



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](#)

2020년 8월

석사학위 논문

수냉법을 이용한 용접 잔류응력 및 변형 저감 특성

조선대학교 대학원
용접·접합과학공학과
고 범 수

수냉법을 이용한 용접 잔류응력 및 변형 저감 특성

Reduction Characteristics of Welding Residual
Stress and Deformation in Welds by Heat Sink
Welding

2020년 8월 28일

조선대학교 대학원
용접·접합과학공학과
고 범 수

수냉법을 이용한 용접 잔류응력 및 변형 저감 특성

지도교수 방 희 선

이 논문을 공학 석사학위신청 논문으로 제출함

2020년 5월

조선대학교 대학원

용접·접합과학공학과

고 범 수

고범수의 석사학위논문을 인준함

위원장 조선대학교 조교수 손윤철 (인)

위 원 조선대학교 교수 방희선 (인)

위 원 조선대학교 특임교수 방한서 (인)

2020년 6월

조선대학교 대학원

CONTENTS

List of Figures	III
List of Tables	V
LIST of Photographs	V
Abstract	VI
1 장. 서론	1
1.1 연구 배경	1
1.2 연구 동향	3
1.3 연구 목적	5
2 장. 이론적 배경	6
2.1 용접 잔류응력 및 변형	6
2.1.1 생성 메커니즘	9
2.1.2 방지 및 저감 대책	12
2.2 유한요소법 해석 이론	16
2.2.1 비정상 열전도 이론	16
2.2.2 열탄소성 이론	20
2.2.3 열원함수 및 입열모델	23

3 장. 수냉에 따른 용접부 열적 특성	24
3.1 해석모델 및 방법	24
3.2 용접부 열분포	28
3.2.1 열전도 해석	28
3.2.2 열이력 측정	36
3.3 결과 및 고찰	39
4 장. 수냉에 따른 용접부 역학적 특성	40
4.1 해석조건	40
4.2 용접부 잔류응력 및 변형	42
4.2.1 열탄소성 해석	42
4.2.2 변형량 측정	50
4.2.3 경도 측정	52
4.3 결과 및 고찰	54
5 장. 결론	55
참고문헌	56

List of Figures

Fig. 1.1	Welding setup of trailing heat sink	2
Fig. 1.2	Effect of heat sink welding	3
Fig. 1.3	Heat sink welding with water cooling torch	4
Fig. 1.4	Heat sink welding with water cooling device	4
Fig. 2.1	Welding residual stress	6
Fig. 2.2	In plane deformation	7
Fig. 2.3	Out of plane deformation	8
Fig. 2.4	Residual stress formation process	9
Fig. 2.5	Temperature and residual stress distribution during welding	10
Fig. 2.6	PWHT schematic diagram	12
Fig. 2.7	Strain stress curve	13
Fig. 2.8	Press roller method	14
Fig. 2.9	Line heating schematic diagram	15
Fig. 3.1	Thermal properties of SS400	25
Fig. 3.2	Configuration of analysis model	25
Fig. 3.3	Welding procedure	26
Fig. 3.4	Water cooling effect in welding	27
Fig. 3.5	Temperature distribution in weld with time	28
Fig. 3.6	Temperature histories of W.M, H.A.Z, and B.M	29
Fig. 3.7	Temperature distribution with time	30
Fig. 3.8	Temperature distribution according to the cooling distance	32
Fig. 3.9	Temperature distribution of cross section in welds with and without water cooling for various distances	33
Fig. 3.10	Comparison of temperature histories of welds with and without water cooling	35
Fig. 3.11	Location of K type thermocouple attached	37

Fig. 3.12 Comparison of temperature history in weld with and without water cooling between numerical analysis and measurement	38
Fig. 4.1 Material properties of SS400	40
Fig. 4.2 Boundary condition of finite element analysis	41
Fig. 4.3 Distribution of residual stress σ_{zz} in welding line direction of welds without water cooling	42
Fig. 4.4 Residual stress σ_{xx} σ_{yy} σ_{zz} in welding line direction of welds without water cooling	43
Fig. 4.5 Comparison of residual stress σ_{zz} in welds with and without water cooling after first procedure	45
Fig. 4.6 Comparison of residual stress σ_{zz} in welds with and without water cooling after second procedure	45
Fig. 4.7 Distribution of welding residual stress σ_{zz} in welds with and without water cooling after first procedure	46
Fig. 4.8 Distribution of welding residual stress σ_{zz} in welds with and without water cooling after second procedure	46
Fig. 4.9 Comparison of welding deformation in welds with and without water cooling after first procedure	48
Fig. 4.10 Comparison of welding deformation in welds with and without water cooling after second procedure	48
Fig. 4.11 Distribution of welding deformation in welds with and without water cooling after first procedure	49
Fig. 4.12 Distribution of welding deformation in welds with and without water cooling after second procedure	49
Fig. 4.13 Comparison of welding deformation in welds between numerical analysis and measurement	51
Fig. 4.14 Comparison of hardness distribution of welds with and without water cooling	53

List of Table

Table. 2.1 Various type of line heating	15
Table. 3.1 Chemical composition of SS400	24
Table. 3.2 Welding condition	26
Table. 3.3 Cooling condition	27

List of Photographs

Photo. 1.1 T-joint thin plate structure	5
Photo. 3.1 Appearance of water cooling device	37
Photo. 4.1 Measuring equipment for welding deformation	50
Photo. 4.2 Hardness test measurement location	52

ABSTRACT

Reduction Characteristics of Welding Residual Stress and Deformation in Welds by Heat Sink Welding

Go Bum Su

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

Department of Welding and Joining Science
Engineering,

Graduate School of Chosun University

When assembling a welding structure, welding deformation occurs inevitably due to the welding heat source applied locally. This not only decreases the performance and strength of the structure, but also decreases productivity due to the modification work according to the dimensional change. In order to solve the welding deformation problem, various methods such as a presetting parts before welding, a change in welding sequence, and a line heating method are applied, but an additional post-treatment process is required, and it is performed according to the operator's experience.

Therefore, in this study, by applying a HSW that does not require an additional post-processing process, numerical analysis of the T-joint structure was carried out to characterize the residual stress and welding deformation characteristics, and the validity of the analysis was verified by comparing with the measured values through experiments.

The material used for numerical analysis is SS400 for general structural steel, and the joint type is one-side welded with a fillet T-joint of 5mm leg length also model used in the analysis consists of a lower plate and two vertical plates, the size of the lower plate is 500mm (L) X 250mm (W) X 3mm (T) and the size of the vertical plate is 500mm (L) X 50mm (W) X 3mm (T). The welding conditions were voltage 22V, current 170A, welding speed 5.56mm/s, welding efficiency 80% and CO₂ welding was performed in addition the cooling conditions of HSW were considered as the flow rate of 0.2ml/s, the cooling radius of 2.5mm, the cooling distance of 35/50/65mm, and the cooling efficiency of 80% and H₂O was used as the cooling medium.

As a result of the thermal conduction analysis, a cooling zone is formed on the surface of the welding metal along the arc by a cooling medium, compared to the conventional welding method, the temperature of the welding zone is reduced in HSW and It was confirmed that the closer the cooling distance from the welding arc was the greater the temperature of the welding zone was reduced.

As a result of the thermo-elastic-plastic analysis, residual stress and welding deformation were lower in HSW than in the conventional welding method, residual stress and welding deformation were significantly reduced as the distance from the welding arc was closer, In the case of the separation distance of 35 mm, the residual stress of up to 14% was reduced in the vicinity of the welding line of the T-joint structure, either It was confirmed that welding deformation of up to 7.4% was reduced in the welding line.

제 1 장. 서 론

1.1 연구 배경

용접구조물 조립 시 국부적으로 가해지는 용접열원에 의하여 부재는 불균일한 온도분포가 형성된다. 이때 용접부는 급속한 열팽창 및 수축이 발생하며, 용접부 주위의 구속력과 소성변형에 의하여 잔류응력과 용접변형이 필연적으로 수반하게 된다. 더불어 부재 용접시 구속력이 크게 작용할 경우 잔류응력은 증가하나 용접 변형은 감소되고, 구속력이 약하게 작용할 경우 잔류응력은 감소하나 용접변형은 증가하게 된다. 이처럼 잔류응력과 용접변형은 서로 상반되는 특성을 가지고 있으며, 잔류응력은 구조물의 피로강도 감소와 균열 진전을 유발시키는 등 구조물의 성능 및 강도를 저하시킬 뿐만 아니라 용접변형으로 인한 구조물의 치수변화에 따른 이음부 수정 및 교정 작업으로 생산성 저하의 주된 요인이 된다.[1]

이러한 문제점들을 해결하기 위하여 구조물 용접시 입열량을 저감시키거나, 부재의 기계적 하중을 가하여 용접부 잔류응력을 완화시키는 공정을 선택하고 있으며, 용접변형 방지용 지그, 용접순서 및 용착금속 적층법의 변경, 역변형법 등을 통한 용접변형 경감을 위한 다양한 방지대책을 계획하고 있지만 작업자의 경험에 의해서 이루어지고 있으며 많은 시간과 비용이 필요하다.[2]

따라서 최근 기존 방법과 다르게 용접 진행 동시에 용접변형과 잔류응력을 저감할 수 있는 Heat Sink Welding(HSW) 공정 연구가 진행 되고 있으며, HSW 공정은 용접 진행과 동시에 용접토치 뒤에서 후행하는 쿨링 노즐(Cooling Nozzle)을 통하여 용접부를 냉각시켜주는 냉각매체 Cryogen(극저온유체), Liquid Nitrogen(액화 질소), CO₂ 등을 분사하여 용접부 잔류응력과 용접변형을 저감하는 기술이다.[3]

HSW 공정은 용접토치 뒤에서 분사되는 냉각매체에 의해 용접부 표면의 온도가 급격하게 냉각되어 용접부에서 발생하는 잔류응력과 소성변형을 최소화할 수 있기 때문에 자체 강성이 작은 박판 강 구조물의 경우 종급힘 변형과 각변형 제어에 효과적이다. 또한 용접 진행과 동시에 이루어지는 공정이기 때문에 후처리 공정에 소요되는 작업시간을 단축시킬 수 있다.[4]

하지만 다양한 소재에 대한 적합한 냉각매체 선정과 Heat Sink 변수인 냉각매체의 유량, 냉각 반경, 용접토치와 쿨링 노즐의 이격거리 등 여러 방면에 대한 선행 연구가 부족하여 아직까지 산업 적용에 어려운 실정이다.

따라서 본 논문에서는 Heat Sink Welding 공정에 대한 잔류응력 및 용접변형 저감 특성을 규명하고자 T-이음부 구조물에 대하여 수냉법을 적용한 수치해석을 실시하였으며, 수치해석의 타당성을 검토하기 위해 해석모델과 동일한 소재 SS400 두께 3mm T-이음부 시험편에 대하여 용접을 실시하였고, 해석값과 실측값의 비교를 통해 해석결과의 타당성을 검증하였다. 또한, 용접아크와의 이격거리에 따른 잔류응력과 용접변형의 저감 특성을 고찰하고자 하였다.

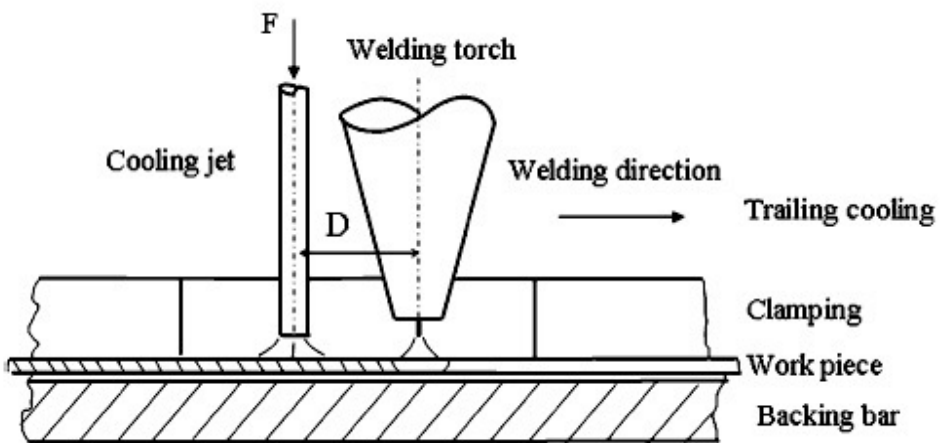


Fig. 1.1 Welding setup of trailing heat sink

1.2 연구 동향

최근 국내·외에서 수행되는 수냉법과 기타 냉각매체를 적용한 용접 잔류응력 및 변형 저감에 관한 연구 동향을 살펴보면 Fig. 1.2에 나타낸 바와 같이 Y.P. Yang, P. Dong은 2011년 냉각매체인 액화질소의 기화열 에너지를 이용하여 Heat Sink 냉각매체가 분사되는 영역에 대한 열전달계수 산정식을 고안하였으며, 수치 해석과 실험을 통하여 박판 구조물의 좌굴변형 완화 기술에 관한 연구를 수행하였다. 실험 결과 HSW 공정이 용접변형 및 잔류응력 제어에 효과가 있음을 확인하였으며, 수치해석 결과에 대한 타당성을 검증하였다. [5]

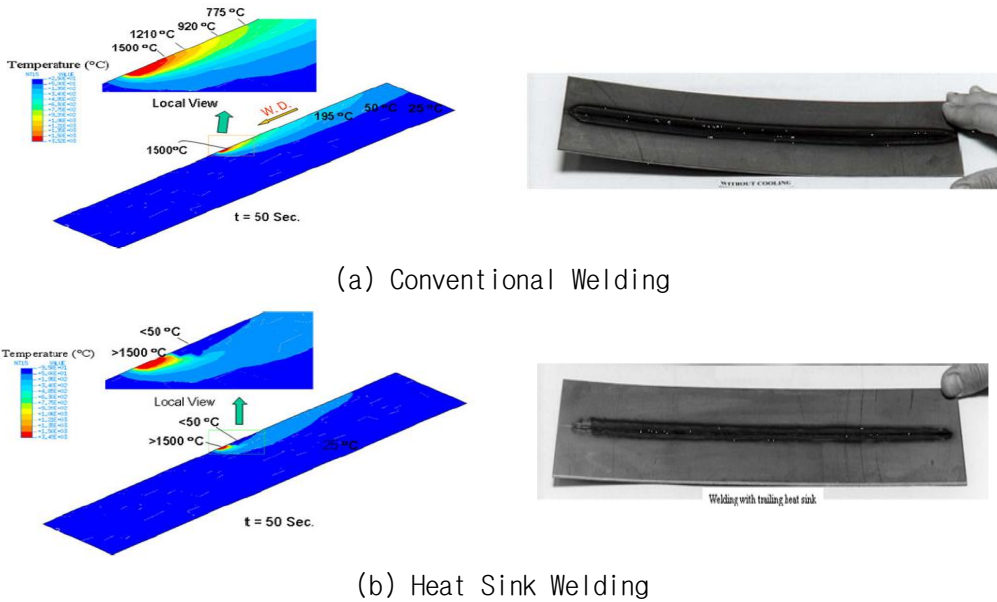


Fig. 1.2 Effect of heat sink welding

Shigetaka는 2011년 Fig. 1.3과 같이 물을 냉각매체로 사용하였을 때의 각변형 감소효과에 대해 실험과 수치해석을 통하여 분석하였다. 또한 HSW 공정변수 중 하나인 용접아크와의 이격거리(50mm, 100mm)에 따른 각변형 특성을 고찰하였다.

연구 결과 기존 조건(Conventional) 대비 HSW 이격거리 100mm, 50mm 조건 각각에 대하여 약 25%, 45% 감소됨을 확인하였으며, HSW 공정의 이격거리가 토치와 근접할 수록 용접변형이 저감됨을 알 수 있었다.[6]

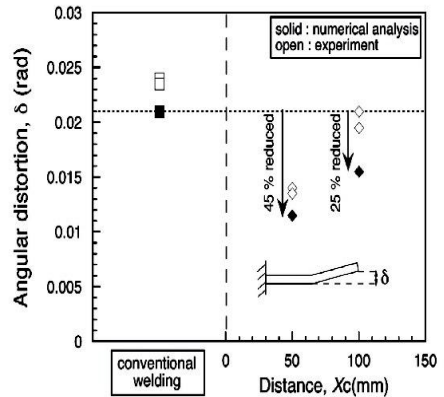
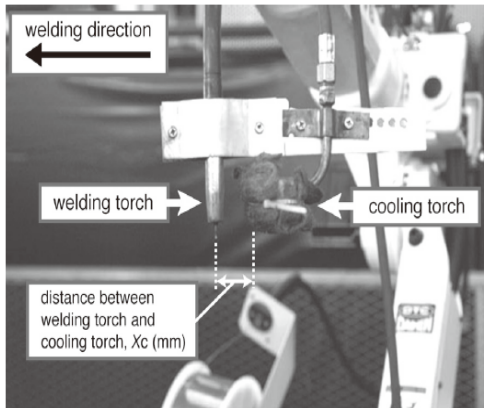


Fig. 1.3 Heat sink welding with water cooling torch

Shigetaka는 2015년 용접토치와 가까운 이격거리에서 냉각매체인 물이 용착금속부로 침투되는 현상을 방지하기 위하여 Fig. 1.4와 같이Shielding Plate와 Sponge를 장착하였으며, 동시에 Sponge의 넓은 면적을 이용하여 Heat Sink 면적을 확장시킬 수 있었다. 연구 결과 기존 조건대비 HSW 공정에서 좌굴변형이 약 50% 감소됨을 확인하였다.[7]

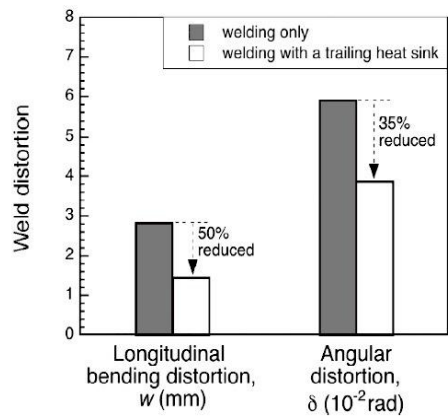
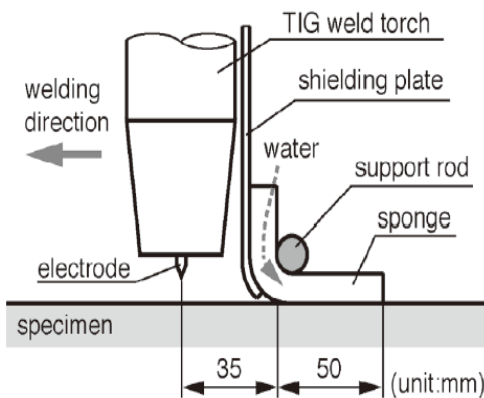


Fig. 1.4 Heat sink welding with water cooling device

1.3 연구 목적

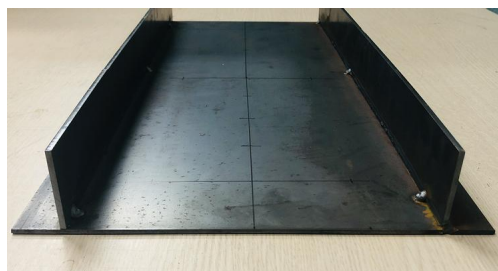
현재까지 수행된 수냉법의 국내외 연구는 Bead On Plate와 같이 단순한 평판위에 1 Pass 용접을 수행할 경우 저감되는 용접 잔류응력과 변형을 살펴보았으나 본 연구에서는 실제 작업현장에서 제작되고 있는 T-이음부 구조물에 대해 수냉법을 적용하여 수치해석을 실시하여 기존 용접방식에서의 열적 특성과 역학적 특성을 비교 및 분석하였으며, 해석결과의 타당성을 검증하기 위하여 실험을 수행하였다.

해석에 사용된 소재는 일반 구조용강 SS400 이며, 해석모델은 Photo. 1.1에 나타난 바와 같이 두께 3mm(t)의 하부 판재와 2개의 수직재가 T-이음부로 편면 용접되어있다. 용접조건은 전압 22V, 전류 170A, 용접속도 5.56mm/s, 용접효율 80%의 CO₂ 용접으로 선정하였으며, 재료의 온도 의존성 물성(비열, 밀도 및 열전도율 등)을 고려하여 수치해석을 수행하였다.

수냉법을 적용한 해석모델의 경우 용접아크를 따라 용접부 표면에 분사되는 냉각매체(H₂O)의 냉각효과를 고려하였으며 사용된 냉각조건은 유량 0.2ml/s, 냉각반경 2.5mm, 이격거리 35, 50, 65mm, 냉각효율 80% 이다. 또한 용접아크와의 이격거리 조건 각각에 대하여 수치해석을 수행하였으며, 수냉법의 이격거리에 따른 용접 잔류응력과 변형 저감 특성을 규명하였다.



(a) Side view



(b) Front view

Photo. 1.1 T-joint thin plate structure

제 2 장. 이론적 배경

2.1 용접 잔류응력 및 변형

용접은 국부적인 입열, 냉각과정을 동반하기 때문에 부재에 불균일한 온도분포가 발생하며 그 결과 용접부 근방의 고온으로 가열된 영역에서 소성변형이나 금속의 조직적 변화에 의한 체적 변화가 생기며 용접부 자체의 수축과 함께 용접구조물에 용접 잔류응력 및 변형을 발생시키는 원인이 된다. 이러한 용접변형은 제품의 치수나 외관을 손상시킬 뿐만 아니라 부재의 강도를 저하시키는 원인이 된다.

용접에 의한 잔류응력 분포 형상을 Fig. 2.1에 나타내었으며, 그림과 같이 용접 진행방향(길이방향) 잔류응력은 용접선에서 항복응력에 상응하는 인장응력이 나타나고 용접선에서 떨어진 부분에서는 압축응력이 나타난다. 일반적인 용접에서 길이방향 압축응력은 용접선 부근의 인장응력과 힘의 평형을 만족시키기 위해 형성되기 때문에 인장응력의 크기와 시험편의 폭에 의해 정해진다. 용접선 폭방향의 잔류응력은 (c)와 같이 시험편의 중앙부분에서는 인장응력이 존재하고 용접선 끝단에서는 압축응력이 나타난다. 폭방향의 잔류응력은 구속상태 등에 영향을 받으나 일반적으로 길이방향 잔류응력에 비해 적은 값으로 나타난다.[8]

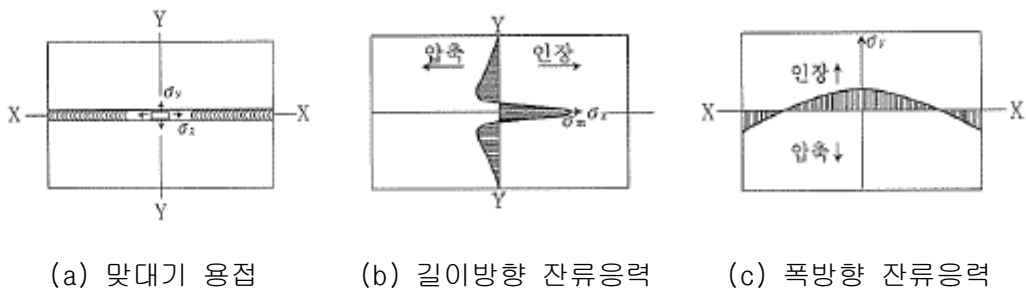


Fig. 2.1 Welding residual stress

용접변형은 Fig. 2.2와 Fig. 2.3과 같이 크게 면내 변형(in-plane deformation)과 면외 변형(out-of-plane deformation)으로 분류되며, 이와는 별도로 용접 중 발생하는 회전변형도 있다. 면내 변형에는 횡방향 수축, 종방향 수축이 있으며, 면외 변형으로는 각변형, 종방향 굽힘변형 및 좌굴변형이 있다.[9]

Fig. 2.2 (a)의 횡수축(transverse shrinkage)은 용접선의 직각 방향의 수축이며 다층용접의 경우 첫 번째 패스에서 크게 작용하지만 두 번째 패스부터는 이미 응고된 용착금속이 새롭게 용착되는 패스의 수축을 방해하기 때문에 횡수축은 서서히 감소됨을 알 수 있다.

(b)의 종수축(longitudinal shrinkage)은 용접선 방향의 수축을 말하며 용착금속의 수축이 주위의 부재에 의해서 저항을 받기 때문에 횡수축에 비해서 매우 작게 발생하며, 수축량은 일반적으로 용접길이의 1/1000 정도이다.

(c)의 회전변형(rotational distortion)은 아직 용접이 되지 않은 부분의 흠이 용접이 진행됨에 따라 좁혀지거나 벌어지는 변형 형태를 말한다. 일반적으로 전류가 높고 용접속도가 빠를 때에는 벌어지고, 전류가 낮고 용접속도가 느린 경우에는 좁아지는 경향이 있다.

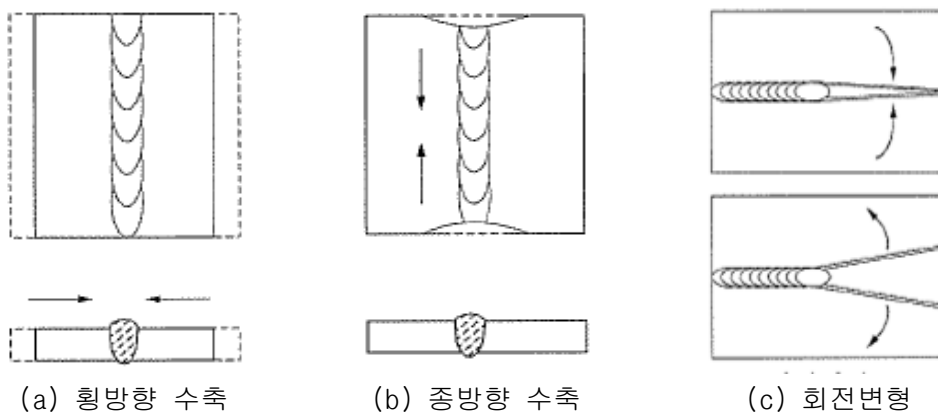
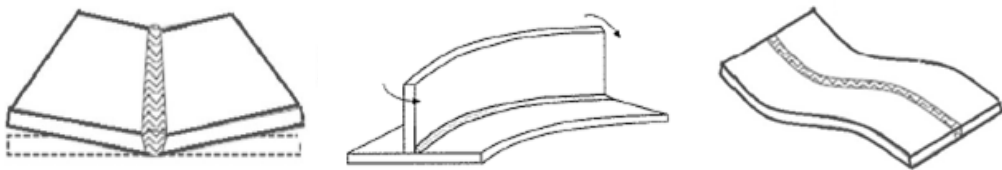


Fig. 2.2 In plane deformation

Fig. 2.3 (a)는 각변형 또는 횡굽힘 변형(angular distortion, transverse distortion)이라고 부르며 용접부를 중심으로 용접선에 직각 방향으로 절곡되는 변형이다. 이는 용접선 부근 표면의 수축량이 판의 두께 방향을 따라 서로 다르게 나타나기 때문에 발생한다. 일반적으로 박판의 경우에는 각변형은 적고, 판두께가 증가하면 각변형이 증가한다.

(b)의 종굽힘 변형(longitudinal distortion)은 용접선 방향으로 구부러지는 변형이다. 이는 이음부의 위치가 판재의 중립축에서 떨어져 있을 경우 용착금속의 종수축력에 의해 모멘트가 발생하기 때문이다. 특히 T 이음부와 같은 조립 거더의 경우 이러한 경향이 많다.

(c)의 좌굴변형은(buckling distortion)은 기둥 양단부에 압축력을 가할 경우 압축변형에서 굽힘변형으로 급격히 변화하는 것과 같은 변형양식으로 박판 용접에서 용접부가 상온으로 냉각되었을 때 모재에 생기는 용접선 길이방향의 압축응력과 평형을 갖는 용접부 인장응력에 의하여 용접선 길이방향을 따라 파도모양으로 구부러지는 양상의 변형을 좌굴변형이라고 한다.



(a) 횡굽힘(각) 변형

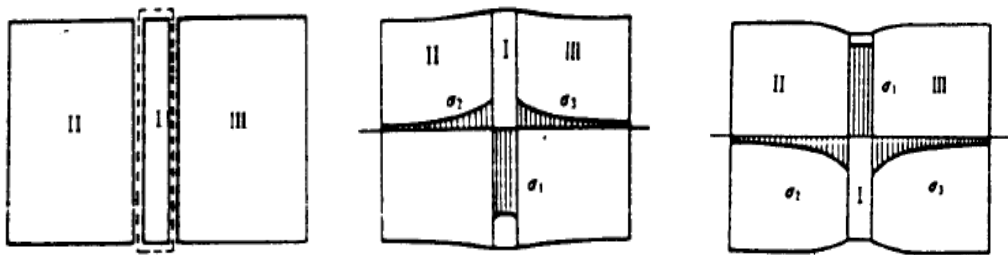
(b) 종굽힘 변형

(c) 좌굴 변형

Fig. 2.3 Out of plane deformation

2.1.1 생성 메커니즘

용접 잔류응력 및 변형의 생성 메커니즘을 이해하기 위해 Fig. 2.4에 나타난 바와 같이 3개의 부재 I, II, III로 구성되어 있는 구조물로 예를 들어보았을 때 (a)는 부재가 각각 별개로 분리된 상태이며, 이때 중앙 부재 I에 일정온도까지 균일하게 가열한다고 하면, 부재 I는 양쪽 부재의 구속을 받지 않기 때문에 자유롭게 팽창하여 그 크기가 다소 증가하게 되고, 잔류응력은 발생하지 않는다. 하지만 (b)와 같이 각각의 부재가 결합되어있는 경우 부재 I는 자유롭게 팽창할 수 없기 때문에 부재 I는 압축응력이 발생하며 양쪽 측면의 부재 II, III에서는 압축응력과 균형을 이루는 인장응력이 발생한다. (c)는 부재 I를 가열 및 냉각 후 발생한 잔류응력과 변형 상태를 나타낸 것이다. 부재의 냉각과 동시에 팽창에 의해 형성되었던 압축응력은 부재 I의 수축으로 인하여 (b)와는 정반대의 형태로 잔류응력 분포가 나타나며, 부재 I는 인장응력, 부재 II, III에는 압축응력의 형태로 잔류응력이 형성된다.



(a) 부재가 분리된 상태 (b) 가열 중 응력분포 (c) 가열 후 응력분포

Fig. 2.4 Residual stress formation process

앞서 예시한 잔류응력 발생 메커니즘은 열에 의한 팽창 및 수축 현상을 단순화하여 살펴보았으며, Fig. 2.5에 나타낸 바와 같이 부재의 두께방향 효과를 무시한 실제 박판용접 시공 중 발생하는 용접 잔류응력 분포특성의 경우, 용접 진행 방향(길이방향, x-방향)의 잔류응력 생성과정을 살펴보면 다음과 같다.[10]

길이방향 응력은 폭방향(y-방향)을 따라 발생하는 불균일한 온도에 의해 형성된다. 용접아크와 근접한 A-A 단면의 경우 폭방향의 온도분포가 용접선 근처에서 약간 상승하였고, 용접선에서 폭방향으로 멀어진 부분에서는 온도상승이 없다. 그러므로 용접선 부근에서는 길이방향으로 팽창하려 하고, 용접선에서 조금 떨어진 위치에서는 원래의 상태를 유지하는 구속 효과가 나타난다. 따라서 용접선 근처에서 압축방향 응력이 발생할 경우 용접선에서 멀어진 부분에서는 용접선의 압축응력과 동일한 크기의 인장응력이 나타나 힘의 평형을 만족시킨다.

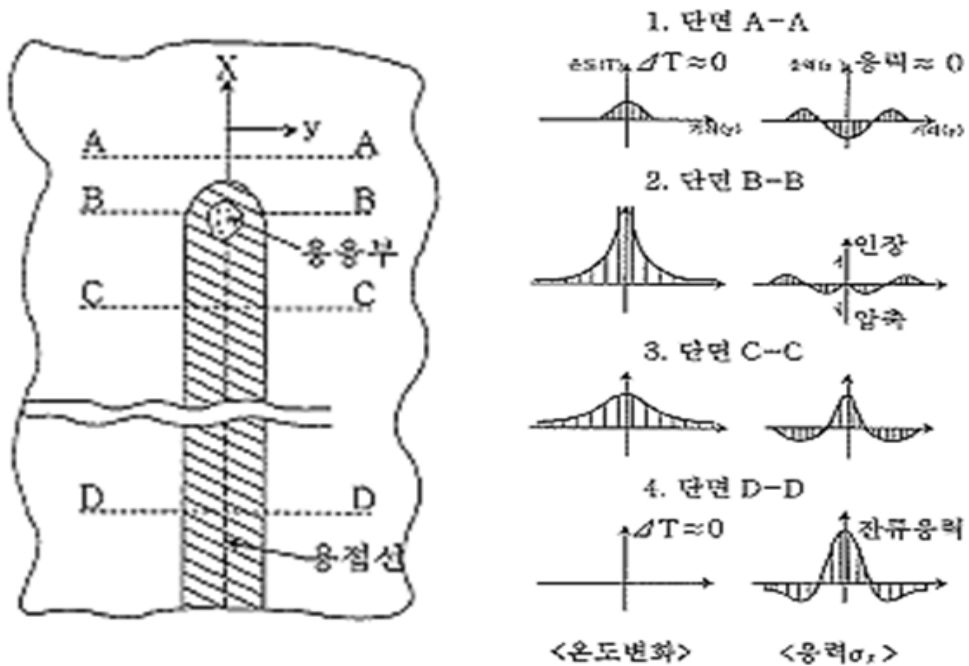


Fig. 2.5 Temperature and residual stress distribution during welding

A-A 단면의 용접선과 떨어진 부분에서도 온도가 균일하게 상승하였다면 길이방향 잔류응력은 발생하지 않았을 것이다. 즉, 길이방향(x -방향) 잔류응력을 발생하게 하는 근본적 원인은 폭방향(y -방향)의 불균일한 온도분포 때문임을 알 수 있다.

용접열원 중심부인 B-B 단면에서는 열원 주위의 온도가 녹는점에 도달하여 소재의 항복응력과 탄성계수의 크기가 0에 근접하기 때문에 초기가열에 의해 생성된 압축응력이 감소한다. 용접선에 가까운 부분에서는 온도분포에 따라 압축응력이 남아있고, 용접선에서 먼 부분에서는 용접선 근처에 남아있는 압축응력에 대하여 힘의 평형을 만족시키기 위해 반대방향 성분인 인장응력이 형성된다.

단면 B-B를 통과하면 용접선 주위에서 가열과정이 끝나고 냉각이 진행되며, 용접선 근처에서 탄성적인 수축현상이 나타나기 때문에 C-C 단면의 경우 수축에 대한 인장응력이 형성되기 시작하고 용접선에서 떨어져 있는 위치에서는 힘의 평형을 유지하기 위해 압축응력이 나타난다.

단면 D-D의 경우 용접선 지속적인 냉각이 진행되어 상온 상태가 되면, 용접부 주변에서는 길이방향으로 인장응력이 나타나고, 용접부에서 떨어져 있는 위치에서는 힘의 평형을 유지하기 위하여 압축응력이 나타난다. 일반적으로 용접선 주변에서 생성된 최대 인장응력 값은 재료의 항복응력에 상응하며, 용접선에서 먼 부분에서의 압축응력은 평판의 폭 길이에 영향을 받고, 폭이 충분히 길면 낮은 수치로 넓게 분포하는 경향이 있다.

두께를 고려한 후판 및 3차원 형상 부재에서는 용접열원에 의해 발생된 각 방향의 잔류응력 생성원인은 다음과 같다. 길이방향 응력은 폭 및 두께 방향 온도의 불균일한 분포에 의해 결정되고, 폭방향 응력은 길이 및 두께방향 온도의 불균일한 분포에 의해 결정되며, 두께방향 응력은 길이 및 폭방향 온도의 불균일한 분포에 의해 결정된다. 일반적으로 평판 용접에서는 폭방향 온도구배가 가장 크게 나타나기 때문에 길이방향(용접 진행방향)으로 가장 큰 잔류응력이 나타난다.[11]

2.1.2 방지 및 저감 대책

(1) 용접 잔류응력

용접부에 필연적으로 존재하는 잔류응력은 저응력 파괴, 응력부식균열 등의 원인이 되며, 금속조직 및 기계적 성질이 모재와 다르기 때문에 필요에 따라서 잔류응력 감소 및 제거가 요구된다. 용접에 의한 잔류응력 완화법으로서 일반적으로 현장에서 열처리(PWHT, post weld heat treatment) 방법을 사용하고 있으며, PWHT 방식은 효과가 확실하고 많은 연구결과가 있기 때문에 보편적으로 활용되고 있으나, 대형 압력용기와 같은 대형 구조물의 경우에는 열처리 크기의 제약 등으로 사용이 곤란하며, 이러한 경우에는 기계적 응력완화법(MSR, mechanical stress relieving)을 사용한다.[12]

Fig. 2.6에 나타낸 바와 같이 응력완화 열처리는 일반적으로 용접이 끝난 뒤 용접부 또는 그 주변을 소재의 변태점 이하의 온도로 가열과 유지 및 균일한 냉각의 과정을 통하여 용접부의 성능을 개선할 수 있으며, 용착금속 및 열영향부의 연화와 조직의 안정, 파괴인성의 향상, 함유가스의 제거, 크리프 특성의 개선, 부식에 대한 성능의 향상, 피로강도의 개선 등의 효과도 있다. 그러나 재가열에 의한 균열의 발생, 미세조직의 변화 등 문제점이 발생할 수 있다.

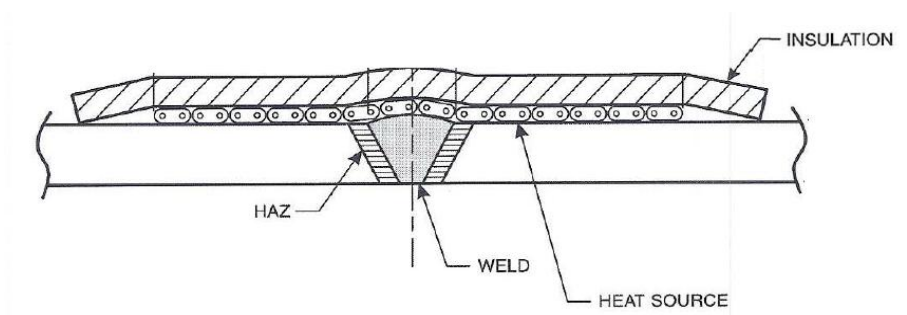
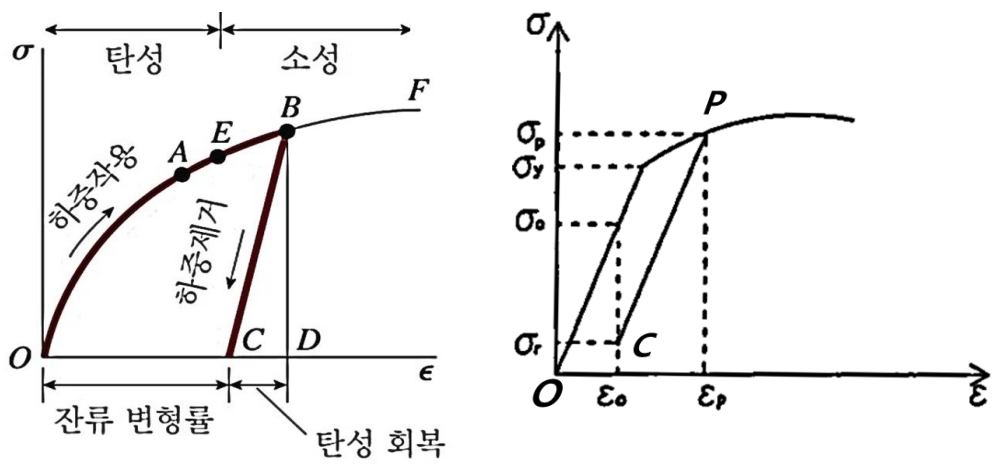


Fig. 2.6 PWHT schematic diagram

기계적 응력완화법은 잔류응력과 하중을 부여했을 때 작용하는 응력의 합이 항복점 이상에 도달하게 되었을 때 응력 완화가 시작된다. 기계적 응력완화 원리는 Fig. 2.7 (a)의 재료의 하중 부하 및 재하에 따른 응력-변형을 선도의 거동을 통해 알 수 있다. 응력-변형을 곡선상의 원점 0로부터 점 A까지 가도록 인장하중을 가한 뒤 하중이 제거되었을 때 재료는 동일 곡선을 따라 원점 0로 되돌아가는 탄성적 거동을 보인다. 하지만 점 A보다 더 큰 하중을 가하여 B점에 도달하였을 때 하중을 제거하면, 재료는 응력-변형을 선도의 BC를 따르게 되며 이때의 기울기는 하중 부하곡선의 초기부분과 평행하다. 점 C에 도달하게 되면 하중은 완전히 제거되고, 변형을 CD는 탄성적으로 회복되며, 변형을 OC는 영구 변형률로 남게 된다.

앞서 기술한 원리를 용접 후 잔류응력이 존재하는 부재에 적용하면 Fig. 2.7 (b)를 통해서 잔류응력 완화법을 설명할 수 있다. 잔류응력 σ_0 가 존재하는 임의의 응력위치 0점에서 항복응력 보다 낮은 수준의 인장하중을 가하게 되면 0점의 잔류응력은 외부에서 가해지는 응력과 중첩되어 항복응력까지 도달하고 지속적인 변형과 함께 P점에 도달한다. 이 때 외부 하중을 제거하면 P점은 탄성적으로 감소하여 초기변형상태인 C점에 복귀하게 되며 잔류응력은 σ_0 에서 σ_r 로 이완된다.[13]



(a) 부분적 탄성거동 (b) 잔류응력 고려시 부분적 탄성거동

Fig. 2.7 Strain stress curve

(2) 용접변형

용접변형 방지 및 경감을 위해 다양한 대책을 수립하여 현장에 적용함에도 불구하고 변형이 허용범위를 넘는 경우가 있다. 이러한 경우 용접변형의 교정방법으로 냉간 가압법과 가열법 크게 2가지로 구분지어 사용되며, 각각에 대하여 살펴보면 다음과 같다.

냉간 가압법은 상온에서 기계적 하중을 부여하여 용접변형을 교정하는 방법이며, 보편적으로 두께가 비교적 얇고 정형화된 박판 구조물에서 주로 적용되며, 열원을 사용하지 않으므로 추가적인 변형이 발생되지 않는다. Fig. 2.8은 냉간 가압법의 대표적인 방법 중 하나인 프레스 롤러 변형교정기이다.

가열법은 선박과 같은 대형 구조물에서 주로 사용되며, 냉간 가압법에 비해 비교적 간단한 장비로 용접변형 문제를 해결할 수 있다. 가열법은 용접변형이 생긴 구조물의 부재를 국부적으로 가열시키고 부재가 냉각되어 수축할 때 변형을 교정시키는 방법이다. 가열법은 Table. 2.1와 같이 다양한 방법이 있으나 주로 Fig. 2.9와 같은 선상가열법이 사용되고 있다. 또한 가열법은 한번 가열된 부분을 다시 가열하면 수축변형이 거의 발생되지 않으므로 작업자의 숙련도가 요구된다.[14]

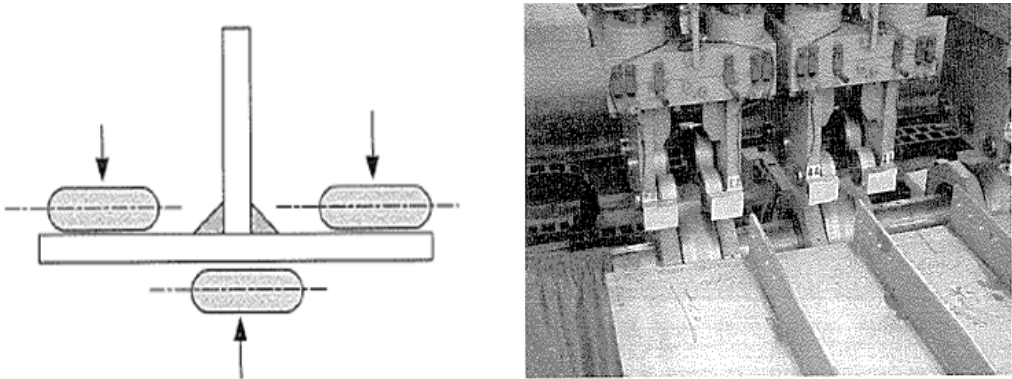
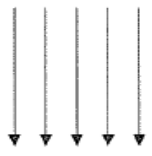

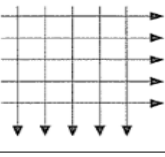
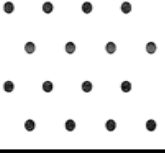


Fig. 2.8 Press roller method

Table. 2.1 Various type of line heating

명 칭	가열방법	특 징
선상가열		용접변형 교정의 기본적인 방법으로써 주로 굽힘변형 교정에 사용된다.
송엽가열		솔잎형태의 가열방법으로 국부적인 수축을 발생시켜 균질적인 변형 교정이 가능하다.
격자가열		대변형 교정에 이용되며 균일한 변형 교정이 가능하나 판재 표면이 쉽게 상할 수 있다.
점가열		점가열법은 수축량이 많기 때문에 두께 6mm 이하의 박판 변형을 수정하는데 사용된다.

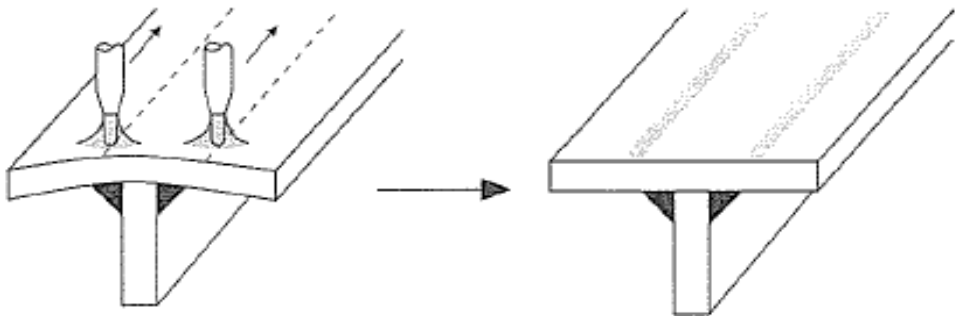


Fig. 2.9 Line heating schematic diagram

2.2 유한요소법 해석 이론

2.2.1 비정상 열전도 이론

용접에 의한 열전도 해석은 용접아크가 이동 하므로 시간에 따라 열원의 위치가 변하는 이동열원을 고려하여야 한다. 또한 용접에 의한 열전도는 급격한 온도변화를 수반하므로 열전도율, 비열 등 재료특성에 대한 온도 의존성을 고려하여야 한다.[15]

재료가 등방성(isotropic)일 경우, 연속체의 비정상 열전도문제의 지배방정식(governing equation)은 아래의 식과 같다.

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

식(2.1)을 3차원 비정상 열전도 방정식으로 기술하면 다음과 같다.

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

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 물체 표면의 열적 경계조건은 Fourier 법칙을 사용하여 다음과 같다,

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

만약 경계에서 열전달이 있을 경우 q 는 식(2.4)가 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 Galerkin법을 적용하여 유한요소법으로 정식화하기 위해, 해석모델을 유한개로 분할하고, 요소내의 온도 분포를 아래 식으로 표현하였다.

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

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(Weighting)함수로 하여 Galerkin법을 적용하면 식(2.6)이 구성된다.

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

여기서, v : 요소의 영역이며, 윗 첨자 T 는 전치행렬을 나타낸다.

식(2.6)을 Green-Gauss 정리를 이용하여 식을 전개하면 다음 식이 구해진다.

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

여기서 s : 요소의 경계이다.

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

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

상기 3차원 비정상 열전도식을 Matrix화 하면 다음 식이 구해진다.

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

여기서, $[K]$: 열전도 Matrix, $[C]$: 열용량 Matrix,
 $\{F\}$: 열유속 Vector이며 각각에 대한 식은 다음과 같이 구성된다.

$$\begin{aligned}
 [K] = & \int_v \alpha \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial x} \frac{\partial [N]}{\partial x} + \frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial [N]}{\partial y} + \frac{\partial [N]^T}{\partial z} \frac{\partial [N]}{\partial z} \right) dv \{ \phi \} \\
 & + \int_s \alpha [N]^T [N] ds \{ \phi \}
 \end{aligned} \tag{2.10}$$

$$[C] = \int_v \rho c [N]^T [N] dv \tag{2.11}$$

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

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

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

식(2.13)으로부터 식(2.14)가 구성된다.

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

따라서 식(2.9)는 아래와 같이 최종적으로 구할 수 있다.

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

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

2.2.2 열탄소성 이론

용접 잔류응력 해석을 위하여 재료의 등방성(Isotropic)을 고려하여 탄성 및 소성 전 영역에 걸쳐 재료정수의 온도 의존성을 고려하였으며, 열변형 및 응력의 관계를 소성유동(Plastic flow)이론에 입각하여 증분으로 나타내었다. 또한 항복조건에 사용되는 응력인 Von-Mises응력을 항복함수로 사용하였으며 탄성역 및 소성역에서의 응력-변형을 관계는 다음과 같다.[16]

(1) 탄성역에서 응력-변형 관계식

재료의 물리적 성질의 온도 의존성을 고려한 응력증분의 영향을 $[C]dT$ 라고 하면 응력-변형을 관계는 아래 식과 같다.

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

재료가 탄성거동을 하는 경우에는 다음과 같다.

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

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

탄성변형률의 증분은 아래와 같이 구성되고,

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

$$\{d\varepsilon^e\} = [D^e]^{-1} \{d\sigma\} + \frac{\partial [D^e]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} dT \quad (2.19)$$

전체 변형을 증분은 아래 식과 같다.

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

식을 정리하면 탄성역에서의 응력증분에 대한 구성 방정식이 구해진다.

$$\begin{aligned} \{d\sigma\} &= [D^e]\{d\varepsilon\} - [D^e]\left(\frac{\partial [D^e]^{-1}}{\partial T}\{\sigma\} + \{\alpha\}\right)dT \\ &= [D^e]\{d\varepsilon\} - \left([D^e]\{\alpha\} - \frac{1}{E} \frac{E - E_1}{\Delta T}\{\sigma\}\right)dT \\ &= [D^e]\{d\varepsilon\} - \{C\}dT \end{aligned} \tag{2.20}$$

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

(2) 소성역에서 응력-변형 관계식

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

$$F = f - f_0 = f(\sigma) - f_0(\bar{\varepsilon}^p, T) = \bar{\sigma}^2 - \sigma_0^2(\bar{\varepsilon}^p, T) \tag{2.21}$$

즉, $dF = df - df_0 = 0$ 를 만족할 때 재료는 항복이 된다. 따라서 재료가 소성역에서 부하상태에 있을 경우에는 $dF = 0$ 의 조건을 만족해야한다.

$$dF = \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T \{d\sigma\} - \left\{ \frac{\partial f_0}{\partial \bar{\varepsilon}^p} \right\}^T \{d\bar{\varepsilon}^p\} - \frac{\partial f_0}{\partial T} dT = 0 \quad (2.22)$$

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

소성영역에 도달한 재료는 비압축성을 나타내며, 항복함수를 소성 포텐셜로 가정하면 소성변형을 증분은 다음과 같다.

$$\{d\varepsilon^p\} = \lambda \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \quad (2.23)$$

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

또한, 위의 식은 폰-미세스(Von-mises) 항복조건을 따르며, 전체 변형률(Total strain)증분 $\{d\varepsilon\}$ 는 아래 식과 같이 탄·소성 및 열변형률의 합이 된다.

$$\{d\varepsilon\} = \{d\varepsilon^e\} + \{d\varepsilon^p\} + \{d\varepsilon^t\} \quad (2.24)$$

따라서 소성역에서의 응력증분에 대한 구성방정식이 구해진다.

$$\{d\sigma\} = [D^e] \{d\varepsilon\} - [D^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \lambda - [D^e] \{\alpha\} dT + \frac{d[D^e]}{dT} [D^e]^{-1} \{\sigma\} dT \quad (2.25)$$

2.2.3 열원함수 및 입열모델

(1) 용접열원

해석모델 입열시 사용되는 열원으로는 요소의 체적으로 적용되는 Goldak의 이중 타원 열원과, 요소의 표면으로 적용되는 가우시안 열원 분포가 있으며, 각각의 수식은 다음과 같다.[17]

$$q_{volume} = \frac{6\sqrt{3}f_{fr}Q}{abc_{f,r}\pi\sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b^2} e^{-3z^2/c^2} \quad (2.26)$$

여기서 Q 는 Heat power, η 는 용접효율, a 는 용융부의 폭, b 는 용융부의 깊이, c 는 용융부의 길이이며, $c_{f,r}$ 은 용융부의 전, 후 길이를 의미한다.

$$q_{surface} = \frac{dQ}{\pi r_{eff}^2} \exp\left(-d\frac{r^2}{r_{eff}^2}\right) \quad (2.27)$$

여기서 d 는 에너지 분포 계수, r_{eff} 는 아크 중심으로 부터의 유효반경, r 은 아크 반경을 의미한다.

(2) 냉각열원

수냉법을 적용한 해석모델의 경우 용접부 표면에 아래 식과 같은 냉각함수를 사용하였으며, 냉각영역 중심으로부터의 에너지 밀도는 균일하다고 가정하였다.[18]

$$q_{cooling} = \frac{\eta_c Q v_c}{\pi b^2} \quad (2.28)$$

여기서 η_c : 냉각 효율 (Cooling efficiency) (%), Q : 냉각매체 기화에 필요한 에너지 (J/mm^3), v_c : 냉각매체 유량 (ml/s), b : 냉각매체 유효반경 (mm) 이다.

제 3 장. 수냉에 따른 용접부 열적 특성

3.1 해석모델 및 방법

(1) 해석모델

본 연구에서는 용접부의 열적 특성을 규명하기 위해 ANSYS를 이용하여 3차원 비정상 열전도 용접해석을 실시하였다. 또한 용접아크의 이송속도에 따른 열원의 이동효과를 고려하였으며, 용접과정 중 시간에 따라 온도가 변화하므로 온도 구간에 따른 재료의 물리정수(비열, 밀도 및 열전도율 등)를 고려하였다. 열적 경계조건인 경우 모재에서의 열전도가 대기중으로 열전달이 되도록 반영하였으며 모재의 초기온도는 상온으로 고려하여 300K 으로 설정하였다.

해석에 사용된 소재는 일반 구조용강 SS400이며, 소재의 화학적 조성과 Table 3.1 온도에 따른 물리적 정수는 Fig. 3.1과 같다. 해석모델은 Fig.3.2 (a)와 같은 3차원 형상으로 모델링 하였으며 하부 판재와 2개의 수직재로 구성되어있다. 하부 판재의 길이*폭*두께는 500*250*3(mm)이며, 수직재의 길이*폭*두께는 500*50*3(mm)이다.

Table. 3.1 Chemical composition of SS400

Chemical composition (%)					
C	Cu	Mn	P	Si	S
0.27	0.20	0.90	0.040	0.040	0.050

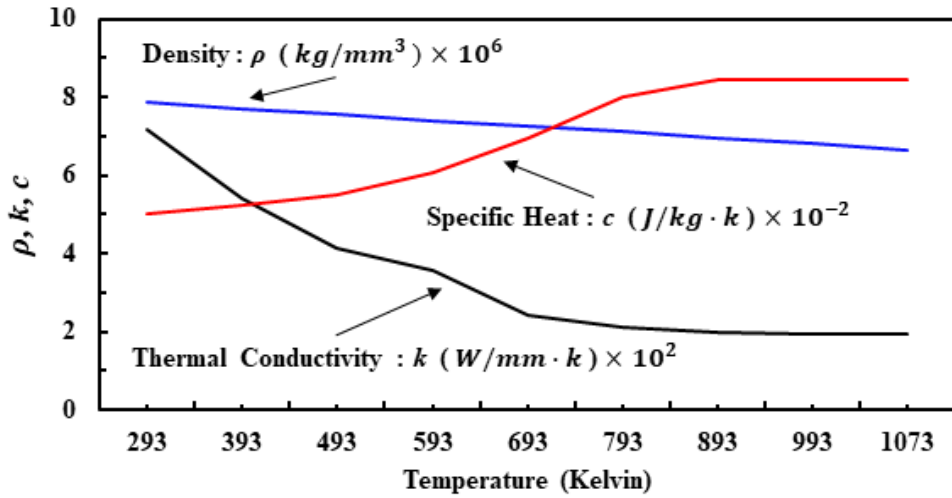


Fig. 3.1 Thermal properties of SS400

해석에 이용된 요소는 8절점 Iso-parametric 요소로 총 절점수는 127,759개, 총 요소수는 96,250개 이며, Fig.3.2 (b)에 나타낸바와 같이 시험편의 용접부 단면을 고찰하였을 때 온도구배가 급격하게 발생하는 용착금속부 및 열 영향부를 고려하여 해당 영역의 경우 요소를 더욱 세밀하게 분할하였다.

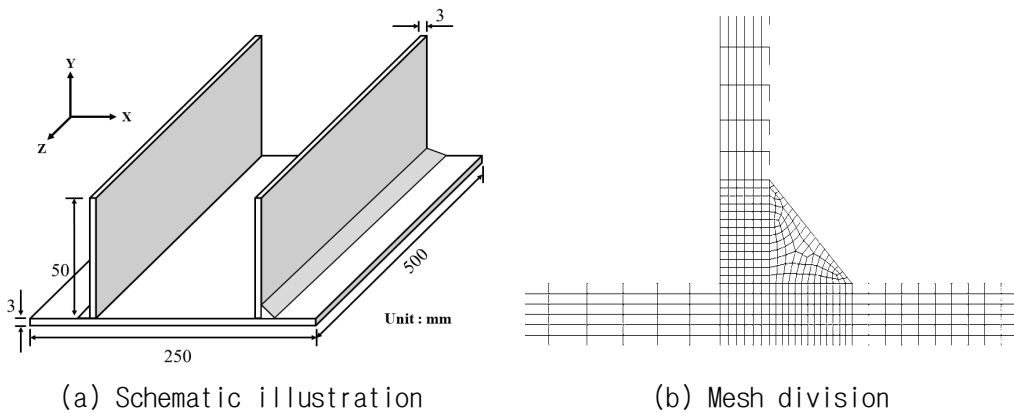


Fig. 3.2 Configuration of analysis model

(2) 용접조건

용접조건은 실제 작업 현장에서 사용되는 용접과 동일한 CO₂용접을 고려하였으며 Table.3.2에 표기한 바와 같이 전압 22V, 전류 170A, 용접속도 5.56mm/s 용접효율 0.8로 설정하였다. 용접순서는 Fig.3.3과 같이 ①번 용접선 길이방향을 따라 500mm 용접 후 약 300초의 냉각시간을 가지고, 냉각이 끝난 후 다시 ②번 방향으로 500mm 용접이 진행되고, 약 1000초의 냉각시간을 갖도록 하였다.

Table. 3.2 Welding condition

Welding Parameter (CO ₂ Welding)			
Voltage	Current	Travel Speed	Efficiency
22 (V)	170 (A)	5.56 (mm/s)	80 (%)

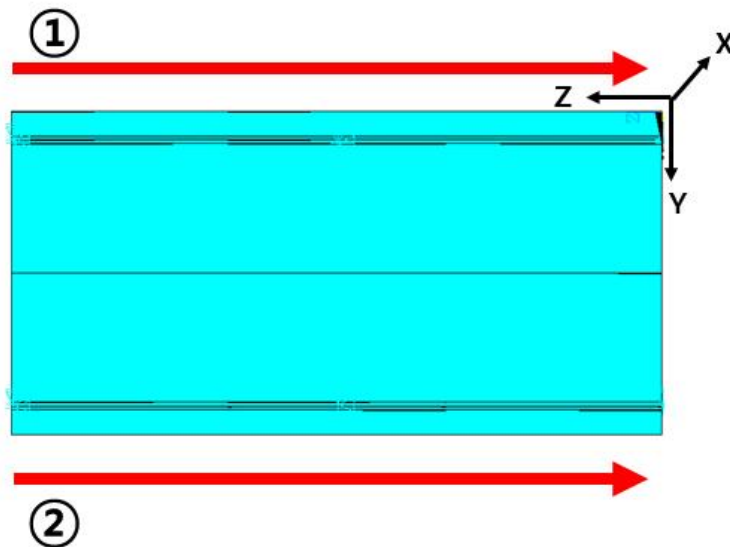


Fig. 3.3 Welding procedure

(3) 수냉시 냉각조건

본 연구에서는 용접부 표면에 분사되는 상온 상태의 물(H₂O)의 냉각효과를 고려하기 위하여 Fig. 3.4에 나타난 바와 같이 분사된 물이 수증기로 기화될 때의 에너지를 사용하여 수냉을 적용한 열전도 해석을 수행하였으며, 식(2.28)를 적용하여 용접부 표면의 열전달계수를 산정하였다.

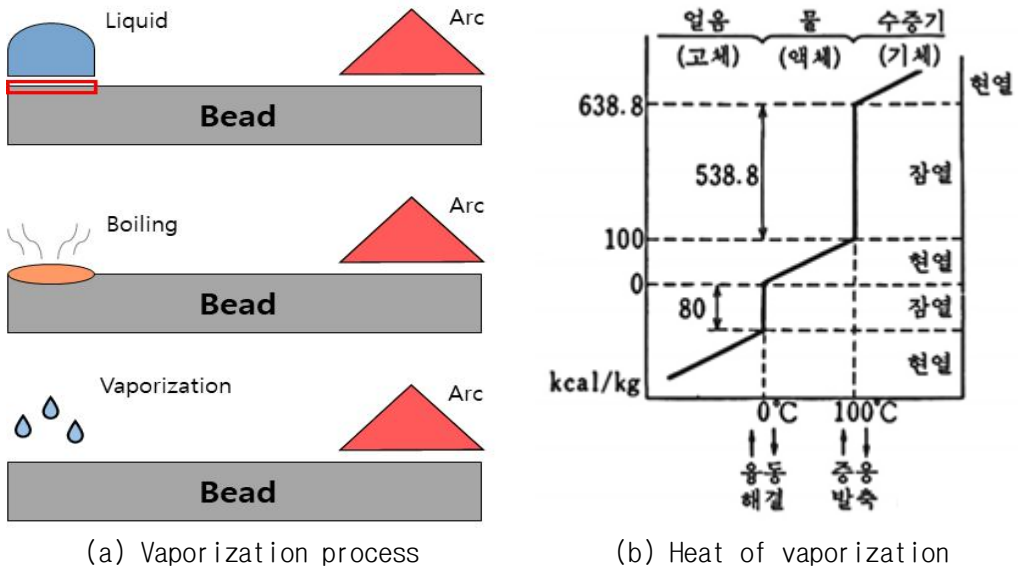


Fig. 3.4 Water cooling effect in welding

해석모델에 사용된 냉각조건은 Table.3.3과 같으며, 용접아크와 쿨링 노즐 간의 이격거리 35, 50, 65mm 에 대해 공정변수를 주어 해석을 수행하였다.

Table. 3.3 Cooling condition

Heat Sink Parameter (H ₂ O Cooling)			
Flow Rate	Cooling Radius	Cooling Distance	Efficiency
0.2 (ml/s)	2.5 (mm)	35 / 50 / 65 (mm)	80 (%)

3.2 용접부 열분포

3.2.1 열전도 해석

수냉법을 적용하지 않은 기존 용접방식에 대한 열전도 해석결과로 Fig. 3.5와 같이 용접선 길이방향 중앙지점 용접부 단면의 입열 및 냉각 과정의 시간별 온도 분포를 도시하였다. (a)는 용착금속부의 입열이 시작되었을 때의 온도분포이며, 용접부를 중심으로 열이 점차적으로 확산된다. (b)는 용접 개시 후 1초가 경과하였을 때의 온도분포이며 용접부는 최고온도에 도달한다. (c)와 (d)는 용접아크가 통과하고 냉각이 진행될 때의 온도분포이며, 냉각단계에서는 입열과정 중 형성된 열이 시간이 경과함에 따라 상대적으로 온도가 낮은 모재부로 전도된다.

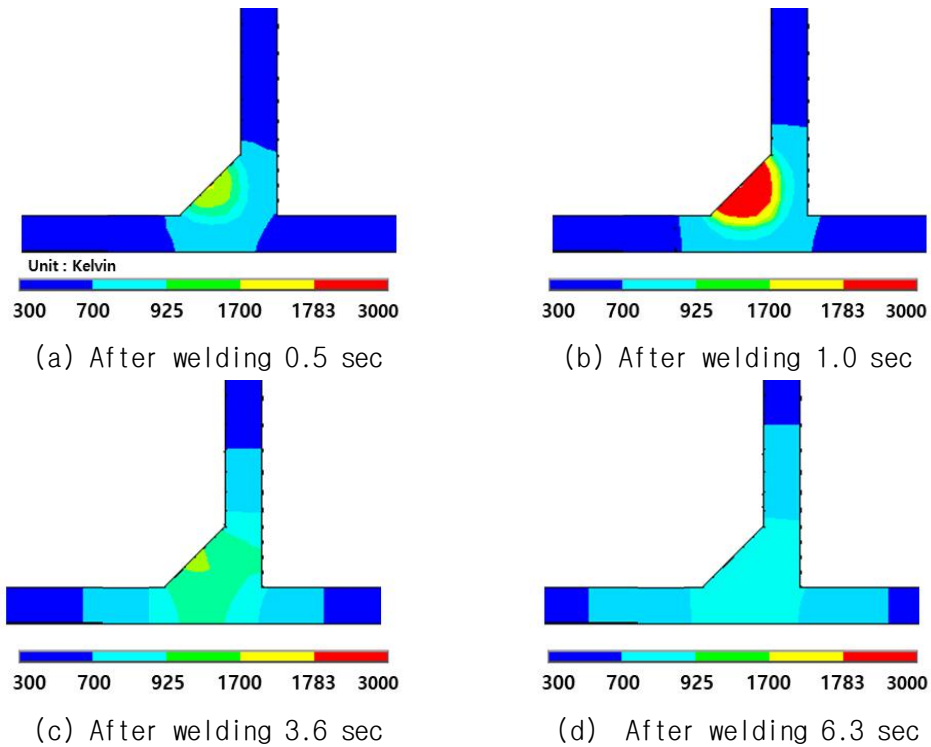


Fig. 3.5 Temperature distribution in weld with time

Fig. 3.6은 용접선 길이방향 중앙지점의 용착금속부(Weld metal), 열영향부(Heat affected zone), 모재부(Base metal)의 열이력 그래프로, 용착금속부의 경우 온도구배가 가장 급격하게 나타나고 최대 2900K 까지 도달하며, 열영향부는 용착금속부에 비해 온도의 변화가 비교적 완만하게 나타나고 최대 1065K 까지 도달한다. 또한 온도의 변화가 가장 완만하게 나타나는 모재부의 경우 최대 650K 까지 도달하며, 용착금속부, 열영향부, 모재부에서 공통적으로 용접입열 종료 후 냉각시간이 경과함에 따라 온도구배는 완만해지고, 약 25초가 경과하면 동일한 기울기로 수렴함을 알 수 있다.

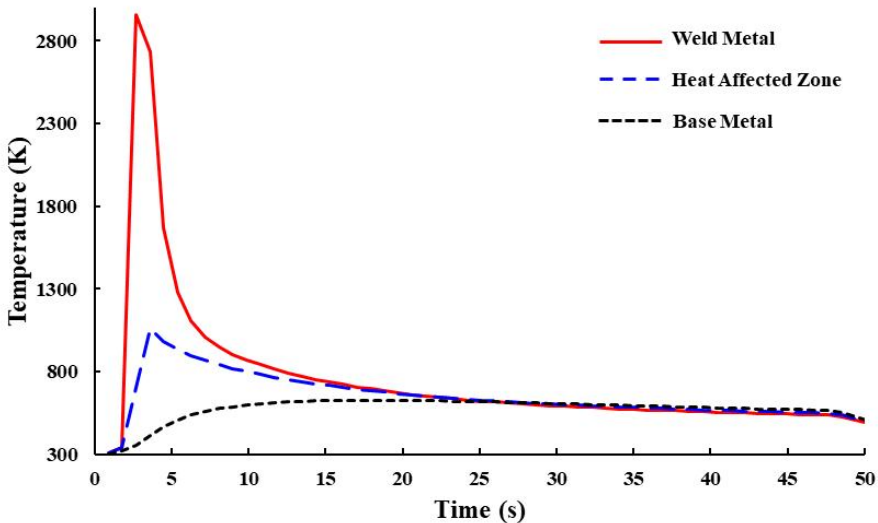
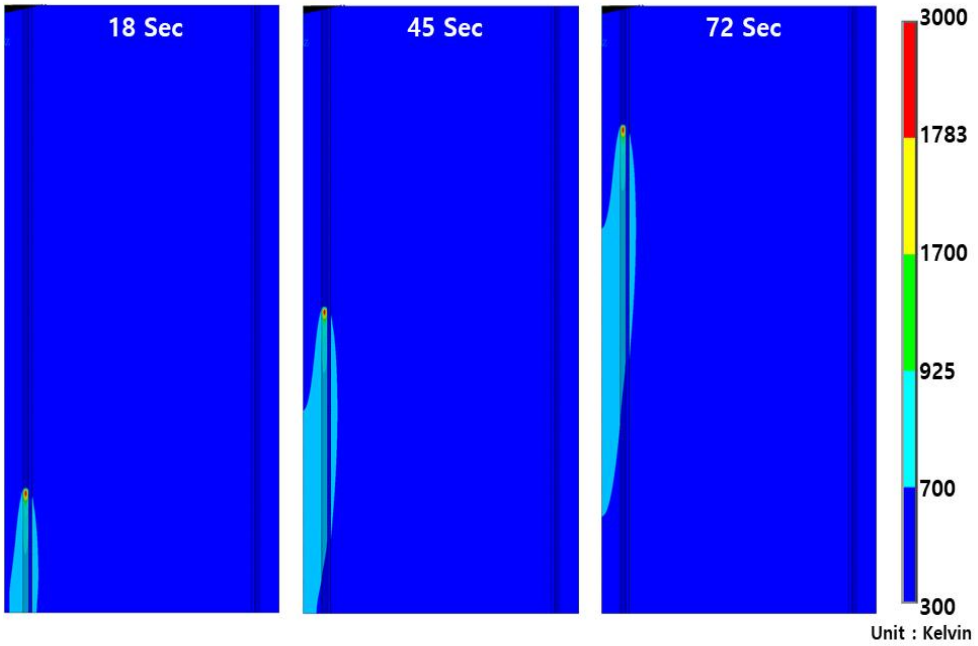
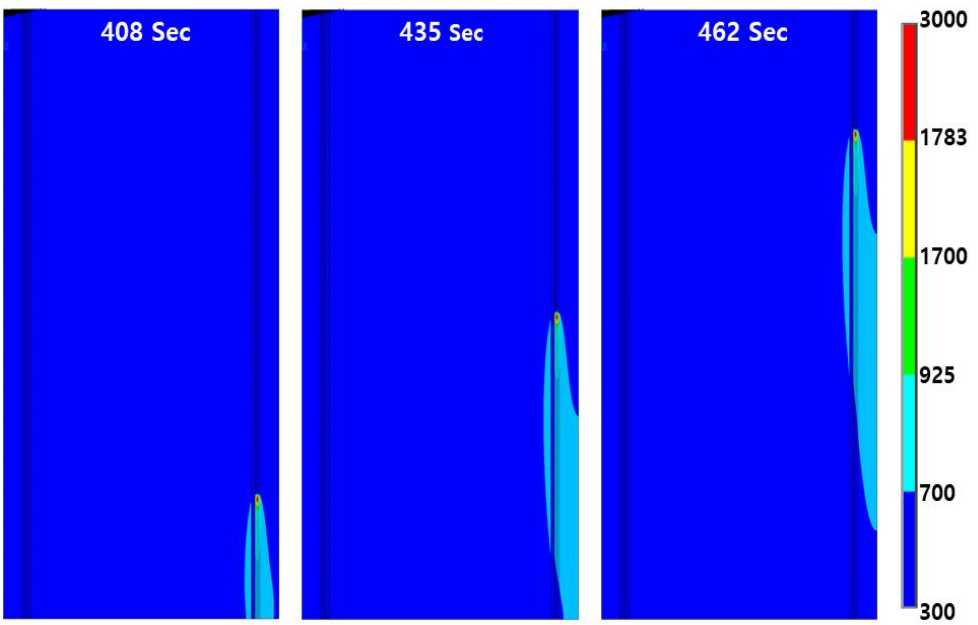


Fig. 3.6 Temperature histories of W.M, H.A.Z, and B.M

Fig. 3.7 ①번 용접선을 따라 용접이 개시되고 18초, 45초, 72초가 경과 되었을 때와 ②번 용접선 용접이 진행되는 408초, 435초, 462초 구간에서의 온도분포를 나타낸다. 해석모델은 시단부, 종단부를 제외한 모든 영역에서 동일한 온도분포가 형성되고 시간에 관계없이 일정한 준정상 상태임을 알 수 있으며, 시단부 및 종단부의 경우 용접열원이 전도될 수 있는 방향과 요소의 영역이 한정되어 있기 때문에 온도가 다소 증가하는 양상을 보인다.



(a) welding procedure 1



(a) welding procedure 2

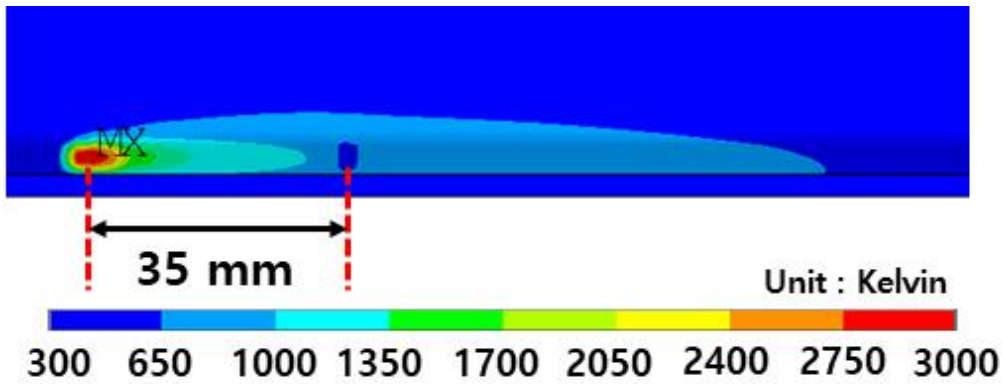
Fig. 3.7 Temperature distribution with time

앞서 수행된 해석을 통해 수냉법을 적용하지 않은 기존 용접방식의 입열 및 대류냉각 과정에서 나타나는 열이력과 온도분포를 살펴보았으며, 수냉법을 적용한 해석모델의 경우 추가적으로 냉각매체에 의한 냉각효과를 고려하여 해석을 수행하였다. 해석에 적용된 냉각조건은 앞서 기술한 Table 3.3과 같으며, 용접아크와의 이격거리 35, 50, 65mm 조건 각각에 대한 용접부의 열적 특성을 고찰하였다.

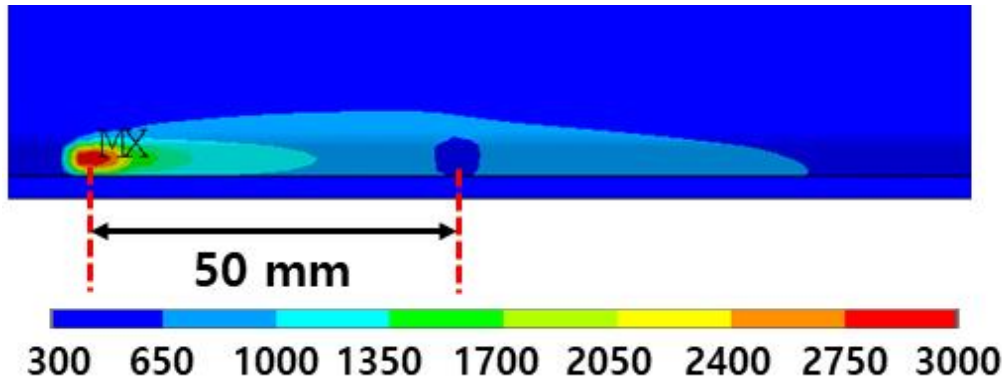
Fig. 3.8는 용접아크가 용접선 길이방향 중앙지점에 도달하였을 때의 이격거리 조건에 대한 온도분포이다. 해석결과 기존 용접방식에서 볼 수 없던 국부적인 냉각영역이 용접부 표면에 형성되었으며, 이격거리 조건에 따라 냉각영역의 반경이 조금씩 다르게 나타남을 확인할 수 있다. 이는 용접열원에서 멀어질수록 용접부 표면의 온도는 상대적으로 감소하기 때문에 나타나는 현상이라 판단된다.

Fig. 3.9는 수냉 적용시 이격거리에 따른 용접부의 냉각영역 단면의 온도분포와 기존 용접방식의 온도분포를 비교하여 도시하였다. 이격거리 35mm의 경우 기존 용접방식에 비해 용접부 표면에서 약 315K의 온도 감소효과가 나타났으며, 이격거리 50mm의 경우 약 280K의 온도 감소효과가 있었다. 또한 이격거리 65mm의 경우 약 255K의 온도 감소효과가 있었으며 용접아크와의 이격거리가 감소할수록 용접부 표면의 온도 감소 폭이 증가하는 경향을 확인할 수 있다.

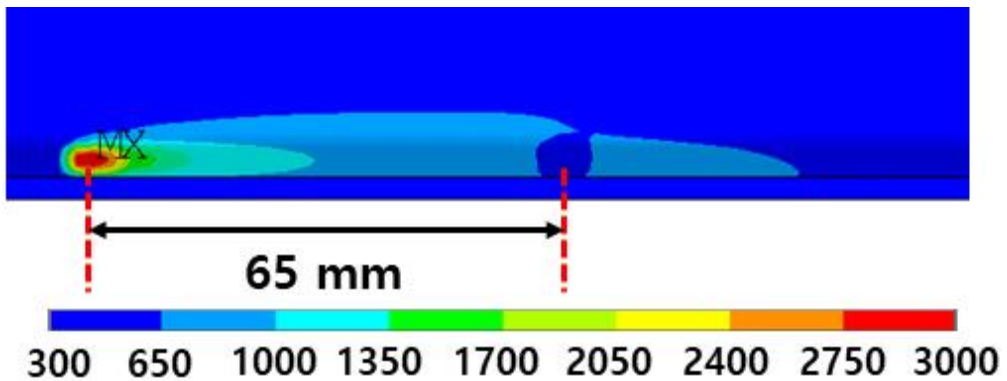
Fig. 3.10는 용접선 길이방향 중앙지점에서 이격거리에 따른 용접부의 각 영역별 열이력 그래프 이며, 수냉을 적용하지 않은 용접부의 열이력과 비교하여 나타내었다. 모든 조건 동일하게 냉각과정에서 수냉의 영향으로 인해 온도가 급격하게 감소하는 구간이 발생하며 이격거리 35mm의 경우 용접 개시 후 10초가 경과한 시점과 이격거리 50, 65mm의 경우 각각 12.5초, 15초에서 온도가 급격히 감소하는 특성이 나타났다. 특히 용착금속부에서 가장 큰 폭의 온도가 감소하였고 다음으로 열영향부, 모재부 순으로 온도가 감소하였다. 그러나 용접 개시 후 18초가 경과하면 각 영역에서 이격거리에 관계없이 냉각 기울기가 일정해짐을 확인할 수 있다.



(a) Cooling distance 35mm



(b) Cooling distance 50mm



(c) Cooling distance 65mm

Fig. 3.8 Temperature distribution according to the cooling distance

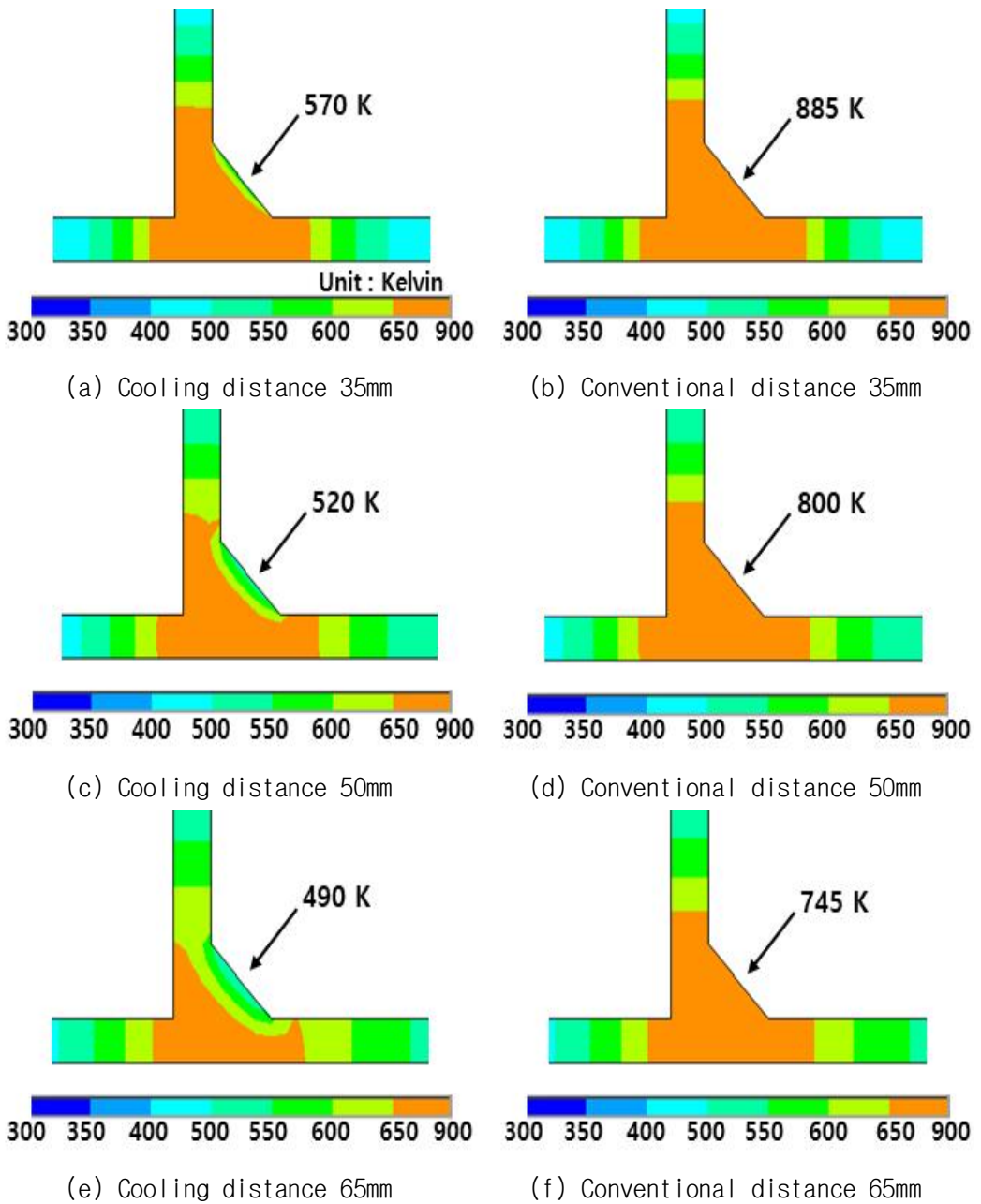
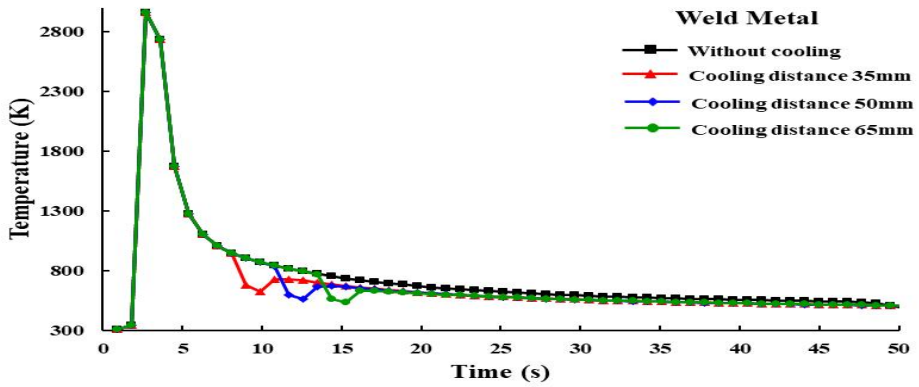


Fig. 3.9 Temperature distribution of cross section in welds with and without water cooling for various distances

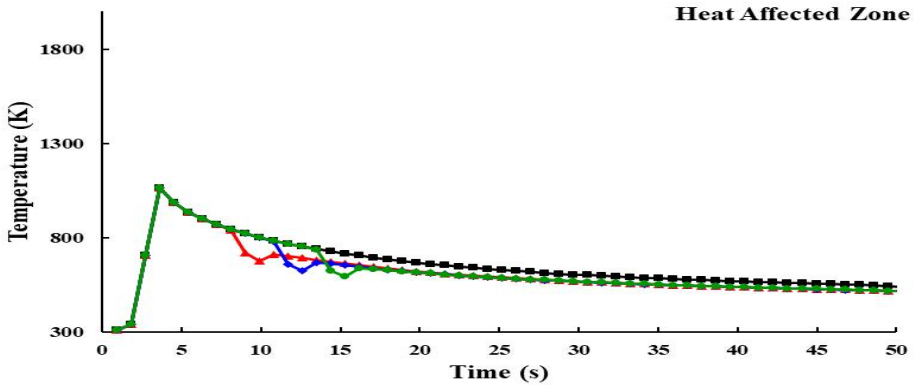
용착금속부인 (a)의 경우 용접아크와 가장 근접한 이격거리 35mm 조건에서 10초가 경과하였을 때 용착금속부의 온도가 624K으로 급격히 감소하였으며, 이는 수냉을 적용하지 않은 용접방식(870K)에 비해 약 246K 만큼 온도가 감소됨을 확인하였다. 이격거리 50mm 조건의 경우 12.5초가 경과하였을 때 용착금속부의 온도가 563K으로 급격히 감소하였으며, 이는 수냉을 적용하지 않은 용접방식(793K)에 비해 약 230K 만큼 온도가 감소됨을 확인하였다. 이격거리 65mm 조건의 경우 15초가 경과하였을 때 용착금속부의 온도가 532K으로 급격히 감소하였으며, 수냉을 적용하지 않은 용접방식(737K)에 비해 약 205K 만큼 온도가 감소됨을 알 수 있다.

열영향부인 (b)의 경우 용접아크와 가장 근접한 이격거리 35mm 조건에서 10초에 도달하면 열영향부의 온도가 623K으로 급격히 감소되며, 이는 수냉을 적용하지 않은 용접방식(801K)에 비해 약 178K 만큼 온도가 감소됨을 확인하였다. 이격거리 50mm 조건의 경우 12.5초에 도달하면 열영향부의 온도가 578K으로 급격히 감소되며, 이는 수냉을 적용하지 않은 용접방식(753K)에 비해 약 175K 만큼 온도가 감소됨을 확인하였다. 이격거리 65mm 조건의 경우 15초에 도달하면 열영향부의 온도가 545K으로 급격히 감소되며, 이는 수냉을 적용하지 않은 용접방식(716K)에 비해 약 171K 만큼 온도가 감소됨을 알 수 있다.

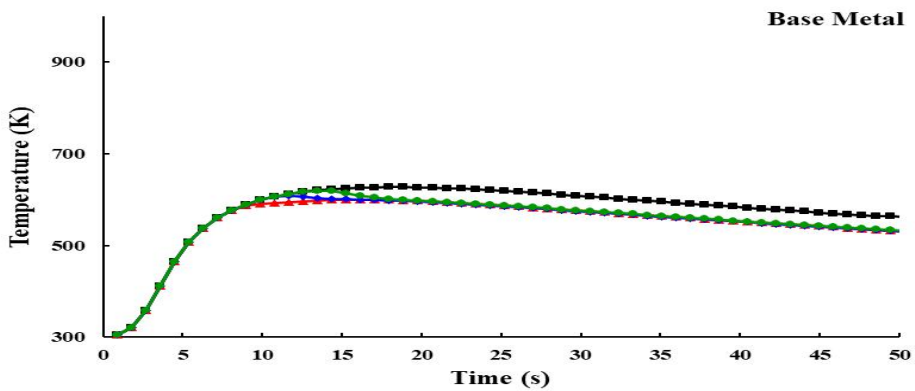
모재부인 (c)의 경우 냉각매체의 유효반경을 벗어나며 아크입열에 의한 온도구배가 급격하지 않기 때문에 용착금속 및 열영향부에 비해 냉각효과에 의한 열이력이 비교적 완만하게 나타난다. 용접아크와 가장 근접한 이격거리 35mm 조건에서 10초에 도달하면 모재부의 온도가 564K으로 감소되며, 이는 수냉을 적용하지 않은 용접방식(606K)에 비해 약 42K 만큼 온도가 감소됨을 확인하였다. 이격거리 50mm 조건의 경우 12.5초에 도달하면 모재부의 온도가 594K으로 감소되며, 이는 수냉을 적용하지 않은 용접방식(617K)에 비해 약 23K 만큼 온도가 감소됨을 확인하였다. 이격거리 65mm 조건의 경우 15초에 도달하면 모재부의 온도가 613K으로 감소되며, 이는 수냉을 적용하지 않은 용접방식(623K)에 비해 약 10K 만큼 온도가 감소됨을 알 수 있다.



(a) Weld metal



(b) Heat affected zone



(c) Base metal

Fig. 3.10 Comparison of temperature histories of welds with and without water cooling

3.2.2 열이력 측정

용접부에 대한 열전도 수치해석 결과의 타당성을 검증하기 위하여 열전대를 이용하여 실측한 온도 결과치와 비교하였다. 측정위치는 Fig 3.11에 나타난 바와 같이 용접선 길이방향 중간지점의 용접부 토우부로부터 폭방향으로 15mm 떨어진 지점에 깊이 1.5mm의 홈을 뚫고 열전대(Thermo couple)를 부착하여 열이력을 측정하였으며, Photo 3.1에 나타난 바와 같이 수냉을 적용하지 않은 기존 용접방식과 수냉을 적용한 이격거리 35mm 조건에 대하여 실험을 수행하였다.

Fig.3.12 (a)는 수냉을 적용하지 않은 기존 용접방식의 해석값과 실측값을 비교한 열이력 그래프이다. 측정결과 용접 개시 후 77초가 경과하였을 때 최대온도(615K)에 도달하며 이후 냉각이 진행되고, 수치해석의 경우 75초가 경과하였을 때 최대온도(596K)에 도달하며 이후 냉각이 진행됨을 알 수 있다. 이로부터 수치해석 결과값이 실측값보다 정량적인 측면에서 약 19K 정도 낮게 나타나나 정성적인 측면에서 거의 동일함을 확인할 수 있다.

(b)는 이격거리 35mm의 수냉 적용시 해석값과 실측값을 비교한 열이력 그래프이다. 측정결과 용접 개시 후 72초가 경과하였을 때 최대온도(545K)에 도달하며 이후 냉각이 진행되고, 수치해석의 열이력의 경우 74초가 경과하였을 때 최대온도(563K)에 도달하며 이후 냉각이 진행됨을 알 수 있다. 이로부터 수치해석 결과값이 실측값보다 정량적인 측면에서 약 18K 정도 높게 나타났으나 정성적인 측면에서 거의 동일함을 확인할 수 있다. 또한 수냉을 적용함에 따라 측정위치에서의 실측값과 해석값의 최대온도는 각각 70K, 33K 감소됨을 알 수 있다.

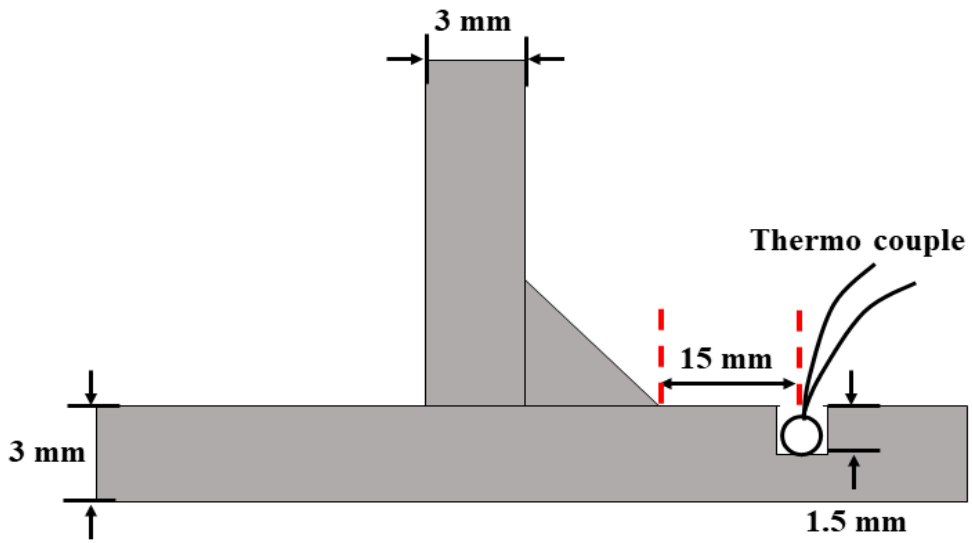
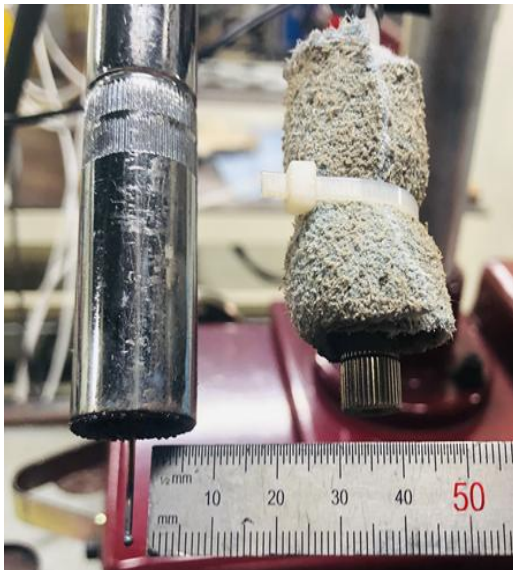


Fig. 3.11 Location of K type thermocouple attached

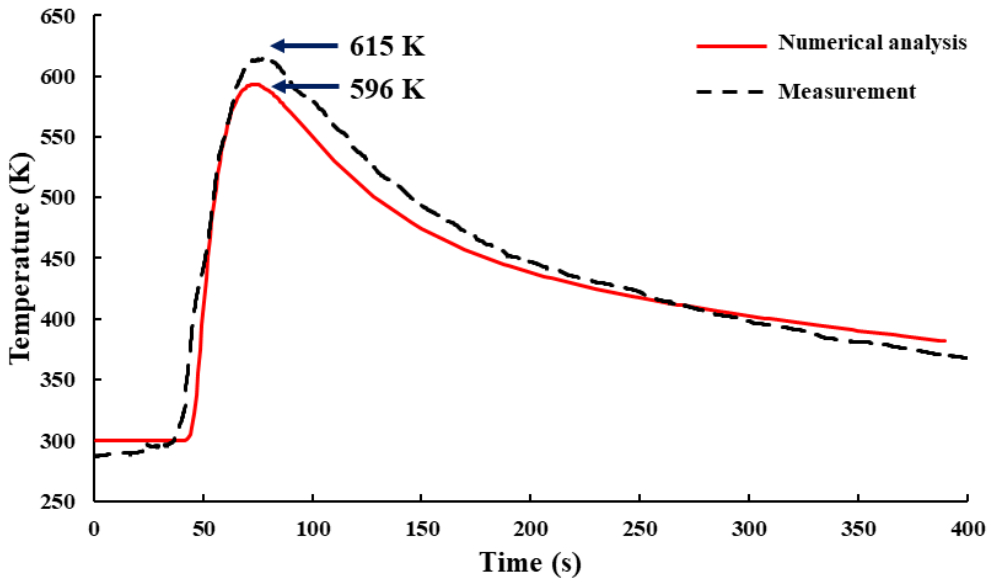


(a) Cooling distance

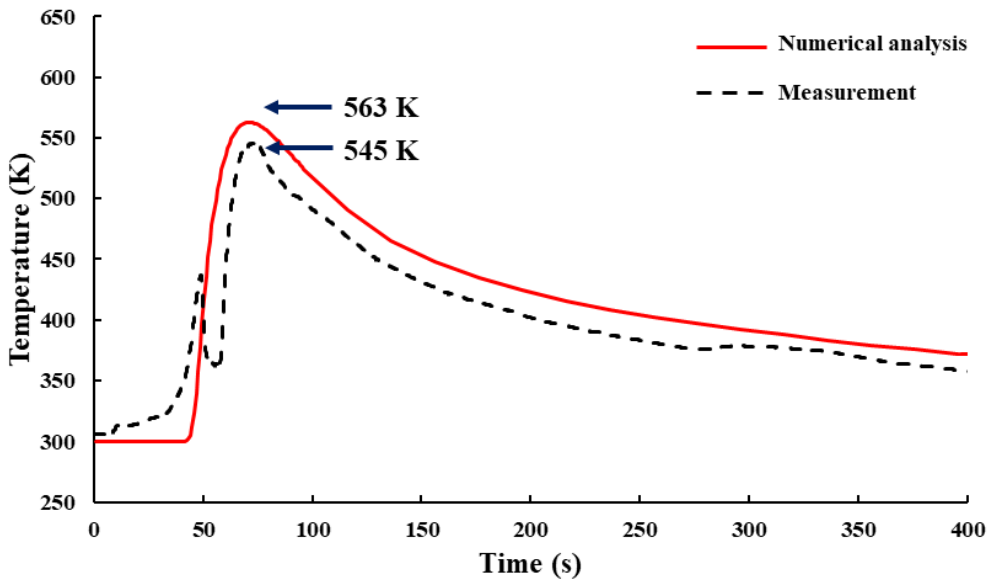


(b) Cooling radius

Photo. 3.1 Appearance of water cooling device



(a) without cooling



(b) Cooling distance 35mm

Fig. 3.12 Comparison of temperature history in weld with and without water cooling between numerical analysis and measurement

3.3 결과 및 고찰

본 장에서는 3차원 비정상 열전도 용접해석을 통하여 수냉 적용 유무에 따른 T-이음부의 열분포 및 열이력 특성을 비교 및 고찰하였으며, 이에 대한 용접부의 열적 특성은 다음과 같다.

1) 수냉 적용 유무에 따른 수치해석 결과를 비교하였을 때 냉각과정에서 이격거리 35, 50, 65mm 조건에 따라 용접부의 열이력과 열분포가 서로 다르게 나타난다. 이는 용착금속 표면에 분사되는 냉각매체의 열전도 효과 때문이며, 용접아크와의 이격거리가 가까운 조건일수록 용접부 표면과 냉각매체의 높은 온도차에 의해 열전도가 급격하게 진행되므로 냉각효율이 증가된다고 판단된다.

2) 용접부 열이력을 살펴보았을 때 이격거리 35, 50, 65mm 조건에서 각각 용접 개시 후 10초, 12.5초, 15초가 경과한 시점에서 수냉의 영향으로 온도가 급격하게 감소하는 구간이 발생하였다. 또한 용접 개시 후 약 18초가 경과하였을 때 용접부 각 영역에서 이격거리에 관계없이 냉각 기울기가 일정해짐을 알 수 있다.

3) 수냉 적용시 냉각효과가 가장 크게 나타나는 이격거리 35mm 조건의 경우 용착금속부, 열영향부, 모재부에서 수냉을 적용하지 않은 용접방식에 비해 각각 246K, 178K, 42K 만큼 온도가 감소하였다. 또한 이격거리 50mm 조건의 경우 수냉을 적용하지 않은 용접방식에 비해 각각 230K, 175K, 23K 만큼 온도가 감소하였으며, 이격거리 65mm 조건의 경우 수냉을 적용하지 않은 용접방식에 비해 각각 205K, 171K, 10K 만큼 온도가 감소하였다.

제 4 장. 수냉에 따른 용접부 역학적 특성

4.1 해석조건

본 장에서는 열전도해석에서 얻은 온도 결과치를 열하중으로 적용하여 3차원 열탄소성 유한요소 해석을 수행하였으며, 해석모델은 열전도해석과 동일하게 사용하였다. 또한 탄성 및 소성 전 영역에 걸쳐 Fig. 4.1과 같이 탄성계수, 항복강도 등 재료의 기계적 성질을 온도의 함수로 고려하여 해석을 수행하였다. 재료는 등방성으로 고려하였으며 변형을 및 응력의 관계를 소성유동(Plastic flow)이론에 입각하여 증분으로 나타내었다. 또한 소성영역에서는 선형 등방경화 법칙을 고려한 폰-미세스 (Von-mises) 항복조건을 사용하였다.[19]

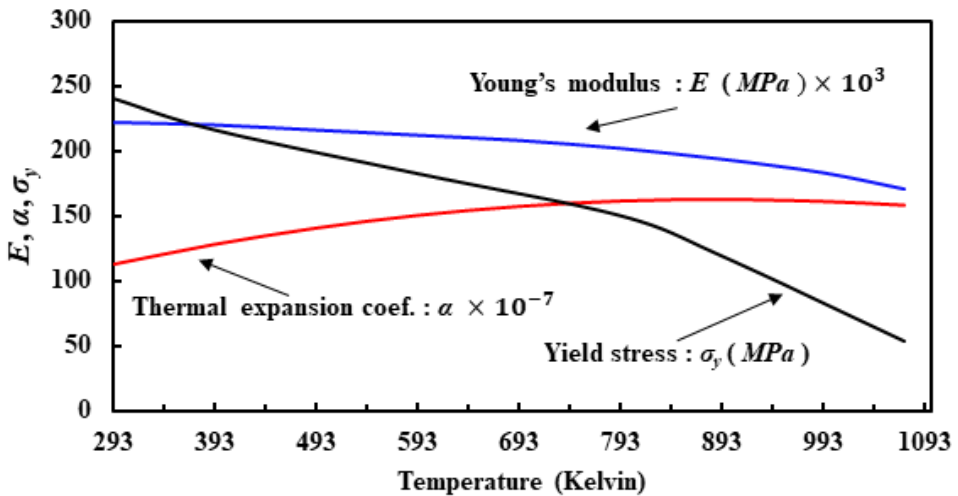
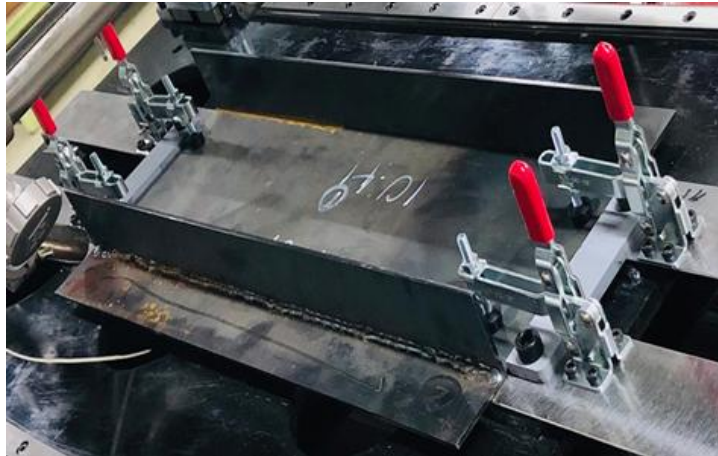
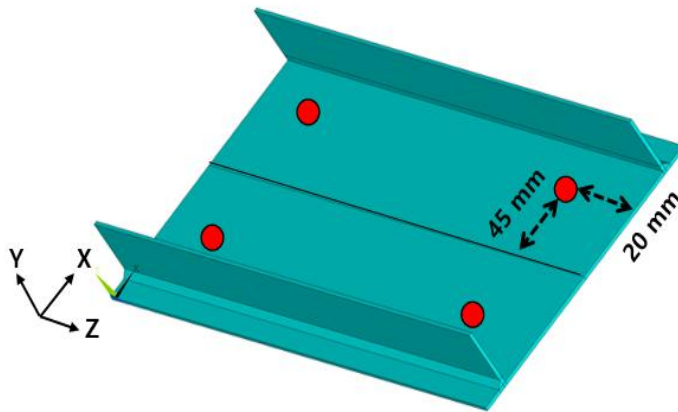


Fig. 4.1 Material properties of SS400

해석모델의 구속조건은 Fig. 4.2 (a)와 같이 실제 시험편에 구속효과가 주어지는 위치와 동일한 지점에 대하여 (b)에 도시한 바와 같이 해석모델의 X, Y, Z방향 각각에 대하여 구속조건을 부여하였다.



(a) Experiment clamp applied to specimen



(b) Boundary condition applied to the specimen

Fig. 4.2 Boundary condition of finite element analysis

4.2 용접부 잔류응력 및 변형

4.2.1 열탄소성 해석

(1) 잔류응력

Fig 4.3은 수냉을 적용하지 않은 기존 용접방식의 잔류응력 분포로, 잔류응력 성분중 주도적 역할을 하는 용접선 길이방향(Z)의 잔류응력 σ_{zz} 의 분포를 나타내었다. 선행으로 수행되는 좌측 용접선의 경우 최대 235MPa의 잔류응력이 나타났으며, 후행으로 수행되는 우측 용접선의 경우 좌측 용접선에 비해 다소 낮은 223MPa의 잔류응력이 나타났다. 이는 선행으로 수행되는 좌측의 용접선의 입열 및 예열 효과로 인한 잔류응력의 완화 현상 때문이라 판단되며, 용접선 이외의 영역에서는 압축방향의 잔류응력이 발생함을 확인하였다.

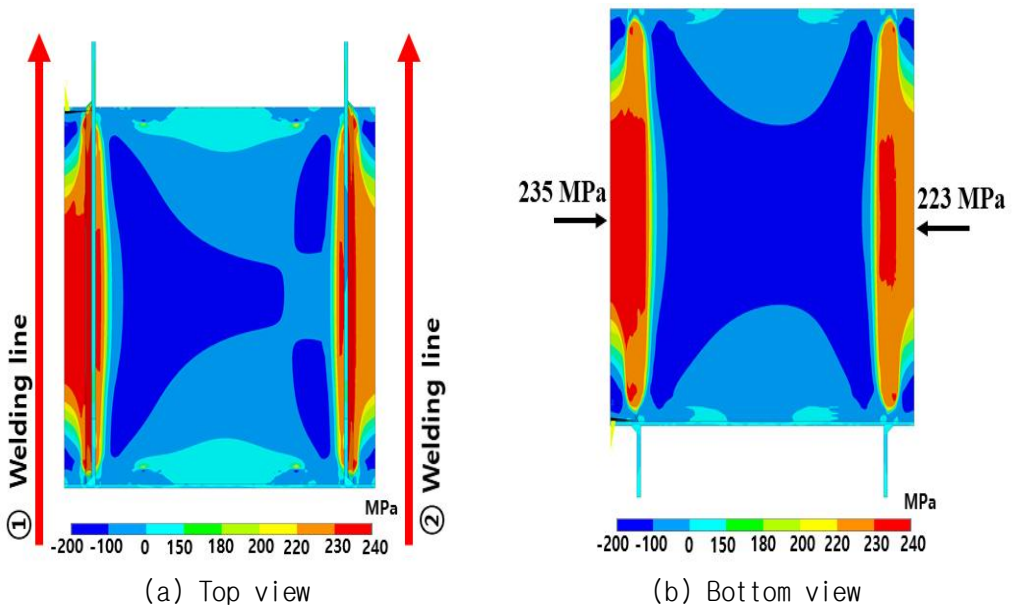


Fig. 4.3 Distribution of residual stress σ_{zz} in welding line direction of welds without water cooling

Fig 4.4는 좌측 용접선 길이방향의 σ_{xx} (폭방향), σ_{yy} (두께방향), σ_{zz} (길이 방향) 성분별 잔류응력을 나타낸다. 길이방향(Z) 잔류응력의 경우 σ_{zz} 가 용접선 중앙지점에서 최대 235MPa로 나타났으며, 이는 사용 소재(SS400) 항복강도 98% 정도에 해당하는 잔류응력이 발생함을 알 수 있다.

성분별 잔류응력의 크기를 통해서 용접선 길이방향(Z) > 폭방향(X) > 두께방향(Y) 순으로 나타남을 확인하였으며, 폭방향 및 두께방향에서는 잔류응력이 미소하게 발생함을 알 수 있다. 이는 각각의 방향별 시험편의 크기에 따른 구속 정도와 관련이 있으며 부재의 치수가 큰 방향일수록 강성이 커지므로 잔류응력이 크게 나타남을 알 수 있다.[20]

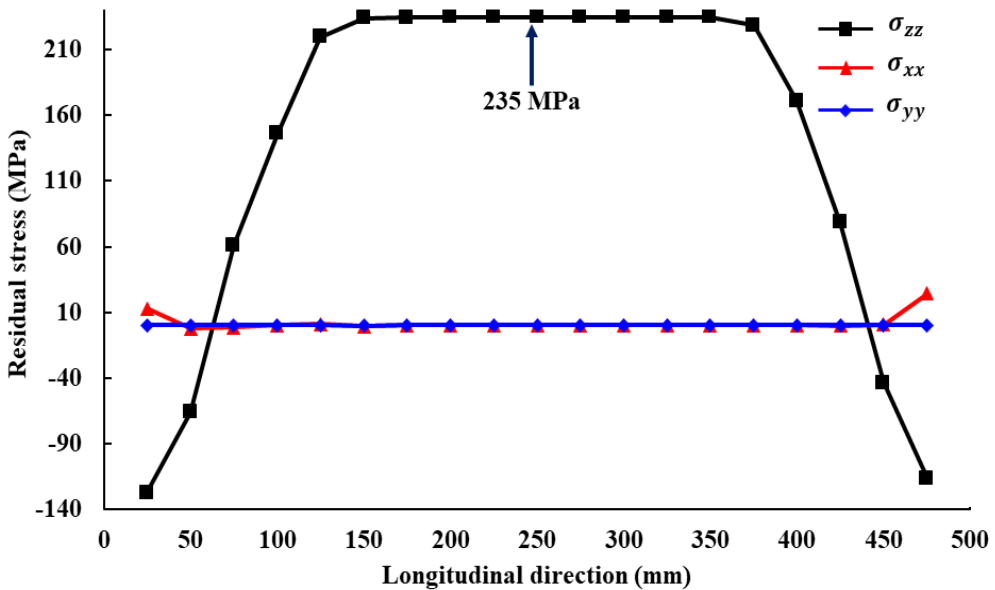


Fig. 4.4 Residual stress σ_{xx} σ_{yy} σ_{zz} in welding line direction of welds without water cooling

Fig 4.5와 Fig 4.6은 용접 절차에 따라 후행으로 진행되는 우측 용접선의 용접 전, 후 각각에 대한 좌측 용접선의 길이방향(Z) 잔류응력 그래프이다. 먼저 선행 용접이 수행되었을 때의 수냉 적용 유무에 따른 잔류응력을 살펴보면 용접선 중앙부인 150mm ~ 350mm 구간에서 모든 조건 동일하게 최대 잔류응력이 나타났으며, 수냉을 적용하지 않은 기존 용접방식 잔류응력(216MPa) 대비 수냉을 적용한 시험편(176MPa)에서 최대 약 19% 정도의 잔류응력이 감소됨을 확인하였다. 특히 용접 아크와 근접한 이격거리 35, 50mm 조건에서 잔류응력 저감 효과가 크게 나타났으나 이격거리 75mm 조건에서는 잔류응력 저감 효과가 낮게 나타남을 확인하였다.

후행 용접이 수행되었을 경우 마찬가지로 용접선 중앙부인 150mm ~ 250mm 구간에서 최대 잔류응력이 나타났으나 수냉 적용에 관계없이 최대값의 크기가 235MPa로 동일하게 나타났다. 그 외의 구간에서는 수냉을 적용하지 않은 기존 용접방식에 비해 수냉을 적용한 시험편에서 약 10% 정도의 잔류응력이 감소되어 나타났으며, 용접아크와의 이격거리에 따른 냉각효과가 미약하게 나타남을 알 수 있다. 이는 후행으로 용접이 진행될 때 용접과정 중 발생하는 잔류응력이 좌측 용접선에 영향을 끼치기 때문에 나타나는 현상이라 사료된다.

Fig. 4.7과 Fig. 4.8은 후행 용접 전, 후에 따른 좌측 용접선 길이방향 125mm 지점의 용접부 단면 길이방향(Z) 잔류응력 분포이다. 수냉 적용 유무에 따른 용접부의 잔류응력을 살펴본 결과 모든 조건 동일하게 용접부 주변에서 인장 잔류응력이 나타나고, 모재부에서는 압축 잔류응력이 나타남을 알 수 있다. 또한 용접아크와의 이격거리가 근접할수록 잔류응력의 감소폭이 증가함을 알 수 있다.

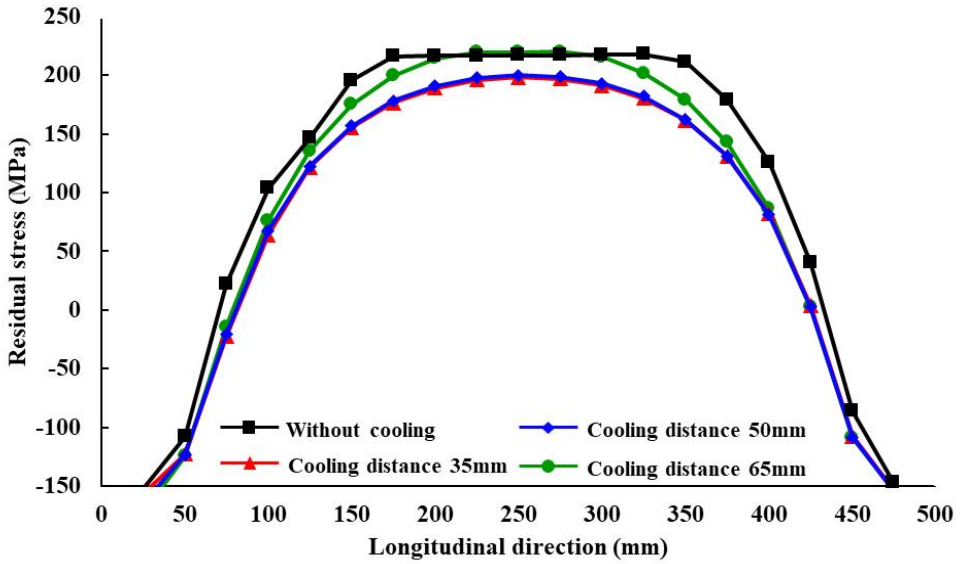


Fig. 4.5 Comparison of residual stress σ_{zz} in welds with and without water cooling after first procedure

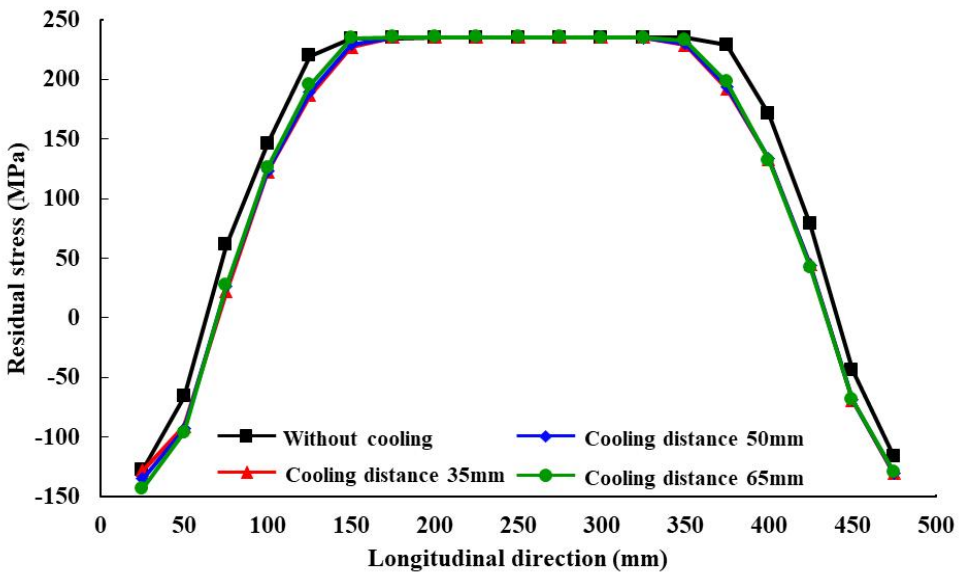


Fig. 4.6 Comparison of residual stress σ_{zz} in welds with and without water cooling after second procedure

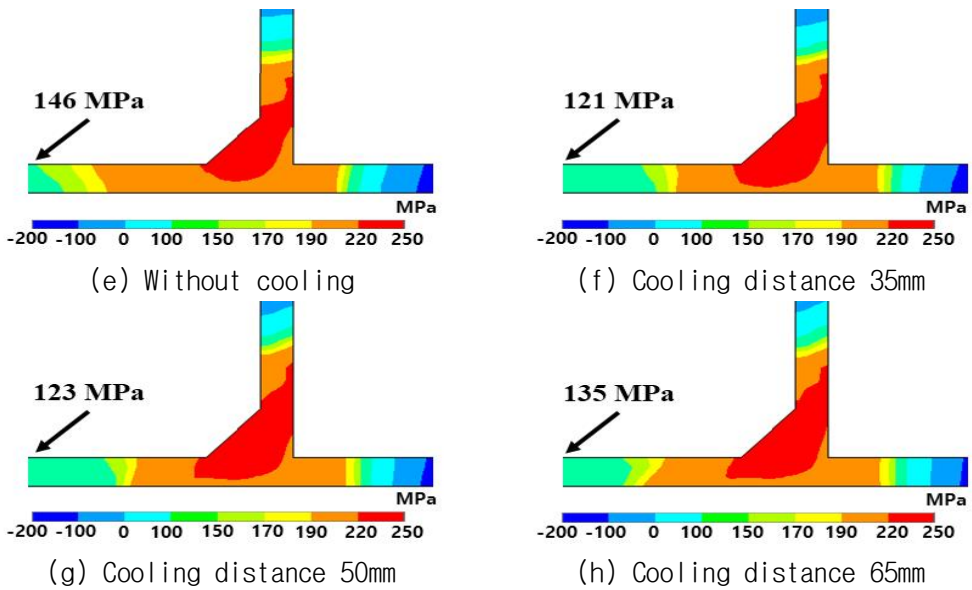


Fig. 4.7 Distribution of welding residual stress σ_{zz} in welds with and without water cooling after first procedure

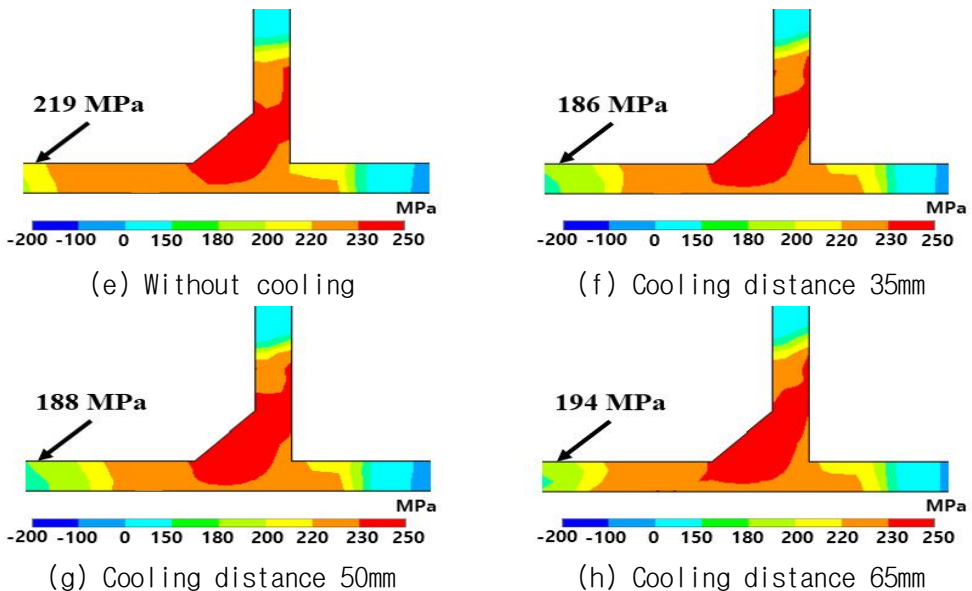


Fig. 4.8 Distribution of welding residual stress σ_{zz} in welds with and without water cooling after second procedure

(2) 용접변형

Fig. 4.9와 Fig. 4.10은 용접 절차에 따라 후행으로 진행되는 우측 용접선의 용접 전, 후 각각에 대한 좌측 용접선의 두께방향(Y) 변위 그래프이다. 먼저 선행 용접이 수행되었을 때의 수냉 적용 유무에 따른 변위를 살펴보면 용접선 중앙부인 250mm 구간에서 모든 조건 동일하게 최대 변위가 나타났으며, 수냉을 적용하지 않은 기존 용접방식 변위(1.49mm) 대비 수냉을 적용한 시험편(1.38mm)에서 최대 약 7.4% 정도의 변위가 감소됨을 확인하였다.

후행 용접이 수행되었을 경우 마찬가지로 용접선 250mm 구간에서 최대 변위가 나타났으며, 수냉을 적용하지 않은 기존 용접방식(0.83mm)에 비해 수냉을 적용한 시험편(0.79mm)에서 최대 약 5% 정도의 변위가 감소됨을 확인하였다. 용접변형에서도 마찬가지로 후행 용접 실시 후 상대적으로 이격거리에 따른 냉각효과가 감소함을 알 수 있으며, 이는 후행 용접 과정 중 좌측 용접선에 영향을 끼치기 때문에 나타나는 현상이라 사료된다.

Fig. 4.11과 Fig. 4.12는 후행 용접 전, 후에 따른 좌측 용접선 길이방향 250mm 지점의 용접부 단면 두께방향(Y) 변위 분포이다. 수냉 적용 유무에 따른 용접부의 변위를 살펴본 결과 최대 변위 발생 구간은 모든 조건 동일하게 하부 판재 끝단에서 나타났으며, 용접아크와의 이격거리가 근접할수록 변위의 감소폭이 증가함을 알 수 있다.

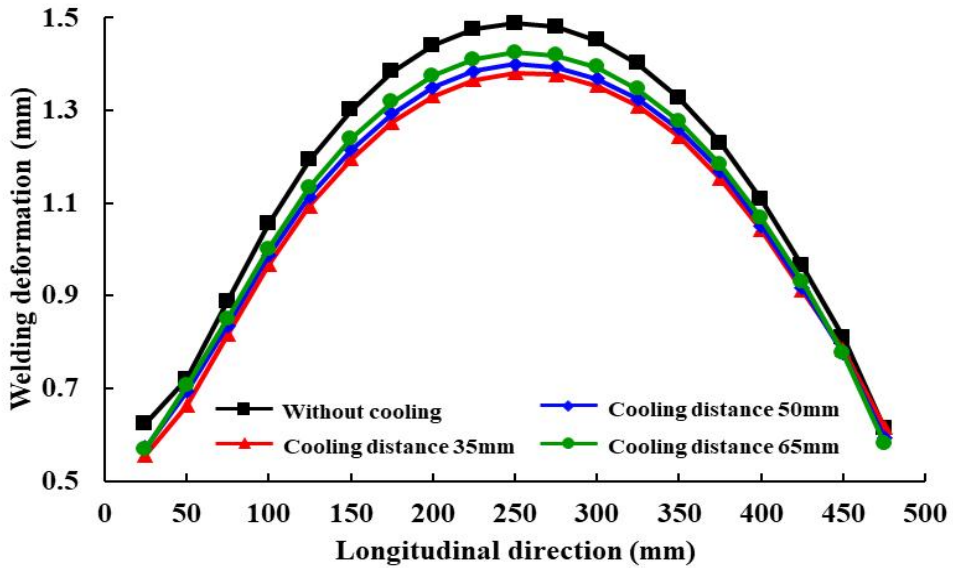


Fig. 4.9 Comparison of welding deformation in welds with and without water cooling after first procedure

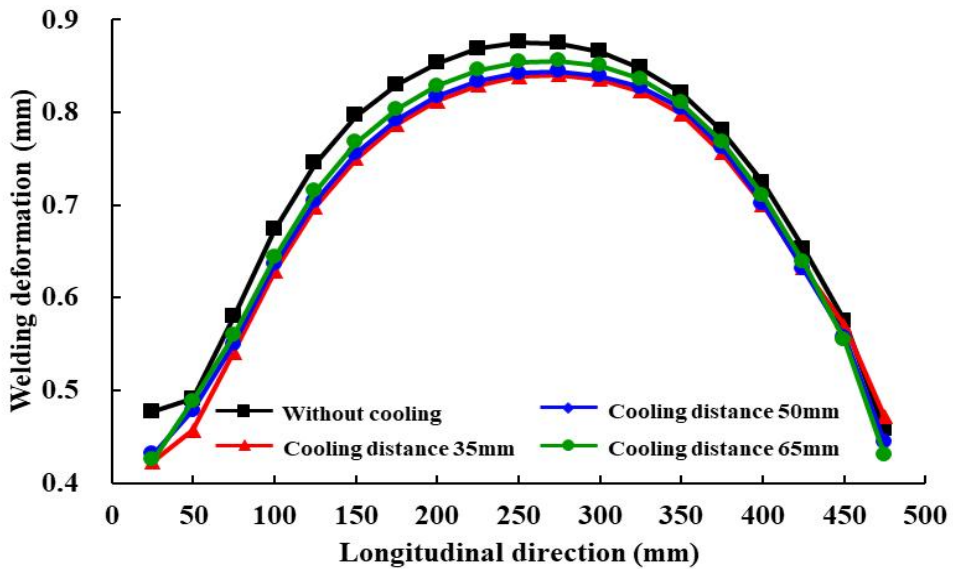


Fig. 4.10 Comparison of welding deformation in welds with and without water cooling after second procedure

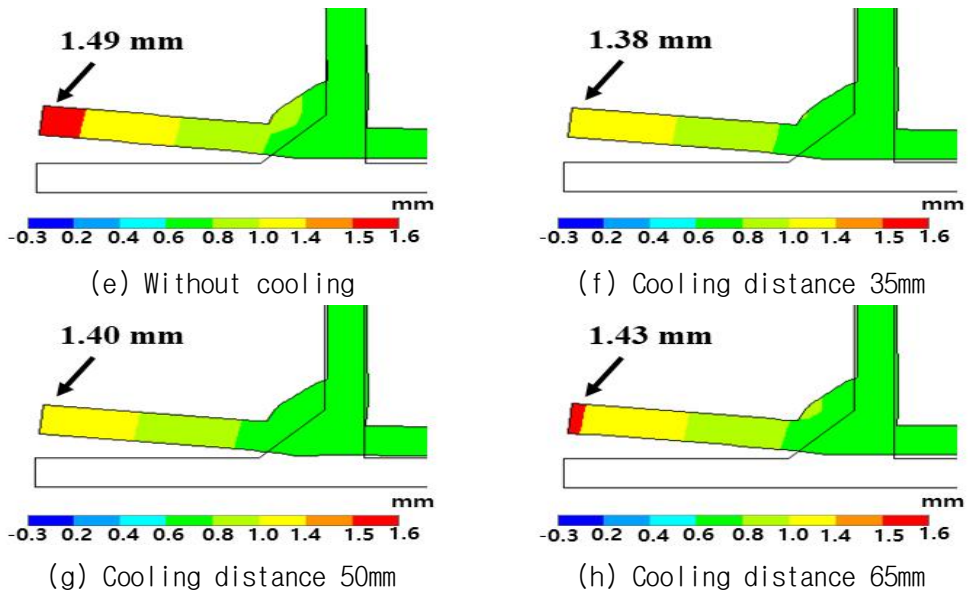


Fig. 4.11 Distribution of welding residual stress σ_{zz} in welds with and without water cooling after first procedure

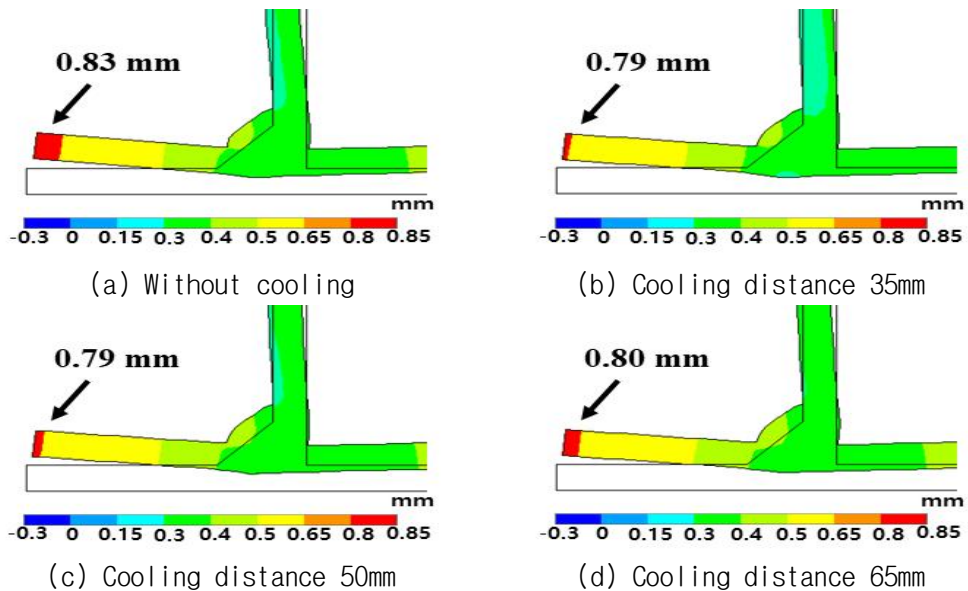


Fig. 4.12 Distribution of welding deformation in welds with and without water cooling after second procedure

4.2.2 변형량 측정

해석결과의 타당성을 검증하기 위하여 수냉을 적용하지 않은 용접방식과 수냉 적용시 이격거리 35mm 조건에 대하여 Photo. 4.1과 같이 선행으로 수행되는 좌측 (①번) 용접선을 따라 50mm 간격으로 (b)의 다이얼게이지를 이용하여 두께방향 용접변형을 측정하였으며 측정결과를 해석값과 비교하였다.

용접변형 측정 결과 Fig. 4.9에 도시한 바와 같이 실측값과 해석값 모두 용접선 중앙지점인 250mm 구간에서 최대 변위가 발생하였으며 중앙부에서의 해석값과 실측값의 오차는 약 28% 정도로 나타났고 해석값이 실측값에 비해 다소 높은 값을 보이고 있으나 정성적 측면으로는 서로 유사한 경향이 나타남을 확인하였다.



(a) Experiment set-up



(b) digital dial gauge

Photo. 4.1 Measuring equipment for welding deformation

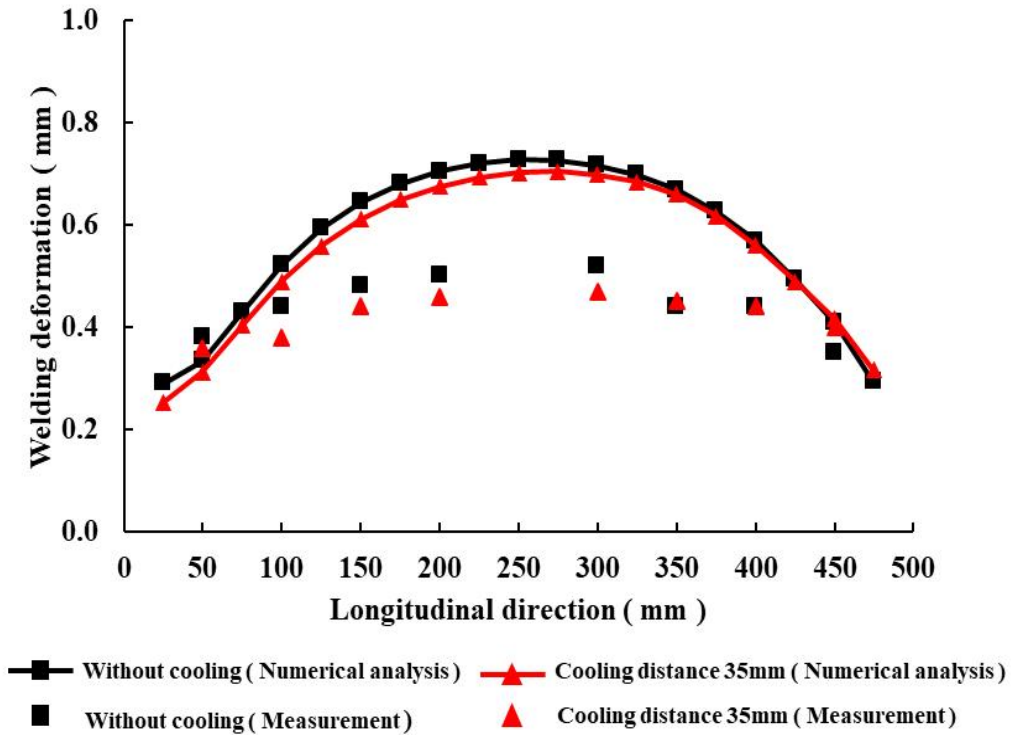


Fig. 4.13 Comparison of welding deformation in welds between numerical analysis and measurement

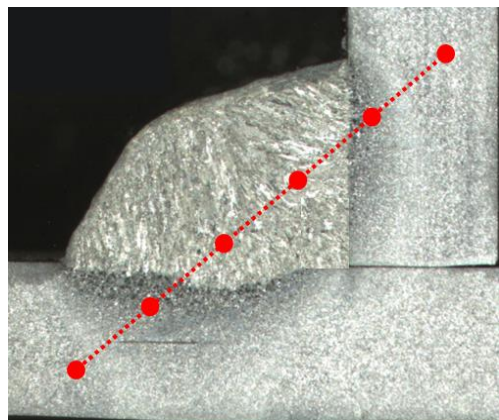
4.2.3 경도 측정

수냉 적용 유무에 따른 용접부의 경도 분포 특성을 고찰하기 위하여 Photo. 4.2와 같이 용착금속부, 열영향부, 모재부 각각에 대한 경도를 측정하였다. 실험에 수행된 장비는 136° 다이아몬드 피라미드 압자를 사용하는 Vickers 경도기이며, 측정 간격 2mm, 하중 0.5kgf, 하중 부여 시간 10초의 조건으로 측정한 결과를 Fig. 4.10에 나타내었다.

측정결과 수냉을 적용하지 않은 용접부의 경우 용착금속부에서 약 230Hv, 열영향부에서 약 290Hv, 모재부에서 약 190Hv 정도로 나타났으며, 수냉을 적용한 용접부의 경우 용착금속부에서 약 240Hv, 열영향부에서 약 310Hv, 모재부에서 약 220Hv 정도로 나타났다. 이때 열영향부에서 다른 영역에 비해 상대적으로 높은 크기의 경도값이 나타나는데, 이는 용접과정 중 발생하는 열이 열영향부에서 급격하게 냉각되어 경화현상이 발생했기 때문이라 사료된다. 또한 수냉을 적용한 조건이 수냉을 적용하지 않은 조건에 비해 전체적으로 높은 경도값이 나타는데 이는 용접부에 분사된 물의 강제 냉각효과로 급격하게 온도가 감소하기 때문이라 판단된다.



(a) Vickers hardness machine



(b) Macro specimen

Photo. 4.2 Hardness test measurement location

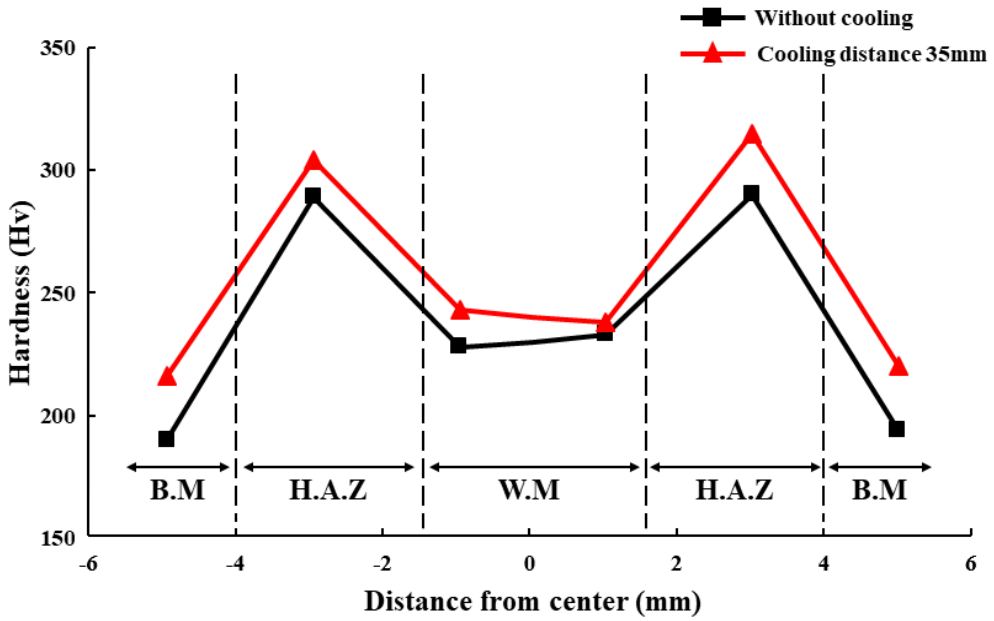


Fig. 4.14 Comparison of hardness distribution of welds with and without water cooling

4.3 결과 및 고찰

본 장에서는 3장에서 수행한 열전도 해석모델의 온도 결과값을 열하중으로 간주하여 열탄소성 해석을 실시하였다. 또한 수냉 적용 유무에 따른 T-이음부의 용접 잔류응력 및 변형의 분포 특성을 비교 및 고찰하였으며, 이에 대한 용접부의 역학적 특성은 다음과 같다.

1) 수냉 적용 유무에 따른 열탄소성 해석결과를 비교하였을 때 좌측 용접선에서 발생하는 최대 잔류응력의 경우 수냉을 적용하지 않은 기존 용접방식(216MPa) 대비 수냉을 적용한 이격거리 35mm(176MPa), 50mm(178MPa) 조건에서 약 19% 정도의 잔류응력이 저감되어 나타남을 확인하였다. 그러나 용접아크와의 이격거리가 가장 먼 이격거리 65mm(199MPa)의 경우 잔류응력 저감효과가 감소함을 알 수 있다.

2) 좌측용접선에서 발생하는 최대 변위의 경우 수냉을 적용하지 않은 기존 용접방식(1.49mm) 대비 수냉을 적용한 이격거리 35mm(1.38mm) 조건에서 최대 약 7.4% 정도의 변위가 저감되어 나타났다. 또한 이격거리 50mm(1.40mm), 65mm(1.43mm) 조건의 경우 각각의 저감률은 6%, 4% 으로 용접아크와의 이격거리가 근접할수록 용접변형의 크기가 점차 감소함을 확인하였다.

3) 용접부의 경도 분포 특성을 살펴본 결과 수냉을 적용하지 않은 기존 용접방식 시험편 경도의 크기는 용착금속부(233Hv), 열영향부(290Hv), 모재부(192Hv)로 나타났으며, 수냉을 적용한 시험편의 경우 용착금속부(241Hv), 열영향부(310Hv), 모재부(218Hv)로 상대적으로 높은 크기의 경도값이 나타났다. 이는 용접부에 분사된 물의 강제 냉각효과로 급격하게 온도가 감소하기 때문이라 사료된다.

제 5 장 결 론

본 연구에서는 수냉법 적용 유무에 따른 용접 잔류응력 및 변형 저감 특성을 고찰하기 위하여 T-이음부에 대해 열전도 및 열탄소성 해석을 수행하였다. 해석결과 수냉을 적용한 시험편에서 수냉을 적용하지 않은 기존 용접방식에 비해 잔류응력과 용접변형이 감소되어 나타남을 확인하였다.

- 1) 이격거리에 따른 용접부의 열적 특성을 살펴본 결과 용접아크와의 이격거리가 근접한 조건일수록 온도의 감소폭이 점차 증가되며, 이격거리 35mm 조건의 경우 용착금속부, 열영향부, 모재부의 온도가 수냉을 적용하지 않은 기존 용접방식에 비해 각각 246K, 178K, 42K 만큼 감소되어 나타났다.
- 2) 이격거리에 따른 용접부의 잔류응력 분포 특성을 살펴본 결과 용접아크와의 이격거리가 근접한 조건일수록 잔류응력의 크기가 점차 감소되며, 이격거리 35mm 조건의 경우(176MPa) 기존 용접방식(216MPa) 대비 약 19% 정도 저감됨을 확인하였다.
- 3) 이격거리에 따른 용접부의 변위 분포 특성을 살펴본 결과 용접아크와의 이격거리가 근접한 조건일수록 변위의 크기가 점차 감소되며, 이격거리 35mm 조건의 경우(1.38mm) 기존 용접방식(1.49mm) 대비 약 7.4% 정도 저감됨을 확인하였다.
- 4) 수냉법 적용 유무에 따른 용접부의 경도 분포 특성을 살펴본 결과 이격거리 35mm 조건에서 용착금속부(241Hv), 열영향부(310Hv), 모재부(218Hv)로 나타났으며, 기존 용접방식의 경우 열영향부(233Hv), 용착금속부(290Hv), 모재부(192Hv)로 수냉 적용에 따라 경도값이 증가함을 확인하였다.

참고문헌

- [1] 용접·접합 편람 2 역학, 시공 및 검사 pp26-47
- [2] 김영식, 용접잔류응력과 용접변형의 발생기구와 그 대책, 대한용접·접합학회, 1989, 17(6), pp. 17-27
- [3] R, Holder., N, Larkin., H, Li., L, Kuzmikova., Z, Pan., J. Norrish., Development of a DC-LSND welding process for GMAW on DH-36 Steel, 56th WTIA annual conference, 2011, pp. 1-13
- [4] R, S. Sudheesh., N, Siva. Prasad., Parametric studies on Effect of Trailing Liquid Nitrogen Heat Sink on TIG Welding of Steels, Advanced Materials Research, 2014, 875-877, pp. 1595-1599
- [5] Y. P. Yang and P. Dong, Buckling Distortions and Mitigation Techniques for Thin-Section Structures, Journal of Materials Engineering and Performance, 2012, 21(2), pp. 153-160
- [6] S, Okano., M, Mochizuki., M, Toyoda., T, Ueyama., Effect of Weld Heat Input Conditions on Reduction of Angular Distortion by Heat-Sink Welding, Journal of the japan welding society, 2011, 29(1), pp. 55-60
- [7] S, Okano., M, Mochizuki., Experimental and Numerical Investigation of Trailing Heat Sink Effect on Weld Residual Stress and Distortion of Austenitic Stainless Steel, ISIJ International, 2016, 56(4), pp. 647-653
- [8] 김종명, 박창수, 김영표, 방한서, 수치시뮬레이션에 의한 박판 용접 변형 예측에 관한 기초적 연구, 대한용접·접합학회, 2003, 21(1), pp. 93-98
- [9] 방한서, 한길영, 평판용접에 관한 평면변형 열탄소성 해석, 한국해양공학회, 1994, 8(1), pp. 33-40
- [10] 방한서, 고민성, 방희선, 유한요소법에 의한 평판의 용접 변형에 관한 기초적 연구, 한국해양공학회, 1997, 11(4), pp. 1-6

- [11] 방희선, 방한서, 이윤기, 김현수, 이광진, 극후판 다층 FCAW 맞대기 용접부의 잔류응력 특성에 관한 연구, 한국해양공학회, 2010, 24(2), pp. 62-66
- [12] 방한서, 차용훈, 오윤권, 노찬승, 김종명, 점열탄소성 이론에 의한 용접후열 처리에 대한 수치해석, 한국해양공학회, 1997, 11(1), pp. 113-123
- [13] 한승호, 신병천, 피로하중하 용접잔류응력 이완 추정모델, 대한용접·접합학회, 2002, 20(3), pp. 84-90
- [14] 박준형, 김재웅, 박판재 용접 구조물의 선상 가열 교전에서 최적 조건의 선정에 관한 연구, 대한용접·접합학회, 2011, 29(2), pp. 40-45
- [15] 방한서, 유한요소법에 의한 박판용접의 2차원비정상열전도 해석, 대한조선학회, 1990, 27(4), pp. 43-50
- [16] 방한서, 후판 용접부의 역학적 특성 - 유한요소법에 의한 3차원 열탄소성 해석, 대한용접·접합학회, 1992, 10(4), pp. 250-258
- [17] J. Goldak, A. Chakravarti, M. Bibby, A new finite element model for welding heat sources, Metallurgical Transactions 15B, 1984, pp. 299-305
- [18] Y. P. Yang, P. Dong, J. Zhang, X. Tian, A hot-cracking mitigation technique for welding high-strength aluminium alloy, Welding Journal, 2000, 79(1), pp. 9-17
- [19] 방한서, 김종명, T-joint 용접부의 형상에 따른 역학적 메커니즘에 관한 연구, 대한용접·접합학회, 1999, 17(6), pp. 53-61
- [20] 방한서, 김종명, 김성주, 필렛 용접부의 형상에 따른 역학적 특성에 관한 연구, 대한용접·접합학회, 1998,