있다. 이격거리 60mm 조건의 경우 29초에 도달하면 355K 만큼 온도가 감소하였는데, 이는 기존 용접방식(535.1K)에 비해 약 180.1K 만큼 온도가 감소되었다.

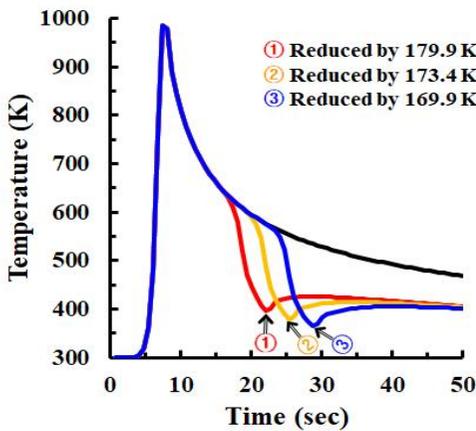
열영향부인 (b)의 경우 이격거리 40mm 조건에서 22초에 도달했을 때 온도가 396.6K으로 급격하게 감소되었는데, 이는 기존용접(576.5K)에 비해 약 179.9K만큼 온도가 감소한 것을 확인하였다. 이격거리 50mm 조건에서 25초가 경과했을 때 온도가 379.5K으로 감소했으며, 이는 기존 용접방식(552.9K)에 대비하여 약 173.4K 만큼 온도가 감소되었다. 이격거리 60mm 조건의 경우 29초에 도달할 때 열영향부의 온도가 364.8K으로 급격히 감소되었는데, 이는 기존 용접방식(534.4K) 대비하여 약 169.9K 만큼 온도가 감소되었음을 확인할 수 있다.

모재부인 (c)의 경우에 이격거리 40mm 조건에서 22초에 도달했을 때 421.4K으로 급격히 온도가 감소하여 기존용접(561.5K)에 비해 140.1K만큼 온도가 감소되었다. 이격거리 50mm 조건에서 25초에 도달했을 때 온도가 404.9K으로 급감했는데, 이는

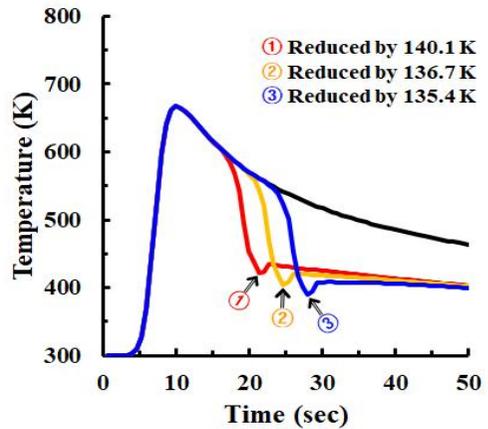
기존용접(541.6K)에 비해 약 136.7K 만큼 감소했음을 알 수 있다. 이격거리 60mm 조건에서 28초에 도달했을 때 온도가 390K으로 감소되었는데, 이는 기존 용접방식(525.4K)에 비해 약 135.4K 만큼 온도가 감소된 것을 확인하였다.



(a) Weld metal



(b) Heat affected zone



(c) Base metal

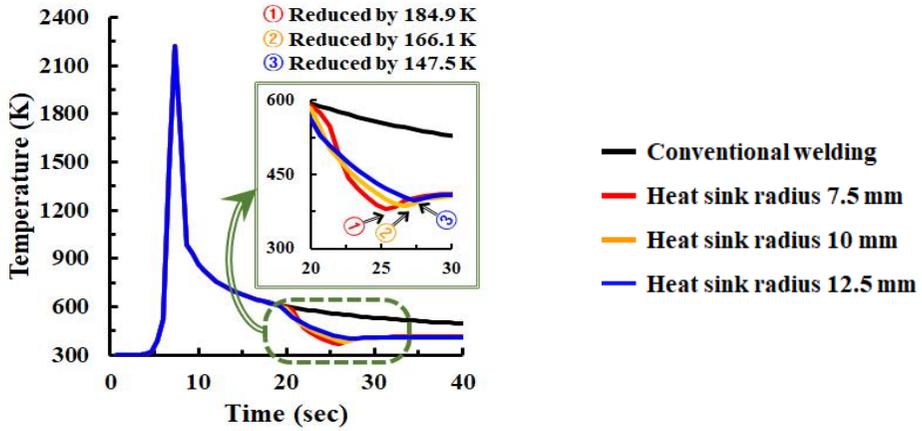
Fig. 4.4 Comparison of temperature history of welds with and without heat sink for various standoff distances

Fig. 4.5는 이격거리가 50mm로 고정된 상태에서 용접아크가 용접선 길이방향 중앙지점에 도달하였을 때의 냉각반경 7.5mm, 10mm, 12.5mm에 대한 온도이력이다. HSW 해석모델 용접선 길이방향 중앙지점의 냉각 반경에 따른 용착금속부, 열영향부, 모재부의 온도이력을 나타내며, 기존 용접방식을 적용한 해석모델과 온도이력을 비교하였다.

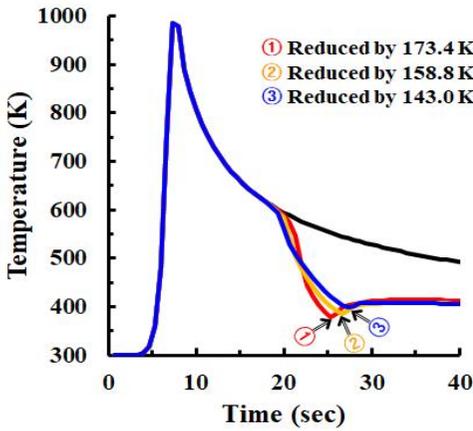
용착금속부인 Fig. 4.5 (a)에서 냉각반경이 가장 작은 7.5mm 조건에서 26초에 도달했을 때 온도가 368.8K으로 급격히 감소되었는데, 이는 냉각열원을 적용하지 않은 기존 용접방식(553.7K) 대비 약 184.9K 만큼 온도가 감소되었다. 냉각반경 10mm 조건의 경우 27초에 도달했을 때 용착금속부의 온도가 383.6K으로 감소하였으며, 기존 용접방식(549.7K)에 비해 약 166.1K 만큼 온도가 감소되었음을 알 수 있다. 냉각반경이 가장 큰 12.5mm 조건에서 27초에 도달하면 398.3K 만큼 온도가 감소하였는데, 이는 기존 용접방식(545.8K) 대비 약 147.5K 만큼 온도가 감소되었다.

열영향부인 (b)에서는 냉각반경이 가장 작은 7.5mm 조건에서 25초가 경과했을 때 온도가 379.5K으로 급격하게 감소되었는데, 이는 기존용접(552.9K)에 비해 약 173.4K만큼 온도가 감소됨을 확인하였다. 냉각반경 10mm 조건에서 27초에 도달했을 때 온도가 386.2K으로 감소했으며, 이는 냉각열원을 적용하지 않은 용접방식(545.0K) 대비 약 158.8K 만큼 온도가 감소되었다. 냉각반경 12.5mm 조건에서 약 27초에 도달하면 열영향부의 온도가 398.3K으로 감소되는데, 이는 기존 용접방식(541.3K)에 대비하여 약 143.0K 만큼 온도가 감소된 것을 알 수 있다.

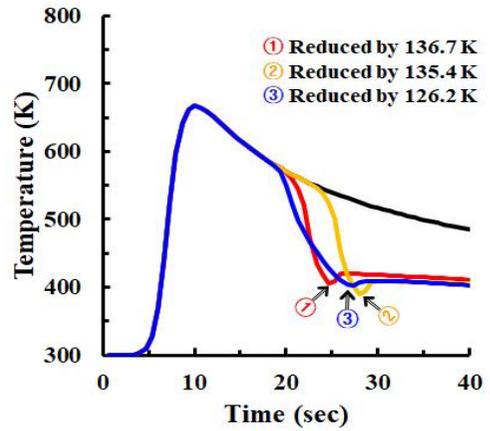
모재부인 (c)의 경우 냉각반경 7.5mm 조건에서 25초에 도달했을 때 404.9K으로 온도가 감소하여 기존용접(541.6K)에 비해 136.7K만큼 온도가 감소되었다. 냉각반경 10mm 조건에서 28초에 도달했을 때 온도가 390K으로 급감했는데, 이는 기존용접(525.4K)에 비해 약 135.4K 만큼 감소됨을 알 수 있다. 냉각반경 12.5mm 조건에서 27초에 도달했을 때 온도가 402.2K으로 감소되었는데, 이는 냉각열원을 적용하지 않은 용접방식(528.4K)에 비해 약 126.2K 만큼 온도가 감소되었음을 확인하였다.



(a) Weld metal



(b) Heat affected zone



(c) Base metal

Fig. 4.5 Comparison of temperature history of welds with and without heat sink for various heat sink radius

4.1.2 열이력 측정

용접부 열전도 수치해석 결과에 대한 타당성을 검증하기 위하여 수치해석 결과와 열전대를 이용한 실측값을 비교하였다. K-type 열전대를 이용하였으며, 측정 위치는 HSW 적용 시 Heat sink 노즐에서 분사되는 물에 영향을 받지 않도록 Fig 4.6과 Photo 4.1에 나타낸 바와 같이 용접부 중앙 하단부에 깊이 1mm의 홈을 뚫고 열전대(Thermocouple)를 삽입하여 열이력을 측정하였다.

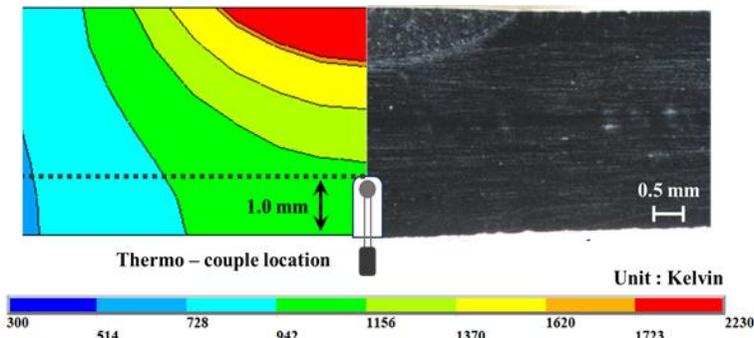


Fig. 4.6 Location of thermocouple attached

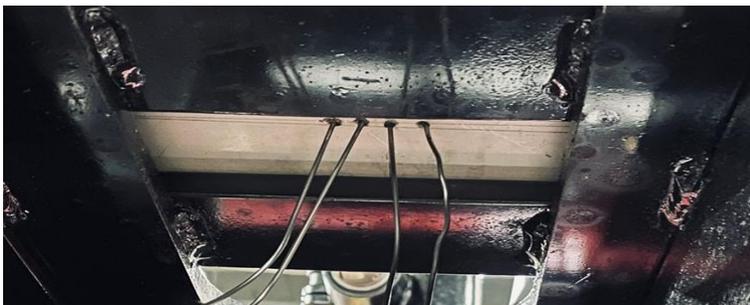


Photo 4.1 Thermocouple location in specimen

Fig. 4.7은 냉각열원 적용하지 않은 기존 용접방식의 해석결과와 실측값을 비교한 열이력 그래프이며, Fig. 4.8은 HSW를 적용한 이격거리 40mm, 냉각반경 7.5mm 조건의 해석값과 실측값을 비교한 열이력 그래프이다. 수치해석 값의 경우 용접

개시 후 51초가 경과했을 때 최대온도(1027K)에 도달한 후 냉각이 진행되었고, 실측값은 52초에 도달했을 때 최대온도(952K)에 도달하여 이후 냉각이 진행되었다. 수치해석 결과값이 실측 결과값보다 약 75K 정도 높게 나타났으나, 정석적인 측면에서 거의 유사하게 나타나는 것을 확인하였다.

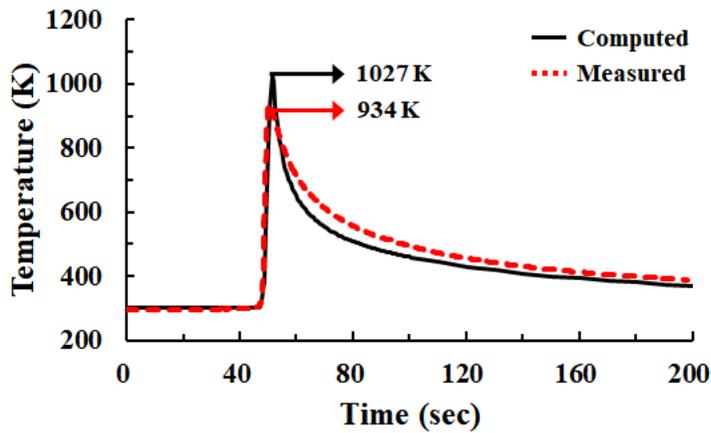


Fig. 4.7 Comparison of temperature history in conventional welding between measurement and numerical analysis

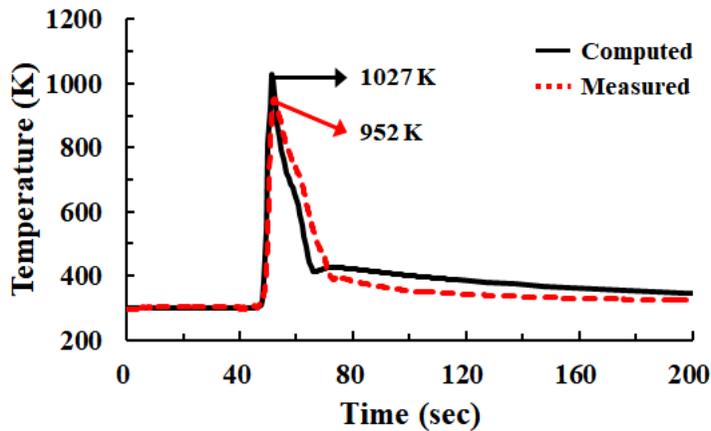


Fig. 4.8 Comparison of temperature history in heat sink welding between measurement and numerical analysis

4.2 Heat sink welding 용접부 역학적 특성

4.2.1 열탄소성 해석

Fig. 4.9는 기존 용접방식 및 HSW 이격거리에 따른 용접선 두께방향(Y)의 변위분포이다. 최대 변위 발생 구간은 모든 조건에서 동일하게 용접선 길이방향 중앙지점의 좌우측 끝단에서 나타났으며, 이격거리에 따른 용접부의 변위를 비교해 본 결과 용접아크와 냉각노즐 간의 이격거리가 가까울수록 변위가 감소함을 알 수 있다.

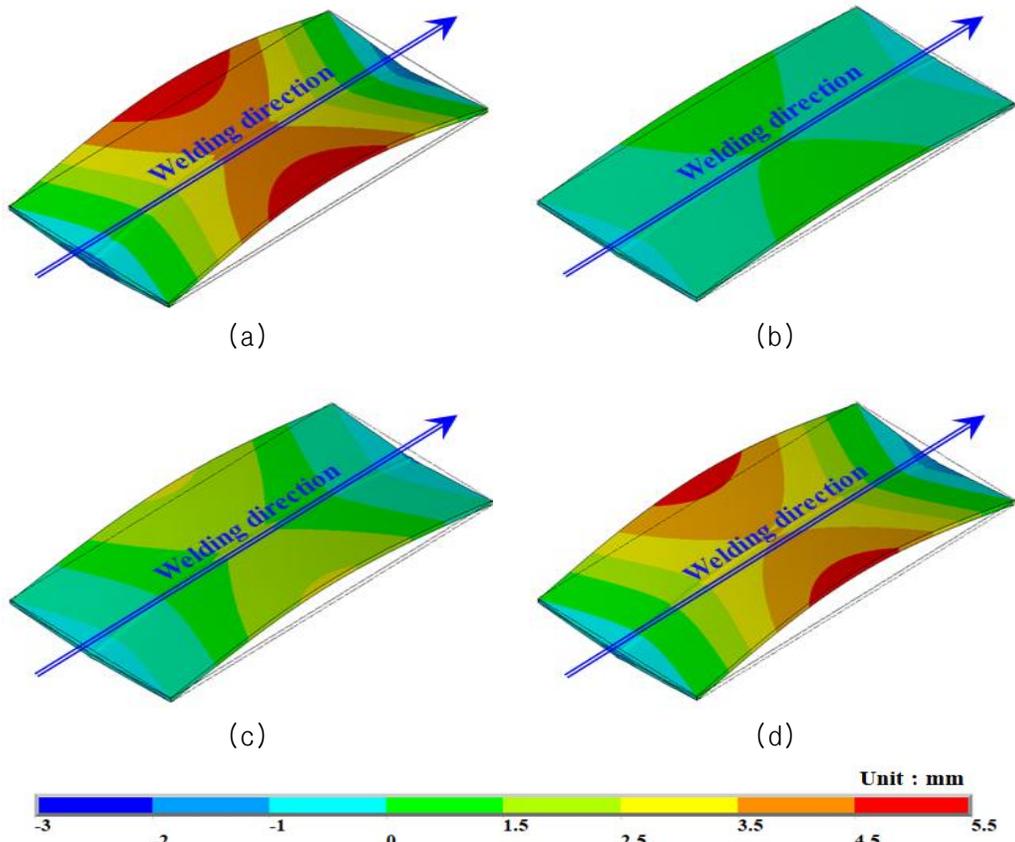


Fig. 4.9 Comparison of welding deformation in welds with and without heat sink for various standoff distance

Fig. 4.10은 기존 용접방식 및 HSW 냉각반경에 따른 용접선 두께방향(Y)의 변위 분포이다. 최대 변위 발생 구간은 모든 조건에서 동일하게 용접선 길이방향 중앙 지점의 좌우측 끝단에서 나타났으며, 이격거리에 따른 용접부의 변위를 비교해 본 결과 냉각반경이 작아질수록 변위가 감소함을 알 수 있다.

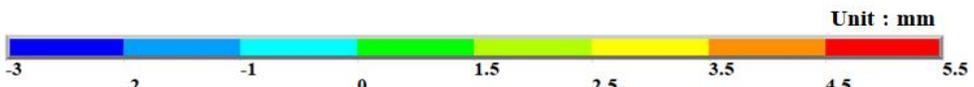
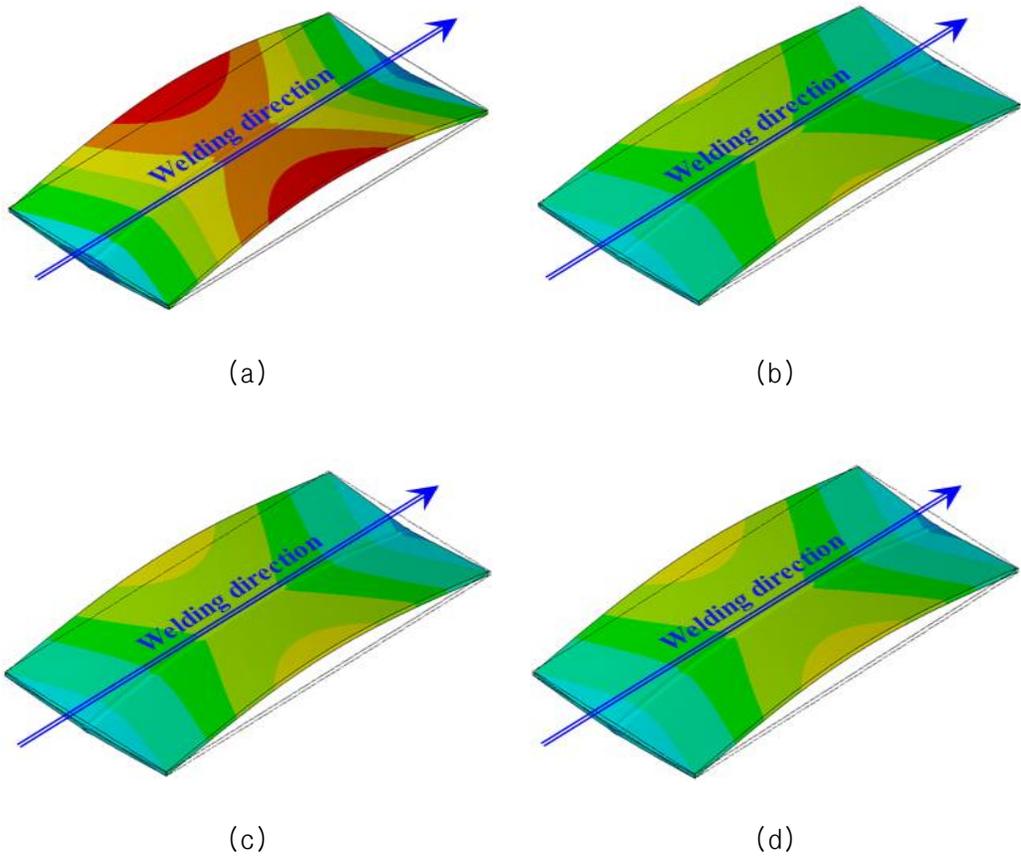


Fig. 4.10 Comparison of welding deformation in welds with and without heat sink for various heat sink radius

가. 종굽힘변형

Fig. 4.11은 냉각반경이 7.5mm로 고정된 상태에서 이격거리 40mm, 50mm, 60mm에 대한 용접선의 길이방향 변위 그래프이다. 기존 용접을 포함하여 용접선 중앙부인 150mm 구간에서 모든 조건이 동일하게 최대 변위가 나타났다. 용접 아크로부터 이격거리가 커질수록 변위가 더 크게 나타났는데, 기존 용접방식의 최대 변위가 5.50mm, 이격거리가 60mm, 50mm, 40mm인 시험편의 최대 변위는 각각 5.24mm, 3.78mm, 2.22mm로 나타났다. 냉각열원을 적용하지 않은 기존 용접방식 변위 (5.5mm) 대비 이격거리가 40mm인 heat sink 용접 시험편(2.22mm)에서 최대 약 60% 정도의 변위가 감소됨을 확인하였다.

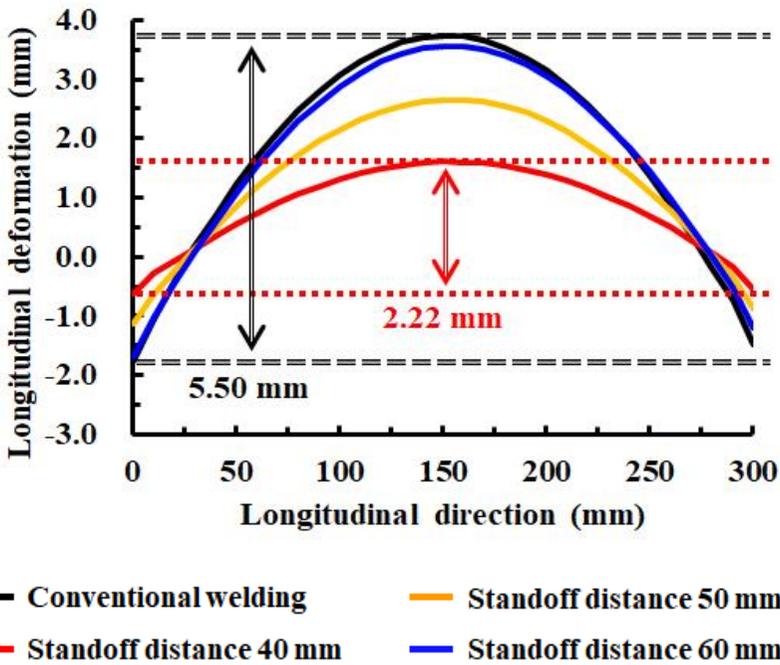


Fig. 4.11 Longitudinal deformation in welds with and without heat sink for various standoff distance

Fig. 4.12는 용접 아크로부터 이격거리가 50mm로 고정된 상태에서 냉각반경 7.5mm, 10mm, 12.5mm에 대한 용접선의 길이방향 변위 그래프이다. 마찬가지로 기존 용접을 포함하여 용접선 중앙부인 150mm 구간에서 모든 조건이 동일하게 최대 변위가 나타났다. 물의 유량이 동일할 때 냉각반경이 커질수록 변위가 더 크게 나타났는데, 기존 용접방식의 최대 변위가 5.50mm, 냉각반경이 12.5mm, 10mm인 시험편은 4.26, 4.21mm로 변위가 비슷하게 나타났고, 냉각반경이 가장 작은 7.5mm인 시험편의 최대 변위는 3.78mm로 나타났다. 냉각열원을 적용하지 않은 기존 용접방식 변위(5.50mm) 대비 냉각반경이 7.5mm인 heat sink 용접 시험편(3.78mm)에서 최대 약 31% 정도의 변위가 감소됨을 확인하였다.

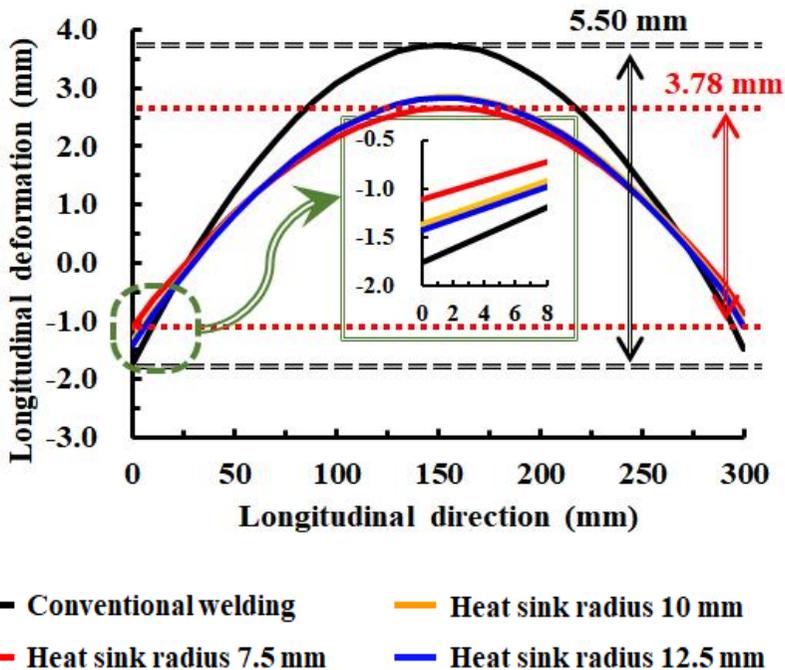


Fig. 4.12 Longitudinal deformation in welds with and without heat sink for various heat sink radius

나. 각변형

Fig. 4.13은 냉각반경이 7.5mm로 고정된 상태에서 이격거리 40mm, 50mm, 60mm에 대한 용접선 폭방향 변위 그래프이다. 기존 용접을 포함하여 판재의 끝단에서 모든 조건이 동일하게 최대 변위가 나타났다. 용접 아크로부터 이격거리가 커질수록 변위가 더 크게 나타났는데, 기존 용접방식의 최대 변위가 1.68mm, 이격거리가 60mm, 50mm, 40mm인 시험편의 최대 변위는 각각 1.45mm, 0.99mm, 0.51mm로 나타났다. 냉각열원을 적용하지 않은 기존 용접방식 변위(1.68mm) 대비 이격거리가 40mm인 heat sink 용접 시험편(0.51mm)에서 최대 약 70% 정도의 변위가 감소됨을 확인하였다.

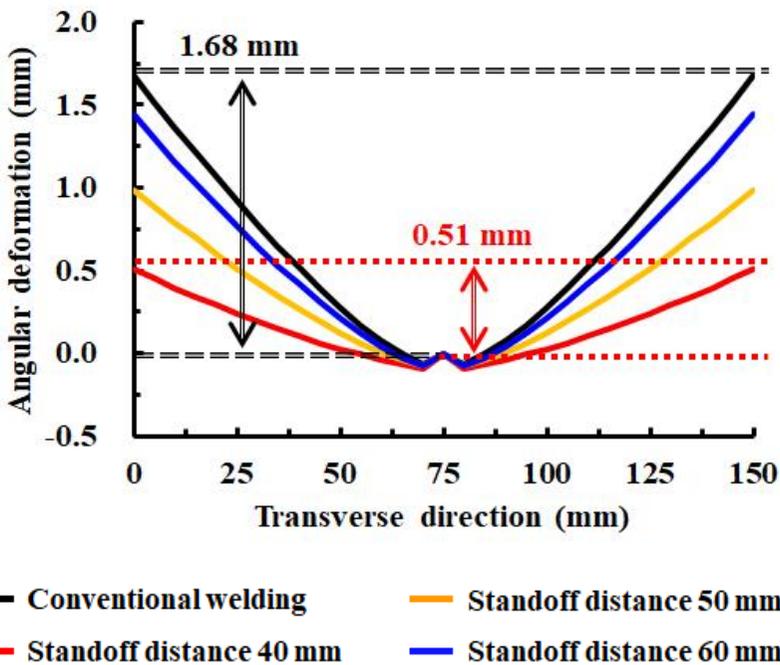


Fig. 4.13 Angular deformation in welds with and without heat sink for various standoff distance

Fig. 4.14는 용접 아크로부터 이격거리가 50mm로 고정된 상태에서 냉각반경 7.5mm, 10mm, 12.5mm에 대한 용접선 폭방향 변위 그래프이다. 마찬가지로 기존 용접을 포함하여 판재의 끝단에서 모든 조건이 동일하게 최대 변위가 나타났다. 물의 유량이 동일할 때 냉각반경이 커질수록 변위가 더 크게 나타났는데, 기존 용접 방식의 최대 변위가 1.68mm, 냉각반경이 12.5mm, 10mm인 시험편은 각각 1.19mm, 1.15mm로 변위가 비슷하게 나타났고, 냉각반경이 가장 작은 7.5mm인 시험편의 최대 변위는 0.99mm로 나타났다. 냉각열원을 적용하지 않은 기존 용접방식 변위 (1.68mm) 대비 냉각반경이 7.5mm인 heat sink 용접 시험편(0.99mm)에서 최대 약 41% 정도의 변위가 감소됨을 확인하였다.

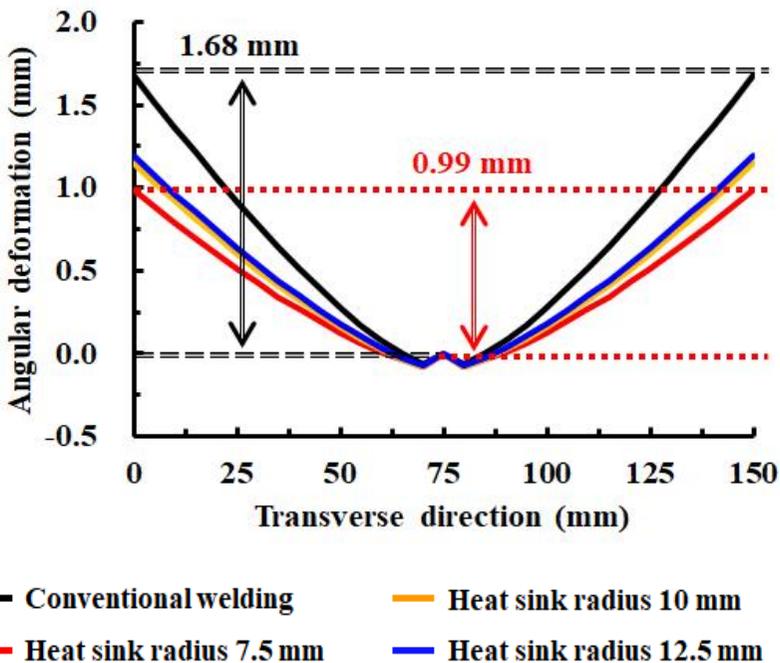


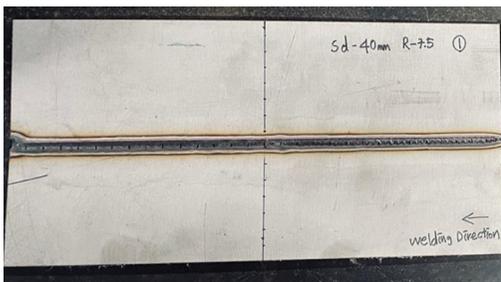
Fig. 4.14 Angular deformation in welds with and without heat sink for various heat sink radius

4.2.2 변형량 측정

해석결과에 대한 타당성을 검증하기 위하여 냉각열원을 적용하지 않은 기존용접 방식과 HSW 적용시 이격거리 40mm, 냉각반경 7.5mm 조건에 대하여 Photo 4.2 와 같이 용접선 길이방향과 용접선 횡방향을 따라 10mm 간격으로 디지털 다이얼게이지를 이용하여 두께방향 용접변형을 측정하였으며 해석결과와 실측값을 비교하였다.

종급힘변형 측정 결과 Fig. 4.15와 Fig. 4.17에 나타낸 바와 같이 해석결과와 실측값 모두 용접 길이방향 중앙인 150mm 구간에서 최대 변위가 발생하였으며 중앙부에서 실측값이 해석값에 비해 0.55mm 높으나 정성적 측면으로는 서로 유사한 경향이 나타남을 확인하였다.

각변형 측정 결과 Fig. 4.16와 Fig. 4.18에 도시한 바와 같이 실측값과 해석값 모두 판재 끝단에서 최대 변위가 발생하였으며 판재 끝단에서 해석값과 실측값이 0.26mm 정도 차이가 나타났으나 정성적 측면에서 서로 유사한 경향이 나타남을 확인하였다.



(a) Marking on Specimen



(b) Digital dial gauge

Photo 4.2 Measuring equipment for welding deformation

Fig 4.19와 Fig 4.20은 기존 용접과 이격거리 40mm, 냉각반경 7.5mm 조건의 HSW의 실제 실험편과 수치해석 모델을 비교한 것으로 용접변형 저감효과가 잘 반영되어 있음을 알 수 있다.

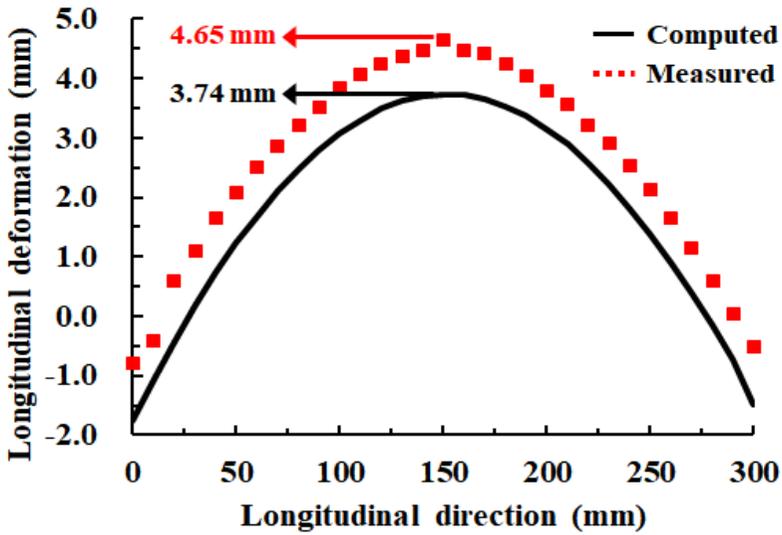


Fig. 4.15 Comparison of longitudinal deformation in conventional welding between measurement and numerical analysis

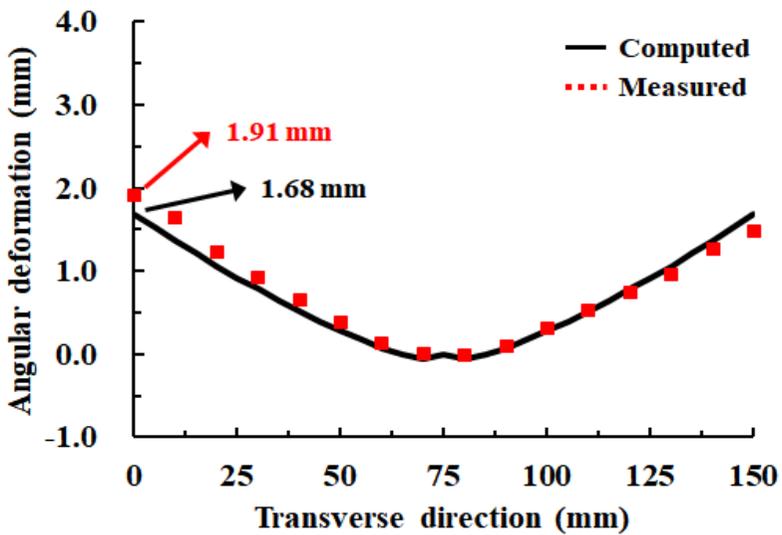


Fig. 4.16 Comparison of angular deformation in conventional welding between measurement and numerical analysis

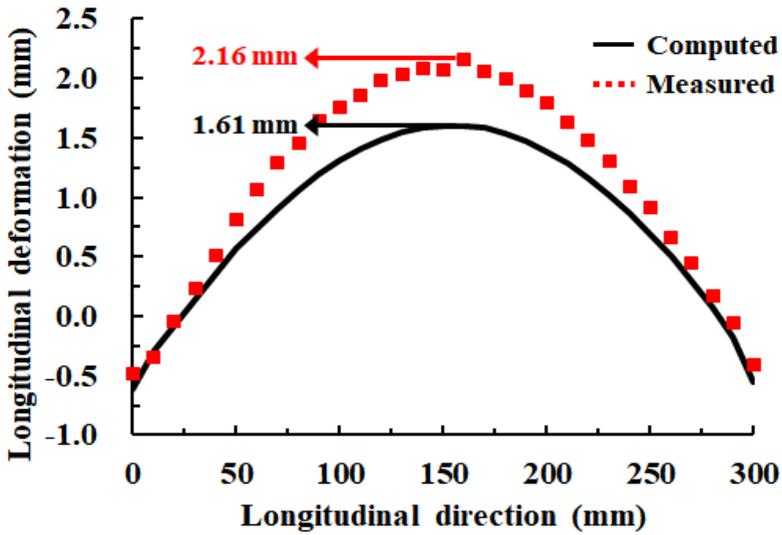


Fig. 4.17 Comparison of longitudinal deformation in heat sink welding between measurement and numerical analysis

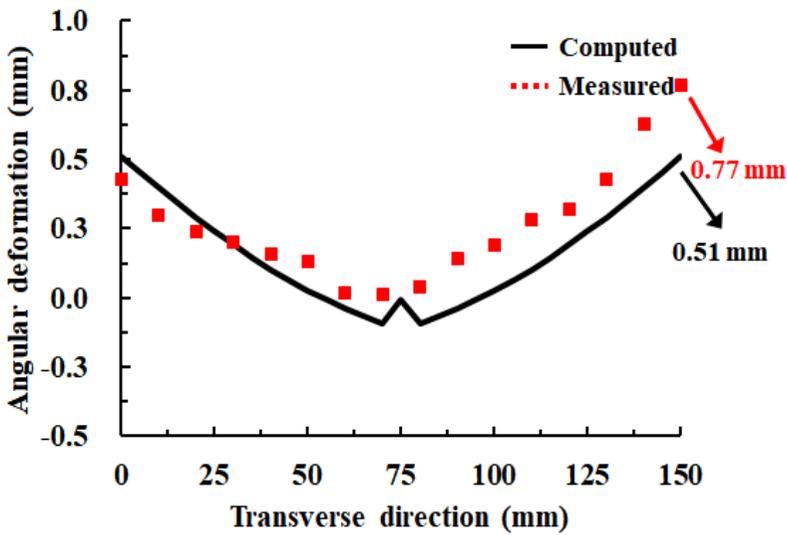


Fig. 4.18 Comparison of angular deformation in heat sink welding between measurement and numerical analysis

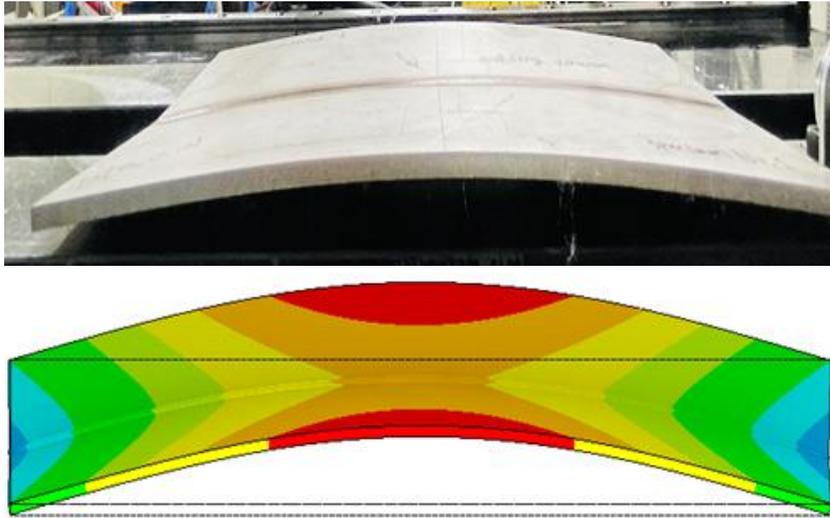


Fig. 4.19 Comparison between FE model and conventional welded specimen

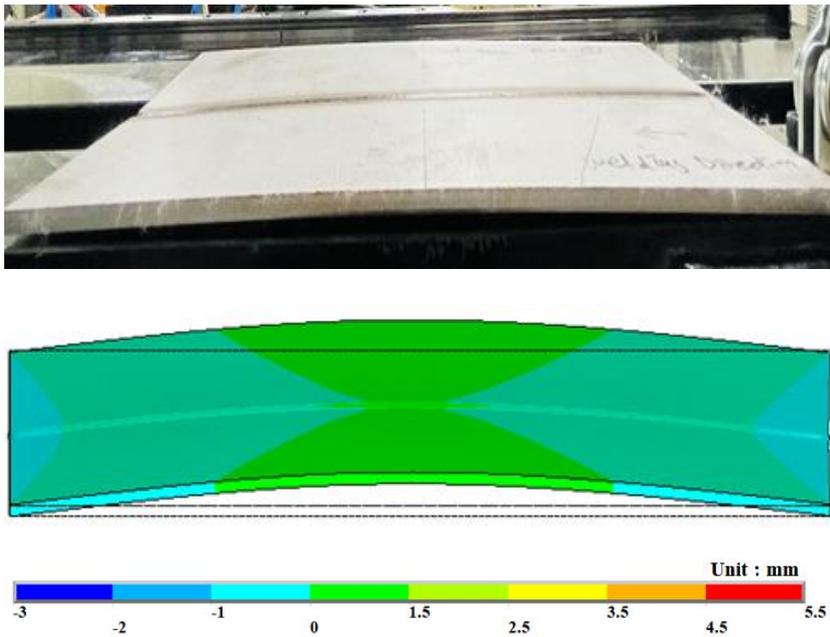


Fig. 4.20 Comparison between FE model and heat sink welded specimen

4.3 결과 및 고찰

본 장에서는 유한요소해석을 이용하여 열적 및 역학적 특성을 규명하였으며, 실측 실험을 통하여 해석결과의 타당성을 검증하였다. 해석모델은 3차원 비정상 열전도 및 열탄소성 해석이 수행되었으며, 기존의 용접방식과 HSW 방식의 이격거리 및 냉각반경에 따른 온도분포 특성 및 용접변형 저감 특성을 비교 및 고찰하였다.

1) 냉각반경을 7.5mm로 고정하고 용접아크와의 이격거리에 따른 용접부 열이력을 비교해보았을 때 HSW 적용시 냉각효과가 가장 크게 나타나는 이격거리 40mm 조건의 경우 용착금속부, 열영향부, 모재부에서 기존용접방식에 비해 각각 192.4K, 179.9K, 140.1K 만큼 온도가 감소하였다. 또한 이격거리 50mm 조건의 경우 기존용접에 비해 각각 184.9K, 173.4K, 136.7K 만큼 온도가 감소하였으며, 이격거리 60mm 조건의 경우 기존 용접방식에 비해 각각 180.1K, 169.9K, 135.4K 만큼 온도가 감소하였다.

2) 용접아크와의 이격거리를 50mm로 고정하고 냉각반경에 따른 용접부 열이력을 비교해보았을 때 HSW 적용시 냉각반경 7.5mm 조건의 경우 용착금속부, 열영향부, 모재부에서 기존용접방식에 비해 각각 184.9K, 173.4K, 136.7K 만큼 온도가 감소하였다. 또한 냉각반경 10mm 조건의 경우 기존용접에 비해 각각 166.1K, 158.8K, 135.4K 만큼 온도가 감소하였으며, 냉각반경 12.5mm 조건일 때 기존 용접방식에 대비하여 각각 147.5K, 143.0K, 126.2K 만큼 온도가 감소하였다.

3) 냉각반경을 7.5mm로 고정하고 용접아크와의 이격거리에 따른 열탄소성 해석 결과를 비교하였을 때, 용접선에서 발생하는 종굽힘 변형 최대 변위의 경우 기존 용접방식(5.50mm) 대비 HSW를 적용한 이격거리 40mm(2.22mm) 조건에서 최대 약 60% 정도 변위가 감소되어 나타났다. 또한 이격거리 50mm(3.78mm), 60mm(5.24mm) 조건의 경우 각각의 저감률은 31%, 5% 로 용접아크와의 이격거리가 가까울수록 용접변형의 크기가 감소하는 경향을 확인하였다.

4) 동일한 냉각변수 조건에서 각변형 최대 변위의 경우 기존 용접방식(1.68mm) 대비 HSW을 적용한 이격거리 40mm(0.51mm) 조건에서 최대 약 70% 정도의 변위가 저감되어 나타났다. 또한 이격거리 50mm(0.99mm), 60mm(1.45mm) 조건의 경우 각각의 저감률은 41%, 14% 로 용접아크와의 이격거리가 근접할수록 용접변형의 크기가 점차 감소함을 확인하였다.

5) 용접아크와의 이격거리를 50mm로 고정하고 냉각반경에 따른 열탄소성 해석결과를 비교하였을 때, 용접선에서 발생하는 종굽힘 변형 최대 변위의 경우 기존 용접방식(5.50mm) 대비 HSW을 적용한 냉각반경 7.5mm(3.78mm) 조건에서 최대 약 31% 정도의 변위가 저감되어 나타났다. 또한 냉각반경 10mm(4.21mm), 12.5mm(4.26mm) 조건의 경우 각각의 저감률은 23%, 22% 으로 냉각반경이 작을수록 용접변형의 크기가 점차 감소함을 확인하였다.

6) 동일한 냉각변수 조건에서 각변형 최대 변위의 경우 기존 용접방식(1.68mm) 대비 HSW을 적용한 냉각반경 7.5mm(0.99mm) 조건에서 최대 약 41% 정도의 변위가 저감되어 나타났다. 또한 냉각반경 10mm(1.15mm), 12.5mm(1.19mm) 조건의 경우 각각의 저감률은 32%, 29% 로 냉각반경이 작을수록 용접변형의 크기가 점차 감소함을 확인하였다.

제 5 장 결 론

본 연구는 극저온 소재 STS 304L의 Heat Sink Welding 공정변수에 따른 용접변형 저감 특성을 고찰하기 위하여 열전도 및 열탄소성 해석을 수행하였으며, 실측 실험을 통하여 해석결과의 타당성을 검증하였다. 냉각매체와 용접아크의 이격거리와 냉각반경이 용접부 열적 및 역학적 특성에 미치는 영향에 대해 다음과 같이 결론을 도출하였다.

- 1) 기존 용접방식에 비해 HSW 방식에서 냉각효과에 의해서 용접부 온도가 감소되었고, 종급힘변형과 각변형 변위도 저감되었다.
- 2) 이격거리 및 냉각반경에 따른 용접부 열적 특성을 살펴본 결과 용접아크와의 이격거리가 가깝고, 냉각반경이 줄어들수록 냉각효과가 증가됨을 알 수 있다.
- 3) 냉각효과가 가장 높게 나타나는 이격거리 40mm, 냉각반경 7.5mm 조건에서 용착금속부, 열영향부, 모재부의 온도가 기존용접 대비 각각 192.4K, 111K, 111K 만큼 저감되어 나타났다.
- 4) HSW 최적조건인 이격거리 40mm, 냉각반경 7.5mm 조건에서 종급힘변형 및 각변형은 각각 2.22mm, 0.51mm로 기존용접 대비 60%, 70% 만큼 감소되었다.
- 5) HSW 수치해석 결과값과 실험 실측값을 비교한 결과, 종급힘변형에서 실측값이 해석값보다 0.55mm 높고 각변형에서 실측값이 해석값보다 0.26mm 높았으나 정성적인 측면에서 동일한 특성이 나타났다.

참고문헌

- [1] 용접·접합 편람 2 역학, 시공 및 검사, pp. 26-49
- [2] 김영식, 용접잔류응력과 용접변형의 발생기구와 그 대책, 대한용접·접합학회, 1989, 17(6), pp. 17-27
- [3] Yang, Y. P., & Dong, P. (2012). Buckling distortions and mitigation techniques for thin-section structures. *Journal of materials engineering and performance*, 21(2), 153-160.
- [4] Okano, S., Mochizuki, M., Toyoda, M., & Ueyama, T. (2011). Effect of weld heat input conditions on reduction of angular distortion by heat-sink welding. *Quarterly Journal of JWS*, 29-1.
- [5] Holder, R., Larkin, N., Li, H., Kuzmikova, L., Pan, Z., & Norrish, J. (2011). Development of a DC-LSND welding process for GMAW on DH-36 Steel.
- [6] Sudheesh, R. S., & Prasad, N. S. (2014). Parametric Studies on Effect of Trailing Liquid Nitrogen Heat Sink on TIG Welding of Steels. In *Advanced Materials Research* (Vol. 875, pp. 1595-1599). Trans Tech Publications Ltd.
- [7] Go, B. S., Oh, K. H., Kwon, S. I., & Bang, H. S. (2022). Reduction Characteristics of Welding Deformation According to Cooling Distance in Heat Sink Welding. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 23(11), 1229-1236.
- [8] 용접·접합 편람 1 철강 및 비철재료, pp. 110-154
- [9] 김종명, 박창수, 김영표, 방한서, 수치시뮬레이션에 의한 박판 용접 변형 예측에 관한 기초적 연구, 대한용접·접합학회, 2003, 21(1), pp. 93-98
- [10] 방한서, 한길영, 평판용접에 관한 평면변형 열탄소성 해석, 한국해양공학회, 1994, 8(1), pp. 33-40
- [11] 방한서, 고민성, 방희선, 유한요소법에 의한 평판의 용접 변형에 관한 기초적

- 연구, 한국해양공학회, 1997, 11(4), pp. 1-6
- [12] 방한서, 차용훈, 오윤권, 노찬승, 김종명, 점열탄소성 이론에 의한 용접후열 처리에 대한 수치해석, 한국해양공학회, 1997, 11(1), pp. 113-123
- [13] 박준형, 김재웅, 박판재 용접 구조물의 선상 가열 교전에서 최적 조건의 선정에 관한 연구, 대한용접·접합학회, 2011, 29(2), pp. 40-45
- [14] 방한서, 유한요소법에 의한 박판용접의 2차원비정상열전도 해석, 대한조선학회, 1990, 27(4), pp. 43-50
- [15] 방한서, 후판 용접부의 역학적 특성 - 유한요소법에 의한 3차원 열탄소성 해석, 대한용접·접합학회, 1992, 10(4), pp. 250-258
- [16] Teixeira, P. R. D. F., Araújo, D. B. D., & Cunda, L. A. B. D. (2014). Study of the gaussian distribution heat source model applied to numerical thermal simulations of TIG welding processes.
- [17] Yang, Y. P., Dong, P., Zhang, J., & Tian, X. (2000). A hot-cracking mitigation technique for welding high-strength aluminum alloy. WELDING JOURNAL-NEW YORK-, 79(1), 9-s.
- [18] Farias, R. M., Teixeira, P. R., & Araújo, D. B. (2017). Thermo-mechanical analysis of the MIG/MAG multi-pass welding process on AISI 304L stainless steel plates. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, 39(4), 1245-1258.
- [19] Huang, H., Yin, X., Feng, Z., & Ma, N. (2019). Finite element analysis and in-situ measurement of out-of-plane distortion in thin plate TIG welding. Materials, 12(1), 141.
- [20] Okano, S., Mochizuki, M., Toyoda, M., & Ueyama, T. (2012). Effect of welding conditions on reduction in angular distortion by welding with trailing heat sink. Science and Technology of Welding and Joining, 17(4), 264-268.