



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 2월

석사학위 논문

9%Ni 강이 적용된
LNG 연료탱크의 선상가열에 따른
변형특성에 관한 연구

조선대학교 대학원
용접·접합과학공학과
이 지 한

9%Ni 강이 적용된
LNG 연료탱크의 선상가열에 따른
변형특성에 관한 연구

A Study on the Deformation of Type B LNG Fuel Tank
with 9% Nickel Steel Plate in Line-Heating

2020년 2월 25일

조선대학교 대학원
용접·접합과학공학과
이 지 한

9%Ni 강이 적용된
LNG 연료탱크의 선상가열에 따른
변형특성에 관한 연구

지도교수 방 희 선

이 논문을 공학 석사학위신청 논문으로 제출함

2019년 10월

조선대학교 대학원

용접·접합과학공학과

이 지 한

이지한의 석사학위논문을 인준함

위원장 조선대학교 특임교수 방한서 (인)
위 원 조선대학교 교수 방희선 (인)
위 원 조선대학교 조교수 손윤철 (인)

2019년 11월

조선대학교 대학원

CONTENTS

List of Figures	I
List of Tables	II
NOMENCLATURE	III
Abstract	IV
1장. 서론	1
1. 1 연구 배경	1
1. 2 연구 목적	7
1. 3 국내 외 연구동향	8
2장. 연구 방법	14
2. 1 사용 소재 및 용접조건	14
2. 1. 1 사용 소재	14
2. 1. 2 용접 조건	15
2. 1. 3 선상가열 조건	17
2. 2 선상가열에 따른 용접부 열전도 해석	27
2. 2. 1 열전도 이론의 유한요소 정식화	27
2. 2. 2 해석 모델 및 조건	30
2. 3 선상가열에 따른 용접부 열탄소성 해석	32
2. 3. 1 열탄소성 이론의 유한요소 정식화	32

2. 3. 2 해석모델 및 조건	36
2 . 4 선상가열 온도 측정 및 성능 실험	37
2. 4. 1 선상가열 온도 측정	37
2. 4. 2 용접부 인장, 충격, 경도 시험	39
3장. 선상가열에 따른 용접부 변형 특성	44
3 . 1 선상가열시 용접부 열적 특성	44
3. 1. 1 용접부 온도 분포	44
3. 1. 2 선상가열시 용접부 온도 재분포	46
3 . 2 선상가열시 용접부 역학적 특성	47
3. 2. 1 용접부 변형	47
3. 2. 2 선상가열시 용접부 변형 재분포	48
3 . 3 용접부 성능	52
3. 3. 1 인장강도 시험	52
3. 3. 2 경도 시험	53
3. 3. 3 충격 강도 시험	55
4장. 결 론	58
참고문헌	59

List of Figures

Fig 1.1	Time of the Fuel Emission Stabilization	1
Fig 1.2	ECA (Emission Control Area)	2
Fig 1.3	LNG as Fuel Consumption	6
Fig 2.1	Butt Joint with Single V-Bevel Detail	15
Fig 2.2	Line Heating Mechanism	17
Fig 2.3	Mechanism of Plate by Line Heating	18
Fig 2.4	Spot Heating	20
Fig 2.5	Line Heating	21
Fig 2.6	Triangularity Heating	22
Fig 2.7	Manual Heating Torch	23
Fig 2.8	Auto back Heating Torch	23
Fig 2.9	Torch Tip Specification	24
Fig 2.10	Maximum Heating Temperature on Surface for Line Heating	25
Fig 2.11	Line Heated Plate in Butt Joint	26
Fig 2.12	Flow Chart of Program for Heat Conduction Analysis	31
Fig 2.13	FE Analysis Method	36
Fig 2.14	Temperature Measuring Method	38
Fig 2.15	Temperature Measuring Points in Butt Joint	38
Fig 2.16	Tensile-shear Test Equipment	39
Fig 2.17	Tensile-shear Test Specimen	40
Fig 2.18	Minimum Absorbing Energy Value	41
Fig 2.19	Test Piece Size Dimension	41
Fig 2.20	Hardness Test Equipment and Test Condition	42
Fig 3.1	Temperature Field for Butt Weld	45
Fig 3.2	Temperature Field for Butt Weld after Line Heating	46

Fig 3.3	Distortion of Butt Weld	47
Fig 3.4	Line Heating Temperature for Butt Weld	49
Fig 3.5	Distortion of Butt Weld after Line Heating	50
Fig 3.6	Plastic Strain Distribution for various Line Heating Temperature	51
Fig 3.7	Hardness Check Point for Butt joint	53
Fig 3.8	Hardness Value Graph for Butt Joint	55
Fig 3.9	Impact Test Location for Single V-Bevel	56
Fig 3.10	Impact Test Results Graph for Butt Joint with Single V-Bevel	57

List of Table

Table 1	Implementation IMO SOx Regulation	12
Table 2	9% Nickel Steel Mechanical Properties	14
Table 3	Typical Welding Parameters for Butt Joint with Single V-Bevel	16
Table 4	Heating Temperature	37
Table 5	Hardness Acceptance Value (IACS UR W28)	43
Table 6	Tensile Test Results for Butt Joint	52
Table 7	Hardness Value for Butt Joint	54
Table 8	Impact Test Results for Butt Joint with Single V-Bevel	57

MOMENCLATURE

M	: Bending Moment
I	: Second moment of area
E	: Modulus of Elasticity
θ	: Angular Distortion
K	: Proportionality Constant
Q	: Heat Input
α	: Moment Arm Length (1/2 of Breath)
d	: Diameter
a	: Thickness
b	: Width
L_0	: Original Guage Length
L_c	: Parallel Length
S_0	: Original Cross Sectional Area
R	: Transition Radius
D	: External Tube Diameter
t_p	: Plate thickness
T	: Temperature(°C)
ρ	: Density (kg/mm^3)
c	: Specific Heat ($\text{cal}/\text{kg}\cdot^\circ\text{C}$)
t	: Time (sec)
λ	: Thermal Conductivity ($\text{cal}/\text{mm}\cdot\text{sec}\cdot^\circ\text{C}$)
q_g	: Net Heat Generated per Unit Volume per unit of time by heat sources or sinks ($\text{cal}/\text{sec}\cdot\text{mm}^3$)

ABSTRACT

A Study on the Deformation of Physical Properties of Line-Heated for Type B LNG Fuel tank with 9% Nickel Steel plate

Lee Ji Han

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

Department of Welding and

Joining Science Engineering,

Graduate School of Chosun University

Container vessels continue to grow in size, led by global shipowners. Larger ships can be loaded more cargo at a time, reducing the cost of transportation per teu. This eventually leads to economies of scale, in which the production cost per unit decreases with increasing output. Larger ships, however, are cost-intensive, with a significant increase in the use of ship fuel, and large amounts of sulfur oxides are a major source of marine air pollution due to increased bunker C oil usage. Accordingly, in accordance with the 70th Convention of the Marine Environment Protection Committee of the International Maritime Organization, as of January 1, 2020, MARPOL Annex VI Regulation 14.1.3 will be effective. For vessels that do not meet these criteria to reduce SOx emissions and reduce NOx emissions by reducing the content of manned sulfur oxides from 3.5% to less than 0.5%, IACS Member States Entry to the port is denied.

The introduction of LNG propulsion ships is the best alternative to meet environmental regulations and can remove 100% of sulfur oxide emissions compared to existing ship fuels. When the engine is in a four-stroke cycle, it can reduce NOx by 90%, reduce particulate matter (PM) by 90%, and reduce carbon dioxide (CO2) by 15%. It is an environmentally friendly fuel

that can be greatly reduced. Recently, 9% Nickel-steel is widely used as a fuel to store LNG condensed at low temperatures. This steel has a low brittle ductility transition temperature, and thus has ductility at extremely low temperatures. LNG storage tank, which is made of 9% Nickel-steel, is manufactured by welding, and it is inevitable that the bending work by heat is inevitable after the welding is completed. Locally existing residual stresses caused by this heat can reduce fatigue strength or increase crack propagation. So each shipyard is conducting research on this. Most shipyards focus on minimizing heat through cold forming for 9% Nickel-steel bending.

In this study, the characteristics of the material after line heating (600°C, 700°C, 800°C, 900°C) of 9% Ni steel used in the manufacture of LNG fuel tank of ship were verified using by mechanical test. In the heating method by line heating, the initial properties of steel are changed by variables such as temperature, time, and speed. The experimental data of line heating presented in this paper confirmed that the initial change of 9% Ni steel could be minimized.

제 1 장 서 론

1.1 연구 배경

세계 글로벌 선 주사를 중심으로 하여 컨테이너 선박은 계속해서 대형화 되고 있다. 이러한 선박의 대형화는 한번 에 화물을 많이 적재하여 teu 당 운송비용을 줄이게 한다. 이는 결국 규모의 경제를 실현시키는데 생산량의 증가에 따라서 단위당 생산비용이 감소하는 현상을 말한다. 그러나 선박의 대형화는 선박연료사용을 크게 늘리면서 비용측면에 부담이 있고 가장 보편적으로 사용되고 있는 벙커C유 사용량증대로 인하여 많은 양의 황산화물은 해양 대기오염의 주원이 되기도 한다. 이에 따라 국제해사기구(International Maritime Organization)내 해양 환경 보호 위원회(Marine Environment Protection Committee) 70차 회의 협약에 따라서 2020년 1월 1일부로 MARPOL Annex VI 규정 14.1.3에 따라 발효되는데 주된 내용은 선박의 연료유인 황산화물의 함유량을 기존의 3.5%미만에서 0.5%미만으로 낮추어 산성비를 유발하는 황산화물(SO_x) 배출을 막고 질소산화물(Nox)의 배출량을 줄이는 이러한 기준을 충족시키지 못하는 선박에 대해서는 IACS 회원국의 항구에 입항이 거부된다.

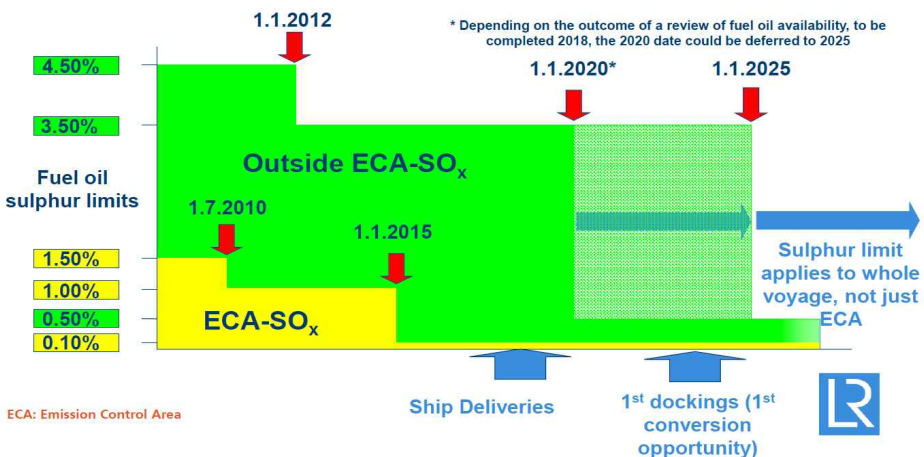


Fig. 1.1 Time of the Fuel Emission Stabilization (Lloyd's Register)

ECA (Emission Control Area) 지역내는 이미 2015.1.1.부터 선박 내 모든 내연기관에 사용되어지는 연료유의 황함유량을 0.1%로 규제해 왔으며 ECA 지역 밖에는 3.5%의 황유량이 가능했으나 앞으로 다가오는 2020.1.1부터는 ECA 지역 내,외로 보다 엄격한 규정이 적용 될 예정이다. 정확한 관련 규정은 MARPOL Annex VI(air pollution), Regulation 14.1.3 과 Regulation 14.3.1(ECA지역의 범위 규정)으로 확인 할 수 있다. Fig. 1.2는 현재 ECA지역으로 규정된 지역을 보여주고 있으며 Baltic sea, North sea, North American, US Caribbean sea 가 대표적이며 추가적으로 IMO에서 규정된 지역이 포함된다.

추후 노란색으로 지정된 지역이 ECA지역으로 선정될 것을 감안하면 연료에 의한 해상 오염 규제는 더욱 강화 될 전망이다.

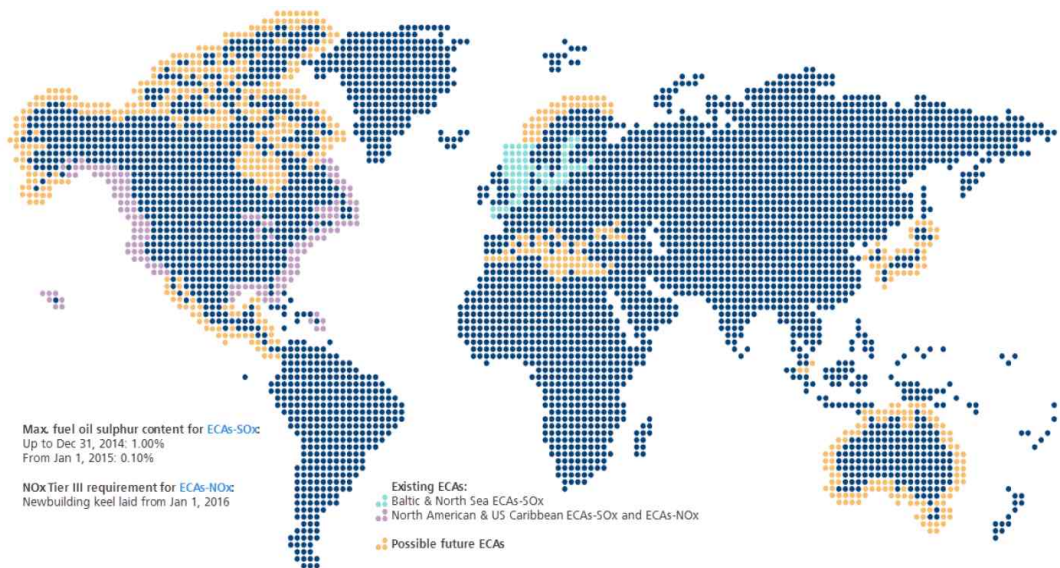


Fig. 1.2 ECA (Emission Control Area, Lloyd's Register)

이로 인해 각 조선사들은 기존의 선박보다 연비효율이 좋으며 대기 및 해양 오염 물질 배출량을 줄일 수 있는 친환경 선박(Eco-Ship) 개발에 집중하고 있다. 최근 연구에 따르면 IMO 2020의 기준을 만족할 수 있는 대안으로 크게 3가지가 논의되고 있는데 첫째로 저유황유(Low-Sulfur)로 연료를 교체하는 방법이 있으며 두 번째 Scrubber 장착, 즉 선박에 배출가스 황산화물을 저감하는 장치를 설치하는 방법, 마지막으로 LNG 추진선박으로 설계하는 방법이 있다.

연료유의 황 함유량 감소는 오늘날 사용되는 연료유의 일반적인 특성 및 기능에 많은 변화를 야기할 것으로 알려져 왔다. 선박용 주 연료로써 저유황유를 사용하는 방법은 추가적인 설비가 요구되지 않아 IMO에서 요구하는 규제를 만족시키기 위한 가장 간단한 방법이지만 현재로서는 연료유의 가격이 고유황유에 비해 가격이 50%이상 비싼 단점이 있다. 또한 저유황유를 개발하는 정유사별로 제조 방법에 따라 유황함량이 상이하야 사용상의 주의가 요구된다. 이는 선박 운영에 필요한 다양한 연료유의 운영방안에 대해 선박 승무원의 전문적인 지식을 필요로 하게 된다. 저유황유 중 0.5% 황성분을 함유하고 있는 MGO(Marine Gas Oil)를 사용할 경우에는 낮은 정도로 인한 Fuel Oil pump의 고착 현상이 발생 할 우려가 있어 안전한 사용을 위해서는 엔진 입구 측에 유입되는 기름의 정도를 조절하는 MGO Cooler 또는 Chiller 등의 추가적인 장치가 필요하다. 이에 반해 선박용 주연료를 0.5% 황성분을 함유하고 있는 초저유황중질유(ULSHFO, Ultra Low Sulphur Heavy Fuel Oil)를 사용하는 방법이 있다. 이는 일부 선진국 위주로 생산되고 있으며 연료유 속의 황 함유량을 낮추는 방법에 따라 두 가지로 나뉘어진다. 하나는 연료유속의 황성분을 제거하는 방법이며, 다른 하나는 황성분이 없는 양질의 기름과 혼합하여 연료유속의 황함유량을 낮추는 방법이다. 첫째 방법인 연료유속의 황 성분을 제거하는 방법은 정제 과정에 의해 황성분을 제거할 수 있으나 그 과정에서 연료유 속에 촉매분말(Catalyst fines 또는 Cat fines)이 과도하게 함유되어 실린더 라이너, 피스톤 링, 분사펌프 플런저, 연료밸브 노즐의 과도한 마모현상을 초래할 수 있다. 이러한 이유로 연료유 속의 촉매분말을 제거하기 위해서는 원심분리기를 이용한 청정과정이 추가로 요구된다. 이 뿐만 아니라 엔진 입구 측에 최대 10 micron정도인 연료유 필터를 추가로 설치하여 엔진 입구 측에서의 연료유 내 촉매분말 함유량이 최대 15mg/kg을 넘지 않도록 조치해야 한다.[1]

둘째 방법인 황 함유량이 매우 적은 양질의 기름과 혼합하여 연료유 속의 황함유량을

낮추는 방법은 첫째 방법과 같은 부작용이 없을 뿐만 아니라, 높은 점도로 인해 Fuel Oil pump의 고착 현상이 발생할 위험이 없는 장점이 있다. 하지만, 연료의 온도가 너무 낮을 경우에는 연료유 속의 wax 성분이 고체화되는 현상에 의해서 연료유 필터가 폐색될 우려가 있다. 따라서 연료의 온도가 항상 20~25℃ 이상으로 유지되도록 주의를 기울여야 한다. 앞서 말한 두번째 방법인 scrubber 기술 방식은 즉, 연료사용 후 발생하는 폐가스에 해 세정설비를 거쳐 외부로 배출되는 황 함유량을 낮추는 방법이다. Scrubber는 기존의 저유황유 대비 상대적으로 저렴한 고유황유를 선박용 주연료로 사용하면서 강화된 IMO 규제를 만족할 수 있다. Scrubber 기술은 일반적으로 개방형과 폐쇄형으로 나뉘어 진다.[1]

개방형 스크러버(Open loop system)는 자연적으로 알칼리성을 갖는 해수를 이용하여 화학작용을 통해 배기가스 중의 황산화물과 입자상 물질을 저감시킨다. 또한 스크러버를 빠져나온 해수는 해양오염을 방지하기 위해 PH 레벨 조절과정을 거쳐서 다시 선외로 배출 시킨다. 폐쇄형 스크러버(Closed loop system)은 청수를 이용하여 화학작용을 통해 배기가스중의 황산화물 입자성 물질을 저감시키고, 이 때 청수에 수산화나트륨 용액을 첨가하여 황산화물에 의한 청수의 중성화를 유도한다. 이 과정에서 해수를 이용하여 배기가스 세정에 사용된 청수를 냉각시킨다. 냉각된 청수는 대부분 배기가스 세정을 위해 순환하지만, 일부는 원심분리 및 PH레벨의 조정과정을 거쳐서 선외로 배출시킨다. 또한 개방형과 폐쇄형의 장점들을 선택적으로 사용할 수 있는 하이브리드 방식의 스크러버도 있다. 이는 대양에서 항해할 경우에는 개방형으로 사용하다가 연안 항해나 세정수 배출물의 규제가 강화된 지역을 항해할 경우 폐쇄형으로 전환하는 방식으로 배기가스 세정을 위한 스크러버 운영에 유연성을 부여하지만, 방기가격이 고가인 단점이 있다. 이처럼 스크러버를 이용하여 선박으로부터 배출되는 배기가스를 세정 하는 방법은 저유황유를 선박용 주 연료로 사용하는 방법에 비해서 엔진 출력에 따라 적당 100~1,000만불에 달하는 설비 투자 비용과 50~700kW에 달하는 추가 전력이 요구된다. 또한 배기관 상에 설치된 스크러버에 의해서 배압(back pressure) 증가로 인해 엔진 성능이 저하될 수 있고 이로 인해 연료소모량이 증가할 수 있다. 따라서 배압을 낮추기 위해 배기가스 배출이 용이하도록 배기관을 적절히 배열하거나, 설비후단에 강제 통풍팬을 설치하여야 한다. 스크러버 오작동 또는 고장에 의해 엔진 성능 저하 및 국제 환경규제 미준수등의 심각한 문제가 발생할 여지가 있어 배기가스 및 처리수는 지속적

으로 모니터링 해야하며 해양환경오염을 방지하고 지속적으로 스크러버 성능을 유지하기 위해서는 배기가스 세정에 이용된 해수 또는 청수를 중성화 처리를 해야 하므로 선박 운영시 지속적인 수산화나트륨 공급에 따른 운영 비용이 상승한다. 또한 스크러버 운영시에 발생하는 다량의 찌꺼기에 의한 처리문제와 배관 라인 부식에 대한 우려가 있어 운영상의 신중한 주의가 요구되는 단점이 있으며 몇몇 국가에서는 스크러버 설치에 대해 자국 공해상 항해를 금지하는 경우도 있다.[1]

LNG 추진선박의 도입은 환경규제를 충족시킬 수 있는 대안 중 최적이며 기존의 선박연료 대비 황산화물 배출량을 100% 제거할 수 있으며, 엔진이 4행정 사이클인 경우에 질소산화물(Nox)을 90%까지 감소시킬수 있고 미세먼지(Particulate Matter; PM) 90%, 이산화탄소(CO2)도 15% 까지 감소시키는 등 황 성분 이외의 환경 오염물질도 대폭 저감할 수 있는 친환경적인 연료이다. 기존의 벙커C유에 비해 발열량이 20% 이상 높아 연료소모량이 적으므로 이로 인한 선박 운영비 절감과 더불어 단위 열량당 비용이 기존 벙커C유 대비 1.7배 가량 저렴하고 청정기도 불필요하여 연료유를 정화하는데 드는 유지비용 또한 감소된다. 이러한 장점들을 볼 때 선박 연료로서의 LNG는 인간의 건강이나 환경에도 많은 이득을 가져다 준다. 현재 일부 연료 공급 시장 관계자들은 여전히 선박 연료로 사용되는 LNG가 상업적 위험이 높다는 인식이 있다. 그러나 다른 한편으로는 오늘날 주문되어지는 선박은 평균적인 25년 선박생명 주기를 고려 하였을 때 시장 변동성이 오일 시장, 더욱 엄격히 규제되는 환경 오염 문제를 고려했을 때 선박 연료로서의 LNG 선택은 훌륭하고 볼 수 있다. 오늘날 선박 연료의 잘못된 선택은 향후 선박의 상업적 가치의 하락에 직면하게 된다. 연료로서의 LNG는 저황중질유(LSHFO, Low Sulphur Heavy Fuel Oil) 또는 해양 가스 오일(MGO, Marine Gas Oil)의 2020년 예상 가격과 천연가스의 광범위한 장기 가용성을 고려했을 때 가장 상업적으로 매력적인 옵션으로 고려 된다. 또한 2015년 1월부터 유럽의 배기배출 규제 구역(ECA, Emission Control Area)은 저유황유로 운행해야 하며 이 지역 내 선박 연료 소비량은 매년 약 3천5백만 ~5천만톤으로 추산되며 배기배출 규제구역이 증가함에 따라 기존의 연료 대체에 대한 LNG 공급은 증가 할 것이다.

2019년 3분기 까지 세계 주요 항구 중 하나인 로테르담 항구의 선박용 LNG 연료 판매량을 보면 알 수 있다. LNG 선박 연료 판매가 늘어나는 이유는 앞서 언급 한 선박 연료유의 황 함유량 강제 제한 시기가 다가오며 이에 대한 선주들의 대응으로 해석된다.

업계에 따르면 IMO 2020 규제와 더불어 더 나아가 IMO 2050은 이미 시작되었다고 판단한다. 선박 연료유 황함유량을 제한하는 취지가 IMO 2020 이라면 IMO 2050은 개별 선박의 이산화탄소(CO2) 배출량을 2008년 대비 70%를 줄여야 한다. 장기적으로 보면 저유황유 사용, 탈황장치(스크러버) 설치에 비해 장기적으로 경제성이 좋고 환경규제 대응에 적합하다. (뉴스경제, 검색일: 2019.11.08.)

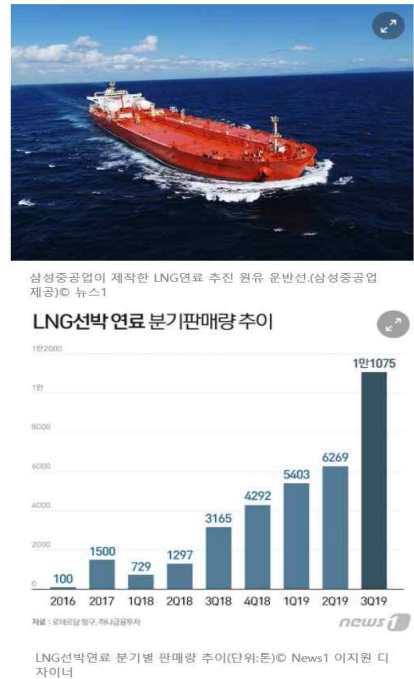
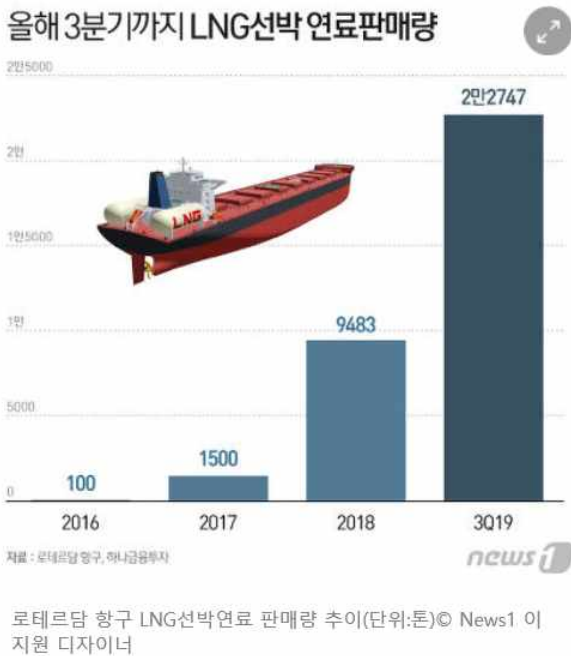


Fig. 1.3 LNG as Fuel Consumption, 뉴스경제(검색일: 2019.11.08.)

LNG를 엔진에 안전하게 공급하기 위해서 LNG 연료 저장탱크, 연료공급설비, 이중관 설비 등을 추가로 설치해야 하며 이는 선가의 최대 20-30%에 해당하는 설비투자비용이 발생할 뿐만 아니라 LNG저장탱크를 화물창 내 설치 할 경우 화물량 손실(Cargo Loss)를 야기하고 LNG 추진 시스템을 운영하기 위한 추가전력이 요구 된다.

하지만 앞서 언급한 강화되는 국제 환경오염 규제를 만족 하기 위해 최근 여러 나라에

서 LNG 벙커링 시설을 구축하는 방안이 적극적으로 검토 되고 있으며 향후 추세에 따라 LNG 공급 인프라는 전 세계적으로 확장될 것으로 예상된다.[1] LNG를 연료로 사용하는 선박의 수는 빠르게 증가하고 있으며 점점 더 많은 프로젝트가 계획되거나 진행 중이다. 2015년 5월 기준 하여 63척의 LNG연료선이 운항되고 있으며 다른 76척의 신조 건조가 확정되었다. 이러한 역동적인 발전에 따라 2020년까지 LNG를 연료로 하는 선박의 수요가 급증할 것으로 예상된다.[2]

1.2 연구 목적

LNG의 주성분은 메탄으로 비등점은 $-161.5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 이며 이를 연료로 사용하기 위해서는 비등점 이하 저온 응축하여 부피를 현저히 감소시켜 탱크 내 보관하는 방법이 가장 효율적이다. 최근 저온 응축한 LNG를 연료로 보관하는 철강으로 9% Nickel-steel이 많이 사용되어 지며 이 철강은 취성 연성 전이 온도가 낮기 때문에 극한의 온도에서도 연성이 유지되는 장점이 있다. 상기와 같은 액화 천연가스를 $-163\text{ }^{\circ}\text{C}$ 정도의 극저온 상태로 액화하여 운반하기 위해서는 국제 규격에서 요구하는 극저온($-163\text{ }^{\circ}\text{C}$)에서 충격 시험에서의 충분한 인성 값을 가질 수 있는 용접 재료 및 강재를 사용하여야 한다. 종래의 방식의 액화 천연가스(LNG)에 적용되는 재료로는 알루미늄 5083-0, 스테인리스 강이 사용되어져 왔다. 그러나 강재를 선정하더라도 액화 천연가스(LNG) 저장탱크 제작과정에서 용접에 의해 열을 받게 되면 강재의 온도가 A1 변태온도(약 $723\text{ }^{\circ}\text{C}$) 이상으로 올라갔다가 냉각하면서 인성등이 열등해 지는 성질의 변화가 일어나는 문제점이 있다. 이에 대해 9% Ni Steel 강은 다음과 같은 3가지 장점을 보여준다.[3]

1) 9% Nickel steel 정의 : $-163\text{ }^{\circ}\text{C}$ 에서 외부적인 충격을 가해도 깨지지 않고 견딜 수 있는 저온인성이 우수한 강으로서 최소 항복 강도가 약 400 N/mm^2 이며 인장 강도 값이 약 $640\text{--}790\text{ N/mm}^2$ 인 강재를 말한다. 저장 액화가스의 종류에 따라 니켈(Ni) 함유량이 달라진다.

2) 타 재질 대비 높은 항복 강도로 인해 재질 두께 증가를 방지하여 수송 효율이 높다.

(알루미늄 : 약 117 Mpa, 스테인리스 : 약 220 Mpa, 9% Ni steel : 약 670 Mpa)

3) 강에 Ni 함유로 저온 취성 방지와 유연성을 향상시키고 열처리성질의 담금질성이 우수하고 특히 철 성분 오염, pitting 부식에 대한 내력이 강하다.

9% Nickel-steel로 형성되어 지는 LNG storage tank는 용접으로 제작되며 용접 완료 후 용접 변형부 교정작업으로 열에 의한 곡직 작업이 불가피하다. 또한 9% Ni 강 특성 상 일반 연강과 달리 자장의 영향을 받아 자화가 용이하다. 강재의 출고, 적치, 취급시에도 자화가 가능하며 특히 용접, 가우징, 그라인딩에 의해 강재가 자화되며 이는 잔류자기 존재를 의미한다. 잔류자기의 존재는 강재의 품질을 저하시키며 이를 보완하기 위해 탈자방법으로 강재의 큐리 포인트(A2 변태온도, 약 758℃)까지 가열하여 잔류자기를 제거하는 방법을 사용한다. 이 열에 의한 국부적으로 존재하는 잔류응력은 피로강도를 저하시키거나 균열 전파력을 증가시킬 수 있다. 이에 대해 각 조선소마다 9% Ni 강의 용접성 및 용접 후 잔류응력에 대한 연구를 진행하고 있으며 대다수 조선소는 9% Nickel-steel 곡가공에 대해 cold forming을 통한 열의 최소화에 역점을 두고 있다. 하지만 선상가열에 따른 용접변형 제어 작업 후 용접부에 대한 신뢰성 확보 연구는 미비한 실정이다. 따라서 본 논문에서는 세계최초로 컨테이너 선박에 9% Ni 강을 제작한 Type-B LNG 연료탱크의 용접부에 대해 선상가열에 따른 용접 변형 제어와 신뢰성 확보를 위한 성능평가를 실시하고자 한다.

1.3 국내·외 연구동향

국내 선사 대응 동향

1) 현대상선

우리나라 국적선사인 현대상선의 경우 IMO의 대기오염 배출규제에 대응하기 위해 선박에 스크러버를 장착하는 방안을 우선적으로 추진하고 있다. 현대상선은 2018년 7월

스크러버를 장착한 1만1000TEU급 컨테이너선 ‘HMM Promise’호의 취항으로 친환경 선박의 운항을 시작했다. 2018년 7월 취항한 ‘HMM Promise’호는 현재 전 세계 운항 중인 1만1000TEU급 이상의 메가 컨테이너선박 중 유일하게 최대 규모의 스크러버를 장착해 2020년부터 시행되는 IMO 배출규제에 대비한 선박이다.(이투데이, 검색일: 2018. 7. 5.)

현대상선은 최근 정부 지원을 기반으로 20척의 초대형 컨테이너선박을 발주하였으며, 해당 선박들에 ‘LNG READY’ 디자인을 적용하고 스크러버를 장착하기로 결정했다. ‘LNG READY’는 기존 전통 선박연료유인 벙커유를 사용하면서도 향후 LNG 추진선박으로 개조할 수 있도록 선박 내 LNG 연료탱크 등의 설치를 위한 여유 공간을 만든 선박을 말한다. 이와 같은 형태의 발주는 당장은 스크러버 장착을 통해 선박을 운항한다는 방침이지만, 향후 유가변동 상황에 따라서는 LNG 추진선박으로 전환할 수 있는 기회를 확보해 둔 것으로 파악된다. 현대상선은 이 외에도 용선을 제외하고 자사가 직접 운항하고 있는 19척의 일부 기존 선박 중 경제성이 있다고 판단되는 선박에 스크러버를 장착할 계획을 밝혔다. 현대상선의 경우, 머스크라인, MSC 등 타 글로벌 선사와 비교하면 보유중인 선박 수가 적은 관계로 비교적 환경 규제에 유연하게 대응할 수 있는 장점이 있다. 따라서 준비 상황에 따라서는 IMO 배출 규제를 해운시장에서의 우위를 선점할 수 있는 유리한 발판으로 만들 수도 있다. 현대상선은 2M(머스크, MSC)과의 전략적 협력이 종료되고 IMO 황산화물 배출 규제가 시작되는 2020년을 재기의 기회로 여기고 환경규제에 적극 대응해 글로벌 선사들과의 경쟁에서 우위를 점하겠다는 전략을 밝혔다. 이와 같은 움직임에 발맞추어 친환경 초대형 선박 확보 등을 통해 새로운 환경규제 변화에 선제적으로 대응하고 중장기적으로 글로벌 경쟁력을 강화해 나가는 전략을 펼치고 있다.

2) SM상선

SM상선은 저유황유 사용을 통해 IMO 환경규제에 대응하는 전략을 추진해 가고 있다.(MDN, 검색일: 2018. 8. 1.) 현재 SM상선은 8000TEU급 4척, 6500TEU급 8척, 5900TEU급 2척, 4000TEU급 3척, 1000TEU급 4척 등 총 21척의 선박을 보유하고 있다. SM상선은 보유하고 있는 선박의 척수가 적고, 용선 비중이 높아 선박의 개조에 적극 투자하지 않는 전략을 채택하고 있다. 이는 선사 차원에서 스크러버 설치 등 투자비를 확대하는 것보다는 저유황유를 사용하여 대응하는 것이 현실성이 있다고 판단

한 것으로 분석된다. SM상선 측은 저유황유 사용 외에도 향후 경제성을 확보할 수 있는 방안이 마련된다면 대응방안은 바뀔 수 있을 것이라는 유연한 입장을 유지하고 있다.

3) 중소형 선사

이 외에도 국내의 중소형 선사들인 플라리스쉬핑, 대한해운, 에이 치라인해운, 팬오션 등도 일부 선박에 스크러버를 장착하기로 결정 했다.(아시아타임즈, 검색일: 2018. 6. 28.) 해당 선사들은 현재 포스코와 장기운송계약(COA)을 맺고 철강, 석 탄 등의 연료를 수송 중인 선사들이다. 이들 선박의 스크러버 장착비 용은 산업은행이 개조비용을 선사에 우선 지원하고, 포스코의 운임 인상을 통해 비용을 보전해주는 협력체제로 진행하고 있다.

2. 해외 선사 대응 동향

1) 머스크라인(Maersk Line)

세계 최대 해운선사인 덴마크의 머스크라인(Maersk Line)은 국제 해사기구(IMO)의 황산화물 규제에 대응하는 수단으로 지금까지 저유 황유 사용을 우선적으로 검토해 왔으나 최근 들어 자사 일부 선박에 스크러버를 설치하겠다는 계획도 추가적으로 발표하고 있다. 2018년9월에 머스크라인은 현재 운영 중인 컨테이너선단 750척 중 일부 선박에 스크러버를 장착한다는 내용의 기술 투자 보고서를 공식적으로 발표했다.(Reuters, 검색일: 2018. 9. 12.) 머스크라인은 IMO 환경규제에 대한 대응 방침으로 지금까지 저유 황유를 선박 연료유로 사용하는 방식을 고수해 왔다. 그러나 최근 발표를 통해 저유 황유를 사용해 대기오염 물질 배출 규제에 대응하겠다는 기존의 입장에서 일부 선회하여 황산화물 저감 방안으로 스크러버 장착을 선택한 것이다.

머스크라인은 선체에 스크러버를 장착할 경우 컨테이너 적재가능 공간이 감소되기 때문에 주로 공간 활용성이 용이한 대형 선박을 중심으로 스크러버를 우선 장착할 것이라고 밝혔다. 또한 머스크라인은 스크러버 장착이 저유황유 사용, LNG 추진선박 도입과 더불어 규제 충족을 위한 노력의 일환일 뿐, 최적의 대안으로 판단한 것은 아니라고도 언급했다. 머스크라인은 향후에도 규제를 효율적으로 준수할 수 있는 방안을 지속적으로 모색하겠다는 입장을 유지하고 있다.

2) MSC

해운 얼라이언스 2M에 소속되어 있는 세계 2위 해운선사 스위스 MSC는 배출규제에 대응하기 위한 방안으로 처음부터 스크러버 설치 방식을 채택했다. MSC는 이미 120여 척의 자사 선대에 스크러버 설치를 하기로 방침을 정한 것으로 알려졌다. (CONTAINERST, 검색일: 2018. 11. 7.) MSC는 2018년 9월 삼성중공업에 컨테이너선 6척을 LNG 연료추진선박으로 발주했다가 같은 해 11월, 기존 벙커C유를 사용하는 엔진에 스크러버를 설치하는 방안으로 계약 내용을 변경한 바 있다. 이는 향후 저유황유의 단가 상승 등 적합한 연료유의 공급능력이 확보되기 어려울 수 있는 상황에서 스크러버 장착 선박을 증대시킴으로써 미리 자사 선대의 경쟁력을 확보하려는 전략으로 분석할 수 있다.

3) CMA CGM

프랑스의 CMA CGM은 기본적으로는 저유황유를 채택하여 배출규제에 대응하겠다는 입장을 천명하고 있다. 그러나 현재 20여 척 이상의 기존 선박에 스크러버 설치를 추진하고 있으며 15여 척의 LNG연료 추진선박 도입계획도 갖고 있다. (S&P GLOBAL, 검색일: 2018. 9. 25.)

지난 8월 CMA CGM이 중국 조선소에 발주한 세계 최초 LNG 연료 추진선박인 2만 2000TEU급 컨테이너선 또한 벙커C유와 함께 LNG 연료를 사용하는 이중연료(Dual Fuel) 시스템을 적용하기로 하였다. CMA CGM은 이와 같이 선박의 특성에 맞는 다양한 방식의 기술적용을 통해 배출규제에 대응하기 위한 최적의 방안을 도출하고 운항 경제성을 확보하려는 노력을 기울이고 있다. 또한 CMA CGM은 배출규제 대응을 위한 투자로 발생하는 추가 비용은 유류 할증료의 부과를 통해 충족하겠다는 계획도 밝힌 바 있다.

LNG를 대체연료로 사용하는 LNG연료 선박의 도입은 환경 규제를 충족시킬 수 있는 최적의 대안이자 기존 선박연료 대비 가장 이상적인 방안으로 평가되는 방법이다. Table 1은 배출가스 규제 요약 및 동향소개에 대한 것으로 한국선급(2018)에서 정리한 황산화물 배출 규제 결정 사항이다.

Table. 1 Implementation IMO SOx Regulation

IMO 회의	주요 사항	결정사항
MEPC 70 (2016. 10)	2020 또는 2025년 결정	2020년으로 결정
PPR 4 (2017. 2)	규제이행을 위한 논의 주제 선정	7가지 항목 선정 ① 과도기적 이슈 ② 연료 및 기기시스템 영향 ③ 검증 및 통제방안 ④ 연료유 이용불가 표준 보고체계 개발 ⑤ 기국과 이해당사자를 위한 지침 개발 ⑥ ISO 8217 체계의 검토, ISO에 요청 ⑦ 관련 규칙 및 지침서 개정
MEPC 71 (2017. 7)	7가지 항목 선정	PPR에서 향후 2년간 논의 지시
PPR 5 (2018. 2)	7가지 항목별 제안사항	고유황 연료 적재 금지 7가지 항목 포함 지침서 개발 합의
MEPC 73 (2018. 4)	고유황 연료유 적재 금지 협약 개정안 검토	협약 개정안 승인
ISWG (2018. 7)	통합 지침서 초안 마련 MEPC 73에 보고	통합 지침서 초안 논의

LNG는 기존 선박 연료유 대비 황산화물 배출량을 거의 100% 제거할 수 있음을 확인할 수 있다. 엔진이 4행정사이클(four stroke cycle)인 경우에는 질소산화물(NOx)도 최대 90%까지 감소시킬 수 있다. 이 외에 미세먼지(Particulate Matter; PM) 90%, 이산화탄소(CO2)도 15%까지 감소시키는 등 황 성분 이외 다른 환경 오염물질도 대폭 저감할 수 있는 친환경적인 연료이다. LNG는 벙커C유에 비해 발열량이 20% 이상 높아 연료소모량이 적어 선박 운영비를 절감할 수 있고, 단위 열량당 비용이 11달러 수준으로 18달러 수준인 벙커C유에 비해 저렴하다. 또한 연료유를 정화할 추가적인 청정기도 불필요하여 유지비가 감소될 수 있다. 향후 유가상승과 LNG 공급 확대에 의한 경쟁력이 확보되면 초기 높은 투자비용에도 불구하고 경제성이 확보될 것으로 예상되며, 선박의 잔존가치가 비교적 높은 편이다. 그럼에도 불구하고 LNG 연료를 선박 연료유로 사용하기 위해서는 선박을 신규로 건조 시 신조 비용이 커서 초기 자본 투자의 부담이 발생한다.

기존 선박 또한 엔진에 LNG를 공급하기 위해서는 LNG 연료 저장탱크, 연료공급설비(FGSS), 이중관 시설 등을 추가로 설치해야 한다. 이로 인해 선가의 최대 20~30%에 해당되는 설비의 투자비용이 추가적으로 소요될 수 있다. LNG 저장탱크를 화물창 내

에 설치하게 되는 경우에는 연료 탱크거치로 인해 화물 적재 공간이 감소 되어 화물량 손실(CargoLoss)이 야기될 수 있으며 현재의 기반 시설이 제한되는 단점이 발생한다. LNG 연료 추진 시스템을 운영하기 위해서는 추가 전력이 소비될 수 있고 극저온, 인화성 물질인 LNG의 특성으로 인해 취급 인력에게는 전문적인 훈련이 필요하다. 또한 지역별로 LNG 단가의 격차가 발생할 수 있어 가격을 예측하기 어려운 단점이 존재한다. LNG는 벙커C유에 비해서는 이산화탄소를 20% 감축시키는 효과가 있으나, 메탄슬립의 발생으로 메탄 배출량은 850배에 달하여 온실가스 규제에는 오히려 역행할 수 있는 메탄가스 배출문제도 야기할수 있다. 충전 설비 등의 LNG 벙커링 인프라 시설 부족도 LNG 연료선박 도입의 문제점으로 제기되고 있다. LNG를 연료유로 이용하는 선박의 경우 LNG 공급이 가능한 항만으로만 기항이 가능하기 때문에 항로 설계 시 운항 범위가 제한될 수밖에 없게 된다. LNG를 안전하고 손쉽게 선박 연료유로 사용하기 위해서는 주요 항만별 공급 인프라 구축이 선결되어야 한다. 현재 전 세계 800여 개의 해상 벙커링 시설 중 LNG의 보급이 가능한 곳은 55개에 불과하다. 최근 건조된 5,000 및 6,500m³ 규모의 LNG 벙커링 선박들은 벨기에 제브뤼헤(Zeebrugge) 항과 네덜란드 로테르담 항에서 각각 운용되고 있다. 이처럼 LNG 벙커링 설비가 주로 유럽 위주로 형성되어 있어 LNG 수급에 어려움이 발생할 수 있다. 최근에는 우리나라 부산, 중국 상하이, 싱가포르 등에서 LNG 벙커링 시설 구축 방안이 검토되고 있으며, 향후 추세에 따라 LNG 공급 인프라는 전 세계적으로 확장될 것으로 예상된다.

제 2 장 연구방법

2.1 사용 소재 및 용접 조건

2.1.1 사용 소재

본 연구에 사용된 재료는 영국 선급 9% Nickel 강재 규격인 LR Grade 9NI (LR 9NI) 을 사용하였다. 사용 소재의 화학적 조성 및 기계적 특성은 아래 Table. 2에 나타난 바와 같으며 본 연구에서 사용 된 재료의 두께는 12mm로 선정하였으며 맞대기 이음 부는 Single V-Bevel 형상으로 설정하였다. 용접기법으로는 FCAW (Flux Cored Arc Welding, 반자동 용접)이 적용되었다.

Table. 2 9% Nickel Steel Mechanical Properties

Plate	YP,YS (N/mm ²)	TS (N/mm ²)	Impact (J)	Chemical Composition(%)								
				C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo
9% Ni	670	718	285	0.07	0.22	0.65	0.003	0	0.02	9.07	0.01	0.04

2.1.2 용접 조건

용접 조건은 맞대기용접 기법이 사용되었으며 용접 자세는 아래 Table. 3에서 보여지듯이 Flat, Horizontal, Vertical-up 자세로 진행하였다. 재료 두께 12mm 에 대한 용접 맞대기 이음부 개선형상은 아래 Fig. 2.1와 같으며 용접 형상부는 개선각 50-80도, Root Face 간격 최대 2mm, Root Gap 0-8mm로 적용하였다. 용접시 용접 조건에 대한 특기 사항으로는 아래와 같다.

- 대기온도가 0℃ 이하일 경우, 최소 20℃로 예열 한다.
- 수분이 내재되거나 응결된 용접부에서는 충분히 건조되어야 한다.
- 취부용접은 필요하다면 개선부에 적용이 가능하다.
- 예열 온도는 규정, 선급 가이드에 따라 적용한다.
- 예열은 히팅 토치나 히팅 패드로 실시되어야 한다.
- 용접 전 반드시 교정된 가우스미터로 자화를 측정해야 한다. 만약 자화가 300 가우스를 넘을 경우 탈자 후 용접을 실시해야 한다.

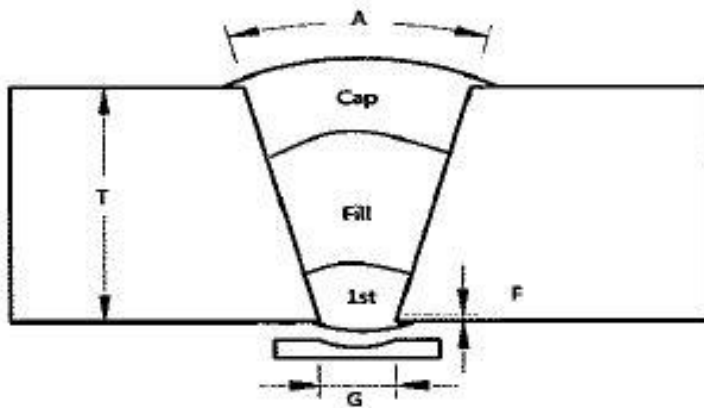


Fig. 2.1 Butt Joint with Single V-Bevel Detail

Table. 3 Typical Welding Parameters for Butt Joint with Single V-Bevel

Typical Welding Parameters (용접 조건)									
용접 방법	용접재		전류 형태	Pass	AMP [A]	VOLT [V]	용접 속도 Cm/Min	입열량 KJ/Cm	용접 자세
	AWS 규격	Dia. mm							
FCAW	A5.34 ENiMo13T1-1 (DW-N709S)	1.2	DCEP	1st	145- 180	28-32	13.4- 22.3	12.1- 20.3	FLAT (1G)
				Fill	160- 200	28-32	13.5- 37.5	8.8- 14.8	
				Cap	160- 200	27-32	18.9- 36.4	8.7- 14.6	
				1st	145- 175	23-27	7.1-11.8	19- 31.8	HORI. (2G)
				Fill	150- 200	26-31	18-50	6.4- 10.8	
				Cap	160- 200	26-30	31.3- 59.5	5.1- 8.6	
				1st	135- 165	21-25	5.6- 9.4	20.6- 34.4	V-UP (3G)
				Fill	150- 190	24-28	7.4- 16.9	17.5- 29.3	
				Cap	150- 190	24-28	7.3- 14.4	18.9- 31.5	

2.1.3 선상가열 조건

판의 굽힘 현상은 선상가열에 의하여 판의 한쪽면을 열로 가열하며 판 두께 방향에서의 온도 구배를 만들고 이러한 온도 구배에 의해 발생한 탄소성 변형에 따라 판이 다시 굽혀지는 것을 이용한다. 선상가열에 의한 여러 변형들은 크게 가열선에 직교한 판의 각변형과 면내수축변형이 있으며 각변형은 판의 한쪽 라인을 가열하여 이때 발생한 두께방향의 온도차이에 따라 발생하는데 이를 온도구배라고 한다.

면내수축변형은 가열, 냉각에 의한 팽창과 수축현상에서부터 기인하여 가열된 표면은 팽창하지만 그 주위는 가열했던 부분보다 상대적으로 낮은 온도를 가지므로 결국 가열부의 변형을 구속하고 이러한 구속력이 면내의 압축소성변형을 일으켜 면내수축의 요인이 된다.

가열과 냉각에 의한 각변형 발생과정은 Fig.2.2와 같다. 처음 a에서 b와 같이 열에 의해 변형이 발생되고 온도구배가 판 두께 방향에 영향을 미쳐 각변형량이 결정되며 가열온도가 일정이상 올라가면 가열표면 영역은 완전 소성상태에서 냉각과정에 들어간다. 이때 열수축과 가열시에 발생된 압축 소성변형에 의해서 각변형은 가열측이 b에서 c로 변한다.

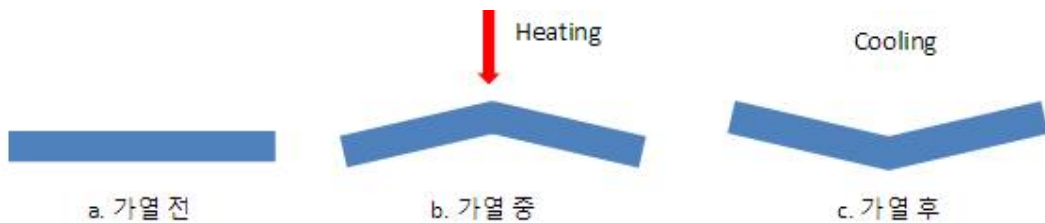


Fig. 2.2 Line Heating Mechanism

선상가열에 의한 판 굽힘은 판의 한 쪽면을 열로 가하면서 두께 방향으로 온도 구배를 만들고 온도 구배에 의해 발생 된 탄소성 변형에 따라 판이 굽어지는 방법을 이용하였다.

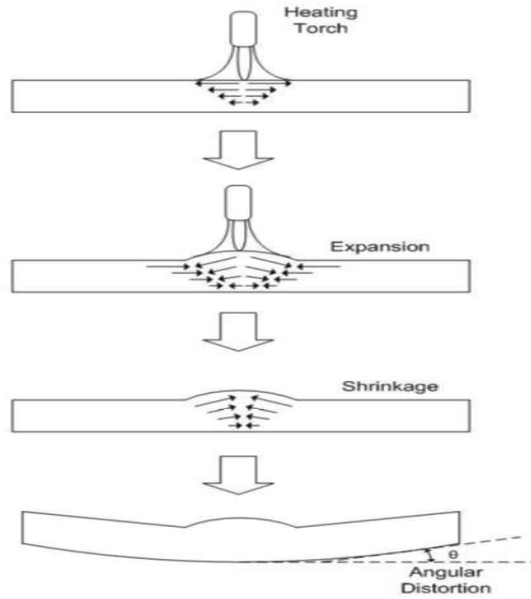


Fig. 2.3 Mechanism of Plate by Line Heating

$$\theta = \arctan\left(\frac{M}{EI} * \alpha\right) \quad (2-1)$$

E: 재료의 탄성 계수, *I*: 단면 2차 모멘트, α : 모멘트의 양 길이 (폭의 1/2)
M: 굽힘 모멘트

자유단의 회전각(angular distortion) 위의 식 (2-1)과 단면 2차 모멘트를 대입하면 아래의 식 (2-2)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\theta = \arctan\left(\frac{M}{Et_p^3} * \frac{a}{b} * \frac{1}{12}\right) \quad (2-2)$$

미소각 변형을 한다고 가정하면 위의 식들은 다음과 같은 식 (2-3)으로 나타낼 수 있고 식 (2-3)을 모멘트에 관해 정리하면 굽힘 모멘트 M 과 각변형량 θ 사이의 관계식은 식 (2-4)와 같다.

$$\theta = \left(\frac{M}{E^3} * \frac{1}{12}\right) * \left(\frac{a}{b}\right) \quad (2-3) \quad M = \left(\frac{b}{a}\right) * \left(\frac{E^3}{12}\right) * \theta \quad (2-4)$$

따라서 각변형량과 입열량의 관계를 $\theta = k * Q/t^2$ (Q : Heat Input)라 했을 때 입열량과 굽힘모멘트는 식 (2-5)와 같다.

$$M = \left(\frac{t}{12} * E\right) * \left(\frac{b}{a}\right) * (Q * K) \quad (2-5)$$

K : 비례상수, Q : 입열량

선상가열로 인한 M (굽힘 모멘트)의 크기에 영향을 주는 인자는 다음과 같다.

- 열원의 종류
- 열원에서의 온도
- 열원의 이동속도
- 판의 재료 특성치
- 판의 두께와 기하학적인 형상
- 냉각하는 방법

또한 열원의 종류와 재료특성치, 냉각방법은 정해져 있으며 판의 기하학적인 형상에는 영향을 크게 주지 않으므로 무시하게 되면 M (굽힘 모멘트)는 결국 열원의 입열량과 열원의 속도와 판의 두께에서 기인하는 함수가 될 것이다.[4] 열간 가공은 가스 토치(Gas Torch) 및 고주파 유도 장치등의 열원을 사용하여 철판에 열을 주어 수축, 팽창,

굽힘 변형을 일으켜 강판을 3차원 곡면형상으로 만드는 과정이다.[3] 이는 곡면형상에도 사용되어지나 용접부의 수축,팽창에 따른 변형의 교정작업으로도 반드시 이루어지는 작업이다. 조선소에서 사용되어지는 선상가열 방법에는 크게 3종류로 구분된다.

1) Spot Heating (점 곡직)

주로 얇은 박판(5-8mm)에 사용되어지는 곡직 방법이다. 가열 토치로 20-30mm의 원형의 모양으로 국부적인 열을 가하여 판재의 처짐을 보상하는 작업을 말한다.

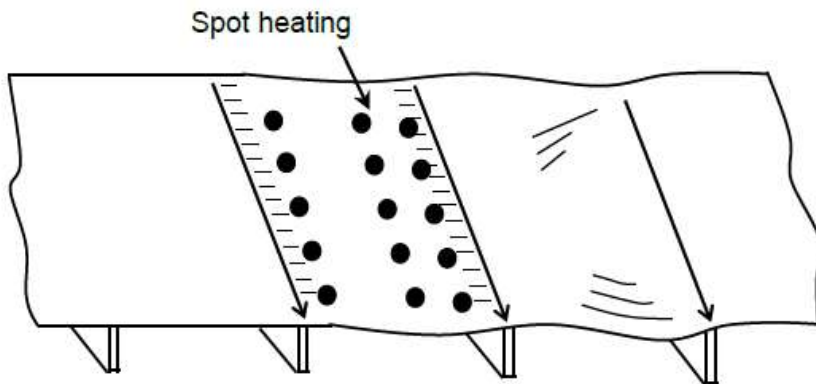


Fig. 2.4 Spot Heating

2) Line Heating (선상가열 곡직)

판재의 표면을 가스(Gas)를 주 열원으로 직선 또는 임의 곡선 형태로 가열하거나, 냉각하여 나감으로써 판에 굽힘을 발생시키는 방법이다. [3]

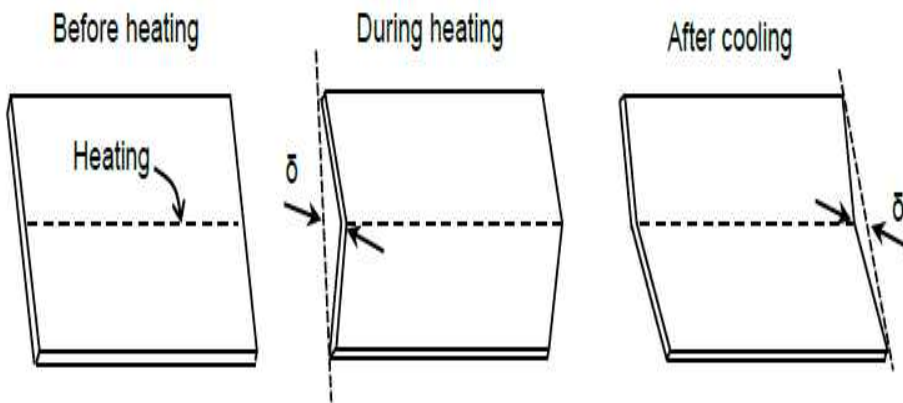


Fig. 2.5 Line Heating

3) Triangularity Heating (삼각가열 곡직)

부분 가열법으로써 판재의 가장자리를 국부적으로 가열하고, 냉각시켜 수축을 유발시키는 방법으로 냉각을 시킴으로써 열이 다른 부위로 전달되는 것을 막아 국부적인 면내의 수축(Inplane Deformation)을 유도하는 방법이다. 가열 표면 형상이 삼각형에 가까워 삼각가열(Triangular Heating)이라 불리우고 있다.[3]

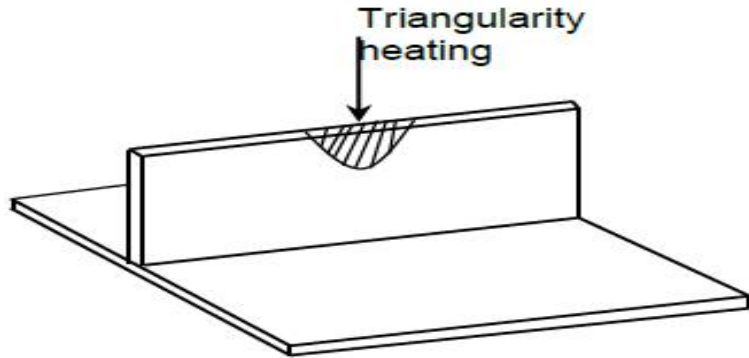


Fig. 2.6 Triangularity Heating

위 3가지 가열방법중 2번의 선상가열 방법을 이용하였고 가열 작업은 아래와 같이 절차를 만들고 시행 하였다.

- 1) 용접에 의한 판계 작업의 각변형은 선상가열 방법에 의해 변형량을 수정한다.
- 2) 용접부에 직접적인 열을 가하는 방법은 피한다.
- 3) 선상 가열 작업자는 온도 측정이 가능한 디지털 온도계를 소지하고 가열 시 절차서에 부합되는 온도를 측정한다.
- 4) 가열원으로는 산소,에틸렌 가스 혼합 가스를 사용하며 산소 아세틸렌 토치는 가열원으로서 사용을 금지한다.
- 5) 가열 토치의 종류로는 수동, 자동 토치를 사용한다.
- 6) 가열 토치 Tip spec은 강판의 두께에 따라 가스 토출량을 조절하기 위해 달리 한다.



Fig. 2.7 Manual Heating Torch



Fig. 2.8 Auto back Heating Torch

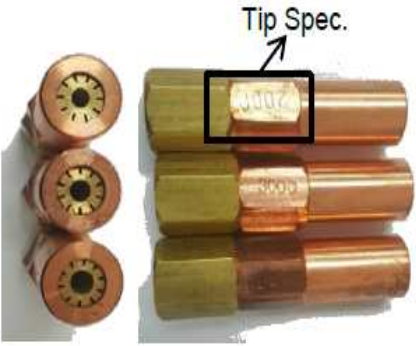
Figure	Tip Spec.	Thickness
	~ 1000	Below 10mm(Thin)
	2000	10 ~ 30mmt

Fig. 2.9 Torch Tip Specification

선상가열 온도조건은 600℃,700℃,800℃,900℃ 로 4가지로 구분하였다. 실제 조선소에서 사용되어지는 선상가열 온도는 IACS Recommendation No.47을 표준으로 하고 있으며 이는 아래의 Fig. 2.10과 같이 볼 수 있다.

Fig. 2.10에서는 Conventional Type, TMCP Type 고장력강의 탄소당량에 따라 공랭법, 수냉법으로 분류하여 최고 선상가열 온도조건을 제시하고 있다. 하지만 현재 9% Ni강의 경우는 아직까지 국제규정에서 제시하는 바가 없어 여러 조선소에서 아래 Fig.2.10과 같이 기존 선상가열 규정을 따르는 실정이다.

Item		Standard	Limit	Remarks
Conventional Process AH32-EH32 & AH36-EH36	Water cooling just after heating	Under 650°C		
	Air cooling after heating	Under 900°C		
	Air cooling and subsequent water cooling after heating	Under 900°C (starting temperature of water cooling to be under 500°C)		
TMCP type AH32-DH32 & AH36-DH36 (Ceq. ≤ 0.38%)	Water cooling just after heating or air cooling	Under 1000°C		
TMCP type EH32 & EH36 (Ceq. ≤ 0.38%)	Water cooling just after heating or air cooling	Under 900°C		
NOTE: $C_{eq} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{15} (\%)$				

Fig. 2.10 Maximum Heating Temperature on Surface for Line Heating

위 각각의 온도 조건(600℃,700℃,800℃,900℃)에 따른 선상가열이 적용된 재료 시편은 아래 Fig. 2.11과 같으며 가열 위치는 맞대기 용접부 이면에 실시하였다.



Fig. 2.11 Line Heated Plate in Butt Joint

2.2 선상가열에 따른 용접부 열전도 해석

2.2.1 열전도 이론의 유한요소 정식화

재료가 등방성(Isotropic)일 때를 고려하면, 연속체의 비정상 열전도 해석의 지배 방정식은 (Governing Equation)은 아래식과 같이 기술된다.

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \nabla^2 T + Q \quad (2-6)$$

2차원 열전도 이론의 유한요소 정식화를 위해 위의 식(2-6)을 2차원 비정상 열전도 방정식으로 기술하면 다음의 식과 같다.

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + Q \quad (2-7)$$

여기서, T : 온도 ($^{\circ}\text{C}$), c : 비열 ($\text{cal/g}^{\circ}\text{C}$), ρ : 밀도 (g/cm^3), λ = 열전도율 ($\text{cal/cm}^{\circ}\text{C} \cdot \text{sec}$)
 t : 시간 (sec), Q = 단위 시간당 입열량 (cal/sec)

이다.

또한 물체 표면의 여적 경계조건은 Fourier 법칙을 사용하여 다음과 같이 구성된다.

$$q = -\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial T}{\partial y} \right) = -\frac{\partial T}{\partial n} \quad (2-8)$$

만약 경계에서 열전달이 있을 경우에는 q 는 식 (2-9)가 된다.

$$q = \alpha_c(T - T_c) \quad (2-9)$$

여기서, q : 열유속 (*Heat Flux*) ($cal/cm^2 \cdot sec$), n : 물체표면의 외법선방향,
 α_c = 열전달계수 ($cal/cm^2 \cdot sec \cdot ^\circ C$), T_c : 외부온도 ($^\circ C$)

이다.

고체의 열전달 문제를 갈라킨법(Galerkin Method)을 적용하여 유한요소법으로 정식화하기 위해 해석모델을 유한개로 분할하고 한 요소내의 온도분포를 아래 식으로 표현하였다.

$$T(x, y, t) = [N(x, y)] \varnothing(t) \quad (2-10)$$

여기서, T : 요소의 온도,
 $[N]$: 절점온도와 요소내의 온도를 연결하는 형상함수 매트릭스
 \varnothing : 시간 t 에 대한 요소의 절점온도 벡터

이다.

식 (2-7)에 형상함수 $[N]$ 을 가중(Weighting)함수로 하여 갈라킨법을 적용하면 식 (2-11)이 구성된다.

$$\int_v [N]^T \left\{ \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + Q - \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \right\} dv = 0 \quad (2-11)$$

여기서 v = 요소의 영역이다.

식 (2-11)을 Green-Gauss 정리를 이용하여 식을 전개하면 다음이 식이 구해진다.

$$\int_v [N]^T \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) dv$$

$$= - \int_v \lambda \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial x} \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial T}{\partial y} \right) dv + \int_s [N]^T \left(\frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial T}{\partial y} \right) ds \quad (2-12)$$

여기서, $s =$ 요소의 경계이다.

식 (2-8), (2-9) 및 (2-10)을 (2-12)의 우변에 대입하면 다음의 식 (2-13)과 같이 구성할 수 있다.

$$\begin{aligned}
 & - \int_v \lambda \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial x} \frac{\partial [N]}{\partial x} + \frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial [N]}{\partial y} \right) dv + \int_s \alpha_c [N]^T [N] ds + \int_v Q [N]^T dv \\
 & + \int_s \alpha_c T_c [N]^T ds - \int_v \rho c [N]^T [N] dv + \frac{\partial \varnothing}{\partial t} = 0 \quad (2-13)
 \end{aligned}$$

상기의 2차원 비정상 열전도식은 Matrix화 하면 다음 식이 구하여 진다.

$$[K] \varnothing + [C] \frac{\partial \varnothing}{\partial t} = F \quad (2-14)$$

여기서, $[K]$: 열전도 Matrix, $[C]$: 열용량 Matrix 이고 F : 열유속 Vector 이다.

그 내용은 다음과 같다.

$$[K] = \int_v \lambda \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial x} \frac{\partial [N]}{\partial x} + \frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial [N]}{\partial y} \right) dv + \int_s \lambda [N]^T [N] ds \quad (2-15)$$

$$[C] = \int_v \rho c [N]^T [N] dv \quad (2-16)$$

$$F = \int_s \alpha_c T_c [N]^T ds + \int_v Q [N]^T dv \quad (2-17)$$

따라서 본 연구는 식 (2-14)에 입각하여 구성된 열전도 프로그램을 이용하여 열분포 특성을 해석하였다.

2.2.2 해석 모델 및 조건

열전도 매트릭스, 열하중 매트릭스를 구성하며 최고치 온도를 판단하여 시간 증분을 결정한다. 시간증분에 따라 용접이 끝난 요소는 온도하강 과정을, 용접이 수행되는 요소는 온도상승 과정을 겪게 된다. 온도하강 과정에서는 상온 또는 지정된 온도까지 하강하고 온도상승 과정에서는 요소의 용접 종료시간을 판단한다. 용접의 시종단부를 제외하고 용접시 동일한 온도이력(온도상승 및 냉각)을 경험하는 준 정상역이므로 이동열원과 순간열원을 동시에 수행할 수 있도록 고려하였다. 재료의 등방성을 고려하였고 비열 열전달계수 열전도 및 밀도등은 재료의 온도 변화에 따라 그 값이 변하므로 이들의 온도의존성을 적용하였다. 또한 용접시험체의 표면에 있어서는 외부로 열전달이 발생하므로 이를 고려하였다.[5]

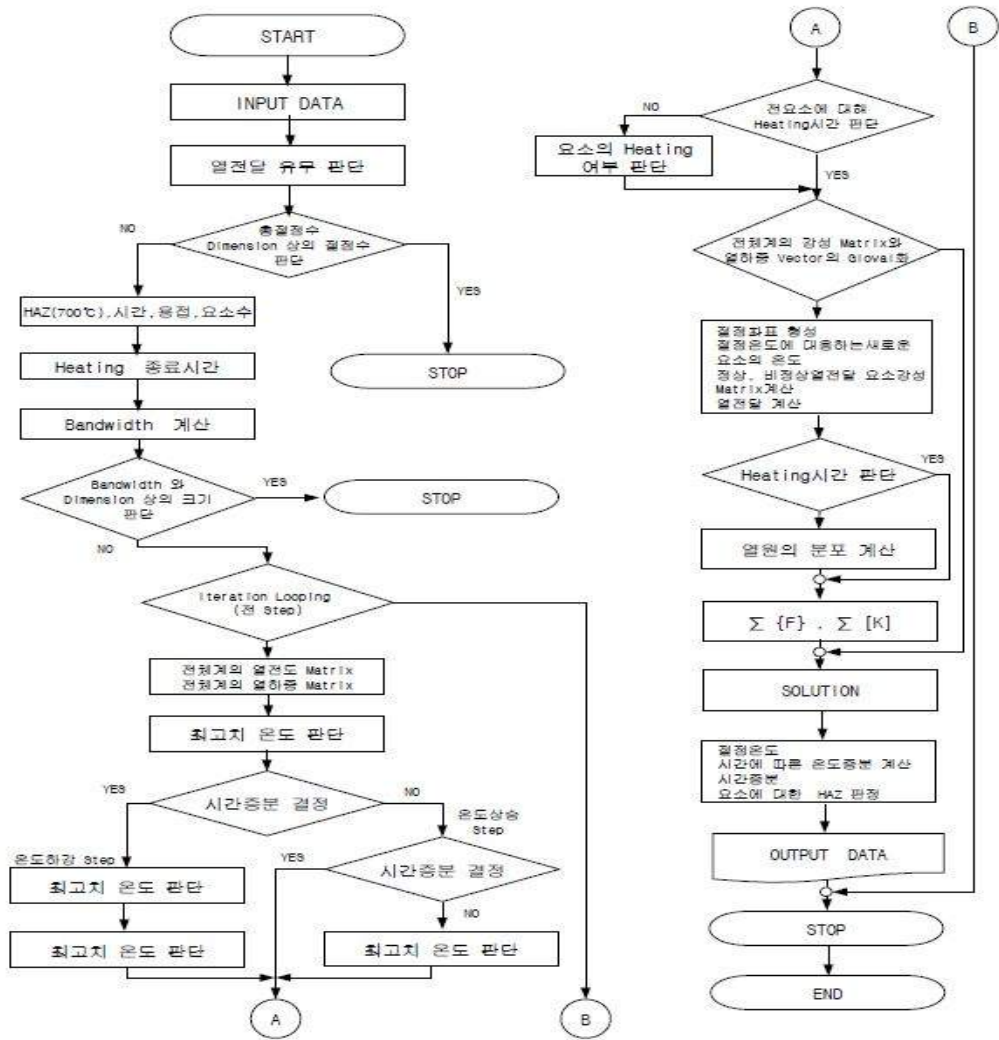


Fig. 2.12 Flow Chart of Program for Heat Conduction Analysis

2.3 선상가열에 따른 용접부 열탄소성 해석

2.3.1 열탄소성 이론의 유한요소 정식화

열은 등방성(Isotropic)이므로 열에 의한 전단변형률은 발생하지 않기 때문에 이를 고려하여 다음 식으로 표현할 수 있다.

$$\gamma_{xy}=0 \quad (2-18)$$

따라서 열응력 문제에서의 변형률-변위 관계식은 다음과 같고,

$$\epsilon_x = \frac{\sigma u}{\sigma x}, \epsilon_y = \frac{\sigma v}{\sigma y} \quad (2-19)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\sigma u}{\sigma y} + \frac{\sigma v}{\sigma x} = 0 \quad (2-20)$$

응력-변형률 관계식은 다음과 같이 구성된다.

$$\epsilon_x = \frac{1}{E}[\sigma_x - \nu(\sigma_y + \sigma_z)] + aT \quad (2-21)$$

$$\epsilon_y = \frac{1}{E}[\sigma_y - \nu(\sigma_z + \sigma_x)] + aT \quad (2-22)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{1}{G}\tau_{xy} = 0 \quad (2-23)$$

여기서, $aT = \epsilon^t$: 열 변형률 (*Thermal Strain*), a : 순간 선팽창계수, T : 온도 이다. 따라서 전 변형률 $\{\epsilon\}$ 는 탄성변형률 $\{\epsilon^e\}$ 와 열 변형률 $\{\epsilon^t\}$ 의 합으로서,

$$\epsilon = \epsilon^e + \epsilon^t \quad (2-24)$$

응력과 변형률은 후크의 법칙(Hooke's Law)으로부터 다음과 같다.

$$\begin{aligned}\sigma &= [D^e]\epsilon^e \\ \sigma &= [D^e](\epsilon - \epsilon^t)\end{aligned}\tag{2-25}$$

여기서, $[D^e]$ 는 탄성 응력-변형률 Matrix이다. 응력-변형률 관계를 고려하여 재료의 물리적 성질의 온도 의존성을 고려한 응력증분의 영향을 $[C]dT$ 라고 하면 응력-변형률 관계는 아래식과 같다.

$$d\sigma = [D]d\epsilon - [C]dT\tag{2-26}$$

탄성역을 고려하여 재료가 탄성거동을 하는 경우에는 다음과 같다.

$$\begin{aligned}d\epsilon &= d\epsilon^e + d\epsilon^t \\ d\sigma &= [D^e]d\epsilon^e\end{aligned}\tag{2-27}$$

여기서, 탄성변형률 $\{\epsilon^e\}$ 은 응력 $\{\sigma\}$ 및 온도 T 의 함수이다. 탄성변형률의 증분은 아래와 같이 구성되고,

$$\begin{aligned}d\epsilon^e &= \left(\frac{\partial \epsilon^e}{\partial \sigma}\right)d\sigma + \frac{\partial \epsilon^e}{\partial T}dT \\ d\epsilon^e &= [D^e]^{-1}d\sigma + \frac{\partial [D^e]^{-1}}{\partial T}\sigma dT\end{aligned}\tag{2-28}$$

전 변형률 증분은 아래식과 같다.

$$d\epsilon = [D^e]^{-1}d\sigma + \frac{\partial [D^e]^{-1}}{\partial T}\sigma dT + \alpha dT\tag{2-29}$$

식을 정리하면 탄성역에서의 응력증분에 대한 구성방정식이 구해진다.

$$\begin{aligned}
 d\sigma &= [D^e]d\epsilon - [D^e]\left(\frac{\partial[D^e]^{-1}}{\partial T}\sigma + \alpha\right)dT & (2-30) \\
 &= [D^e]d\epsilon - \left([D^e]\alpha - \frac{1}{E}\frac{E-E_1}{\Delta T}\sigma\right)dT \\
 &= [D^e]d\epsilon - CdT
 \end{aligned}$$

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

소성역에서 재료의 항복응력(σ_Y)는 온도 T 와 소성일(Plastic Work) $W^P(\bar{\sigma}, \epsilon^P)$ 의 함수로서 $\sigma_Y(T, W^P)$ 로 하고, 항복함수 F 는 응력 $\{\sigma\}$ 와 항복응력 (σ_Y)으로부터 다음과 같이 구성된다.

$$F = f - f_0 = f(\sigma) - f_0(\bar{\epsilon}^P, T) = \bar{\sigma}^2 - \sigma_0^2(\bar{\epsilon}^P, T) \quad (2-31)$$

즉, $dF = df - df_0$ 을 만족할 때 재료는 항복한다.

재료가 소성역에서 부하상태에 있을 경우에는 $dF = 0$ 의 조건을 만족해야 한다.

$$dF = \frac{\partial f}{\partial \sigma} d\sigma - \frac{\partial f_0}{\partial \bar{\epsilon}^P} d\bar{\epsilon}^P - \frac{\partial f_0}{\partial T} dT = 0 \quad (2-32)$$

여기서, $\frac{\partial f}{\partial \sigma}$: 상당응력의 변화, $\frac{\partial f_0}{\partial \bar{\epsilon}^P}$: 가공경화, $\frac{\partial f_0}{\partial T}$: 온도증분이다.

소성역에 도달한 재료는 비압축성을 나타내고, 항복함수를 소성포텐셜로 가정하면 소성변형을 증분은 다음의 식이 된다.

$$d\epsilon^P = \lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma} \quad (2-33)$$

여기서, $\frac{\partial f}{\partial \sigma}$: 편차응력, λ : 양(+)의 스칼라양이다. 또한, 위의 식은 폰-미세스 (Von-Mises) 항복조건을 따른다. 전 변형률(Total Strain) 증분 $\{d\epsilon\}$ 은 아래 식과 같이 탄,소성 및 열변형률의 합이 된다.

$$d\epsilon = d\epsilon^e + d\epsilon^P + d\epsilon^t \quad (2-34)$$

따라서, 소성역에서의 응력증분에 대한 구성방정식이 구해진다.

$$d\sigma = [D^e]d\epsilon - [D^e] \frac{\partial f}{\partial \sigma} \lambda - [D^e] \alpha dT + \frac{d[D^e]}{dT} [D^e]^{-1} \sigma dT \quad (2-35)$$

절점력-절점변위 관계에 대해 물체력을 무시하고 가상일의 원리에 따라 요소 등가절점력 증분 $\{dF\}$ 은 다음의 식이 된다.

$$dF = [K]dU - dL \quad (2-36)$$

용접에 의한 열응력 해석에서는 외력의 작용이 고려되지 않으므로 각 요소에 관한 평형조건식은 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} \sum [K]dU - \sum dL &= \sum dF = 0 \\ \sum [K]dU &= \sum dL \end{aligned} \quad (2-37)$$

여기서, $[K] = \int_v [B]^T [D] [B] dV$: 요소의 강성 매트릭스, $dL = \int_v [B]^T [C] dT dV$: 열에 의한 등가절점력이다. 따라서, 본 연구의 용접잔류응력 해석용 열탄소성 프로그램은 위의 식에 의거하여 구성되었다.

2.3.2 해석모델 및 조건

용접부의 형상에 대하여 본 연구에서는 ANSYS 프로그램을 사용하여 수치 시뮬레이션을 수행하였다. 이 해석 결과에 대한 역학적 재현상(용접 변형)을 분석하여 맞대기 이음부 Single V-Bevel형상의 용접부 역학적 특성을 규명하였다. 아래 Fig. 2.13은 두께가 12mm인 9% Ni 강재의 개선면 형상(50-80도)의 ANSYS 프로그램 해석에 사용된 형상이다.

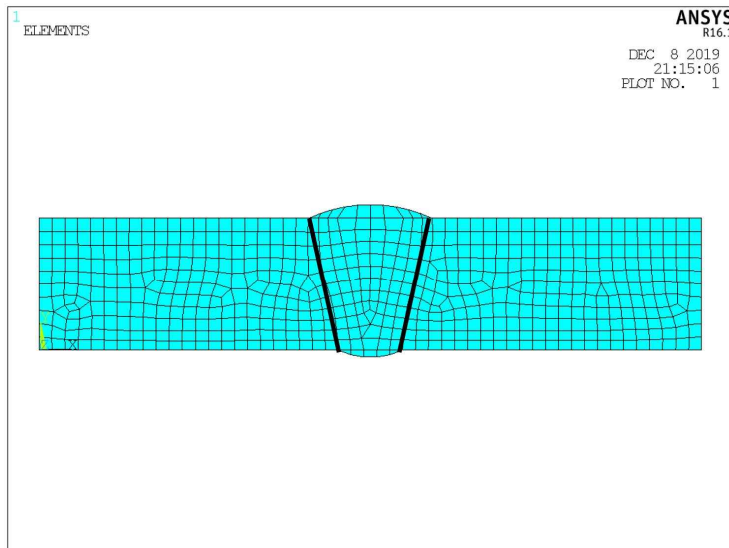


Fig. 2.13 FE Analysis Method

2.4 선상가열에 따른 온도 측정 및 성능 실험

2.4.1 선상가열 온도 측정

9% Ni 강의 가열온도 분포는 600~900℃ 로 선정하였고 비례하여 가열 토치의 속도 (Speed)도 아래와 같이 나타낸다.

Table. 4 Heating Temperature

Plate	Cooling Method	Temperature (℃)	Manual Speed (cm/min)	Carriage Speed Gauge
9% Nickel	Air Cooling	600	75~65	4.3~5.0
		700	65~45	3.5~4.3
		800	30.6~28.3	3.4~3.7
		900	16.9~15.6	2.7~3.0

선상가열 위치는 Butt Joint 경우 용접부에서 10~30mm 떨어진 지점을 가열하였으며 Fillet Joint는 용접부 이면을 같은 간격으로 가열하였다. 판재의 가열 후 기계적 물성치를 측정 및 비교 검토하고자 9% Ni 강재는 아래 Fig. 2.14와 같이 가열하였다. 온도 측정은 디지털 온도계(Digital Thermometer)를 이용하여 가열부에서 50mm 떨어진 지점을 측정하였다.

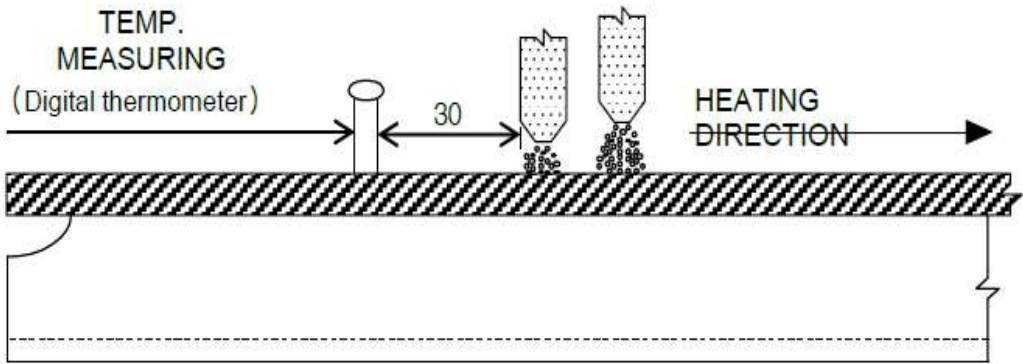


Fig. 2.14 Temperature Measuring Method

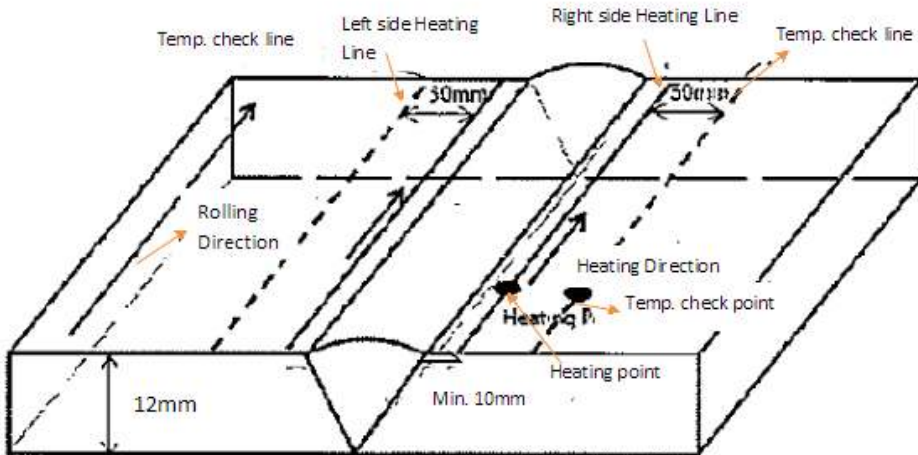


Fig. 2.15 Temperature measuring Points in Butt Joint

2.4.2 용접부 인장, 충격, 경도 시험

1) 인장 시험

선상가열 후 9% Ni 강 용접부의 인장강도를 평가하기 위해 Fig. 2.16에 나타난 ShinGang사 SGA-E-100AD 기계식 인장시험 장치를 사용하였다. 인장 시험편은 KS 규격에 의거하여 와이어 커팅 방식으로 채취하였다. 시험 속도는 cross-head 속도로 KS 규격(KS B 0801 13-B)에 의거하여 0.0833mm/sec로 설정하였다.



Fig. 2.16 Tensile-shear Test Equipment

인장 시험 시편 규격은 ISO 4136 : 2012, ISO 6892-1 : 2016(E) 및 IACS 규정에 의해 제작하였다. 용접부의 인장시험을 위해서 아래 Fig. 2.17에서 보여지는 시편의 Flat Specimen을 제작하여 사용하였다.

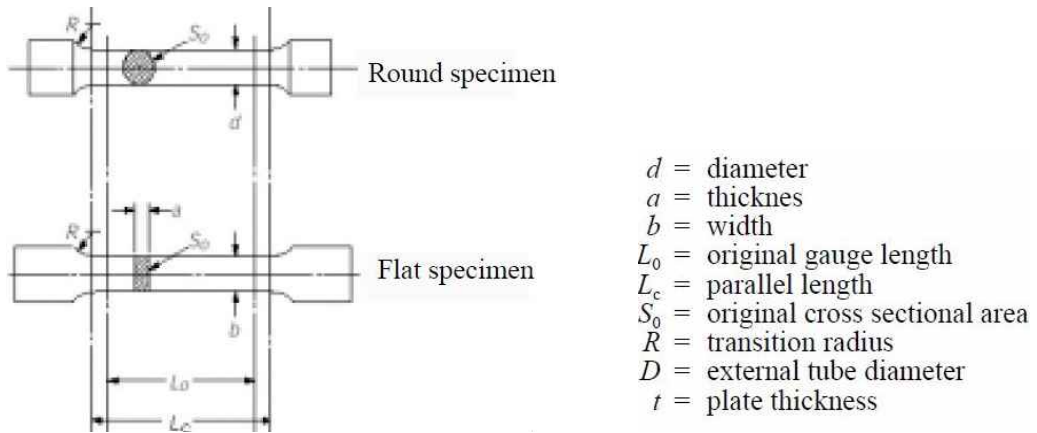


Fig. 2.17 Tensile-shear Test Specimen

2) 충격 시험

최소 충격 값의 합격 여부를 판단하기 위해 아래 Fig. 2.18과 같이 보여지는 IGF Code 및 IACS 표준을 기준으로 하였다. 용접부 시편 채취 방법위치는 위 국제 규격에서 요구하는 용접부, 열영향부, 열영향부에서 각각 1mm,3mm,5mm 떨어진 지점을 측정하였다. Fig. 2.19는 용접부 시편 채취 사이즈를 나타내며 10 x 10 mm 규격 시편으로서 이 경우 최소 충격 요구 값은 IGF Code 에 의거하여 최소 3개의 시편을 채취하여 3개 시편의 평균값이 판재의 경우 - 196 °C 온도 조건에서 27J을 요구한다. 만약 하나의 시편이 충격 최소 요구치(27J)에 미달할 경우 27J의 70%(Min. 18.9J) 값까지만 규정에서는 허용한다.

Charpy V-notch specimen size (mm)	Minimum average energy of three specimens
10 x 10	KV
10 x 7.5	5/6 KV
10 x 5.0	2/3 KV

(KV : Minimum average energy value, J)

Fig. 2.18 Minimum Absorbing Energy Value

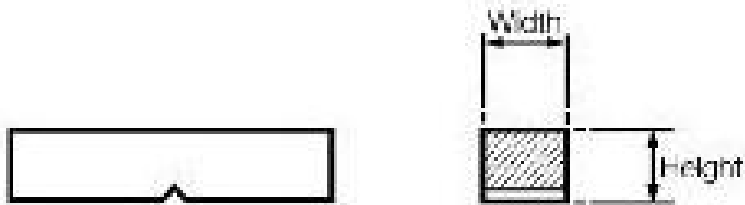


Fig. 2.19 Test Piece Dimension

3) 경도 시험

선상가열 후 9% Ni 강 모재 및 용접부의 경도 측정은 Fig. 2.20에 나타난 Akashi 사의 HM-112 비커스 경도 시험기를 사용하였다. 현미경 배율은 50 μ m이며, 136 $^{\circ}$ 다이아몬드 피라미드 입자를 사용하였다. 경도 측정 조건은 하중 0.2kgf, 하중유지 시간 10 sec로 고정하여 시험하였다. 선상가열 후 Butt 용접부는 용접부 좌우로 대칭하게 측정하고 HAZ부분은 간격을 0.5mm 로 미세 경도를 측정하였다.

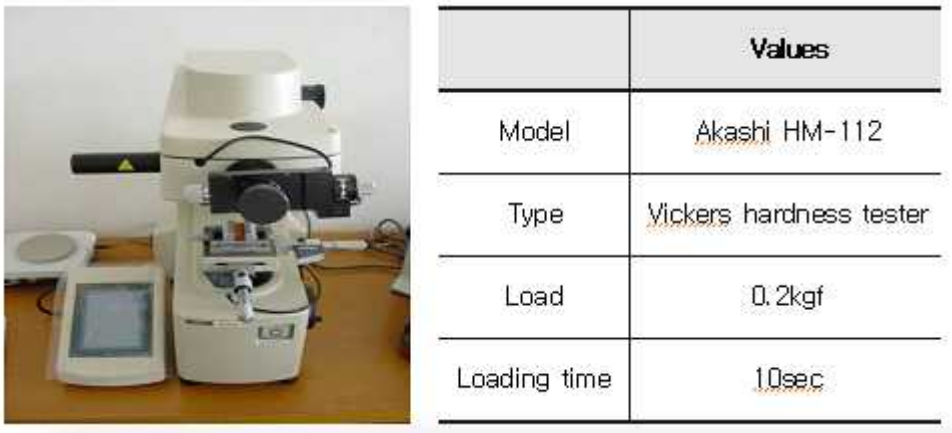


Fig. 2.20 Hardness Test Equipment and Test Condition

경도 시험 합격 여부는 IACS UR W28(Welding Procedure qualification tests of steels for hull construction and marine structures)에 의거하여 판정하였으며 이 규정의 경도시험의 기준은 아래 Table. 5와 같다. 이 규정에 의거하면 선박에 사용되어 지는 판재에 대해 항복강도가 최소 355N/mm²인 경우 경도 시험을 요구한다.

Table. 5 Hardness Acceptance Value (IACS UR W28)

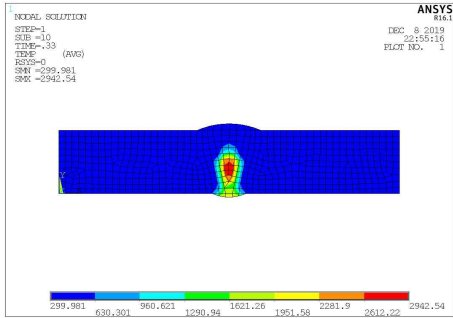
Yield Strength (ReH), N/mm^2	HV
ReH \leq 420	Max. 350 HV10
420 < ReH \leq 690	Max. 420 HV10

제 3 장 선상가열에 따른 용접부 변형 특성

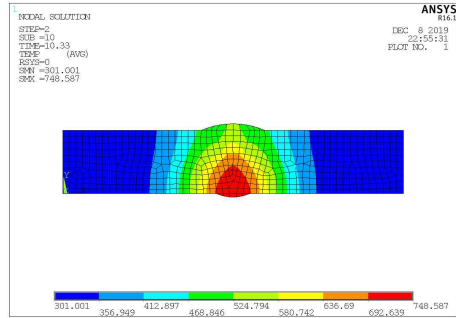
3.1 선상가열시 용접부 열적 특성

3.1.1 용접부 온도 분포

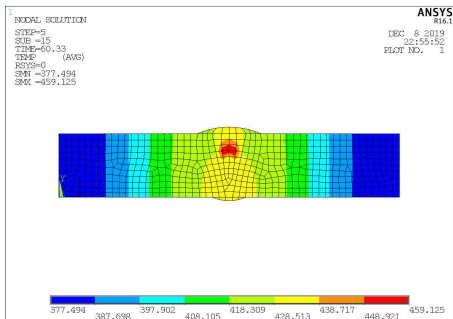
9% Ni 강 맞대기 용접부에 대한 열적 특성을 고찰하기 위해 2차원 비정상 열전도 해석을 실시하였다. Fig.3.1의 (a),(b),(c),(d)의 그림은 해석 시험편 단면의 전 영역에 걸쳐 냉각 시간대별 온도 분포도이다. Fig. 3.1는 (a) 는 용접 개시 후 1초(b) 는 용접 시작 후 5초일때, (c) 는 용접 시작 후 1분, (d) 는 용접 시작 후 2분때의 온도 분포도 이다. 해석은 다층-다패스인 경우를 고려하여 수치해석을 수행하였으며 두께 및 용접부 개선행상에 따라 변화하는 열적 특성을 고려하였다. Fig. 3.1에 나타낸바와 같이 용접 개시 후 1초일때 가장 최고 온도를 나타내고 시간이 경과함에 따라 열전도가 되어 온도가 떨어짐을 확인 할 수 있었다.



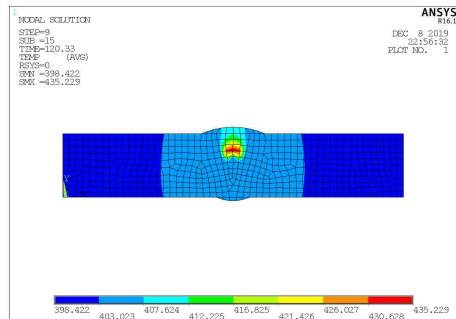
(a) 1s



(b) 5s



(c) 1 Min.



(d) 2 Min.

Fig. 3.1 Temperature Field for Butt Weld

3.1.2 선상가열시 용접부 온도 분포

아래 Fig. 3.2는 각 선상가열 온도 변화에 따라 용접부의 온도 분포를 나타낸다. (a)는 600℃ (b)는 700℃ (c)는 800℃ (d)는 900℃일 때 선상가열에 따른 온도 분포도이다.

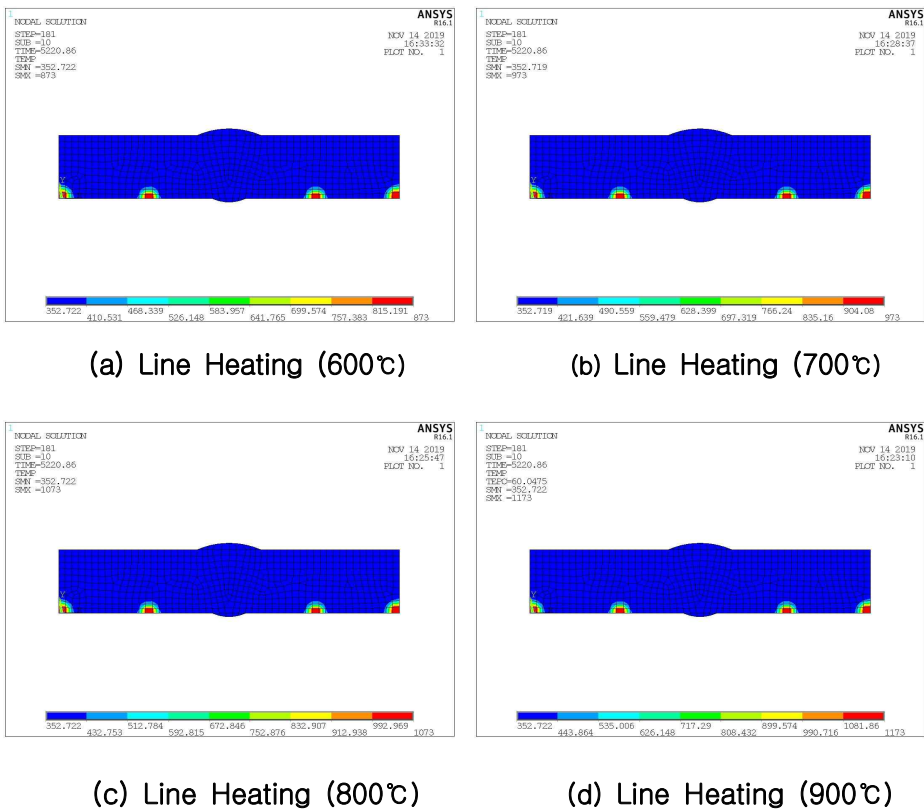


Fig. 3.2 Temperature Field for Butt Weld after Line Heating

3.2 선상가열시 용접부 역학적 특성

3.2.1 용접부 변형

용접변형은 용접부 주위의 열 탄소성 거동에 의해 발생된 고유변형도의 분포와 크기에 의해 결정된다. 이러한 변형 크기는 그 지점의 최고 도달온도와 구속정도에 의해 결정된다. 다층용접에서 횡 수축량은 용착 금속량이 증가함에 따라 증가하지만 그 증가율은 점차 감소한다. 이것은 기 용착된 금속이 새로 용착되는 금속의 수축을 저지하는 정도가 점점 증가하기 때문이다. 횡 수축량에 크게 영향을 미치는 것은 루트(Root) 간격과 홈의 형상이며 간격이 넓을수록 수축은 커지고 Double V-bevel 형상보다는 Single V-Bevel 형상이 용착금속과 폭이 크므로 수축이 크게 발생한다. 아래 Fig. 3.3은 시험편 전 영역에 걸쳐 발생하는 두께방향에 대한 용접변형으로 최대 약 0.87mm 정도가 발생함을 확인 할 수 있었다.

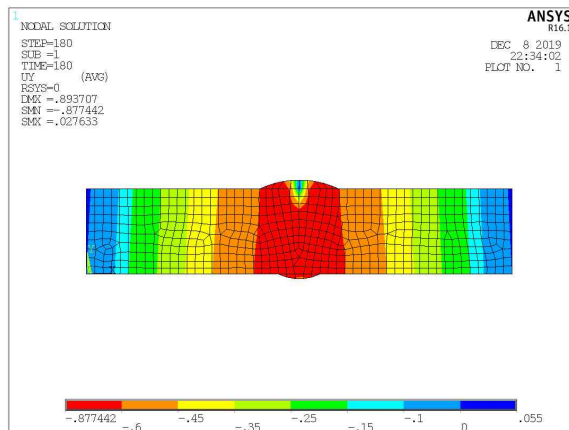
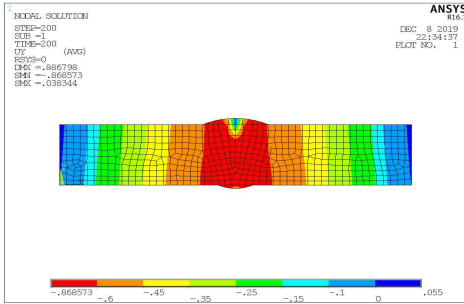


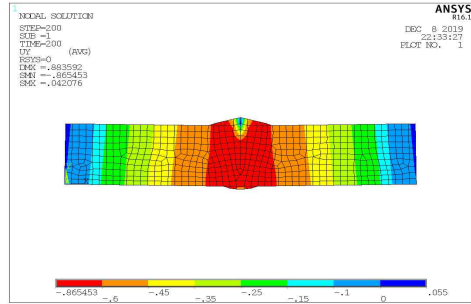
Fig. 3.3 Distortion of Butt Weld

3.2.2 선상가열시 용접부 변형 재분포

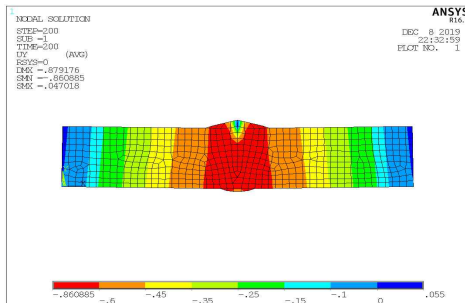
아래 Fig. 3.4 그림은 선상가열 온도별 용접부의 전 영역에 걸쳐 발생하는 두께방향에 대한 용접변형이며 육안으로 사진 판독이 다소 어려워 Fig. 3.5 와 같이 그래프로 나타내었다. 그래프를 분석해 보면 선상가열 전 최대 변형은 약 -0.69mm 로 발생하였으나 선상가열 온도 900°C 일 때 변형은 약 -0.66mm 로 선상가열 전 대비 약 5%정도 변형이 저감되었음을 알 수 있었다. 선상가열 전후에 대한 용접변형 재분포를 비교해 본 결과, 선상가열 전 용접에 의한 변형이 각 온도 변화 조건에 따라 시험편의 두께 방향(Y-Direction)에 걸쳐 용접 변형이 감소됨을 확인 할 수 있었다. Fig. 3.6은 선상가열부의 용접부와 소성변형율을 나타낸다. 결과를 살펴보면 선상가열로 인해 압축 소성변형이 발생하여 용접 급형 변형의 반대방향으로 발생한 것을 나타낸다. 선상가열 온도가 900°C 일 때 600°C 보다 소성영역이 확장되어 변형이 저감됨을 알 수 있었다.



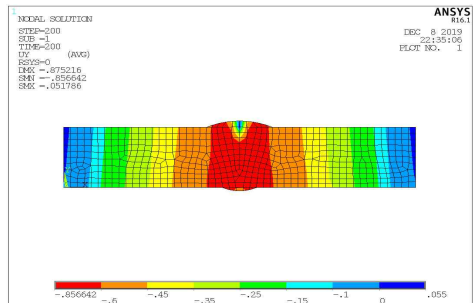
(a) Line Heating Temp.(600°C)



(b) Line Heating Temp.(700°C)



(c) Line Heating Temp.(800°C)



(d) Line Heating Temp.(900°C)

Fig. 3.4 Line Heating Temperature for Butt Weld

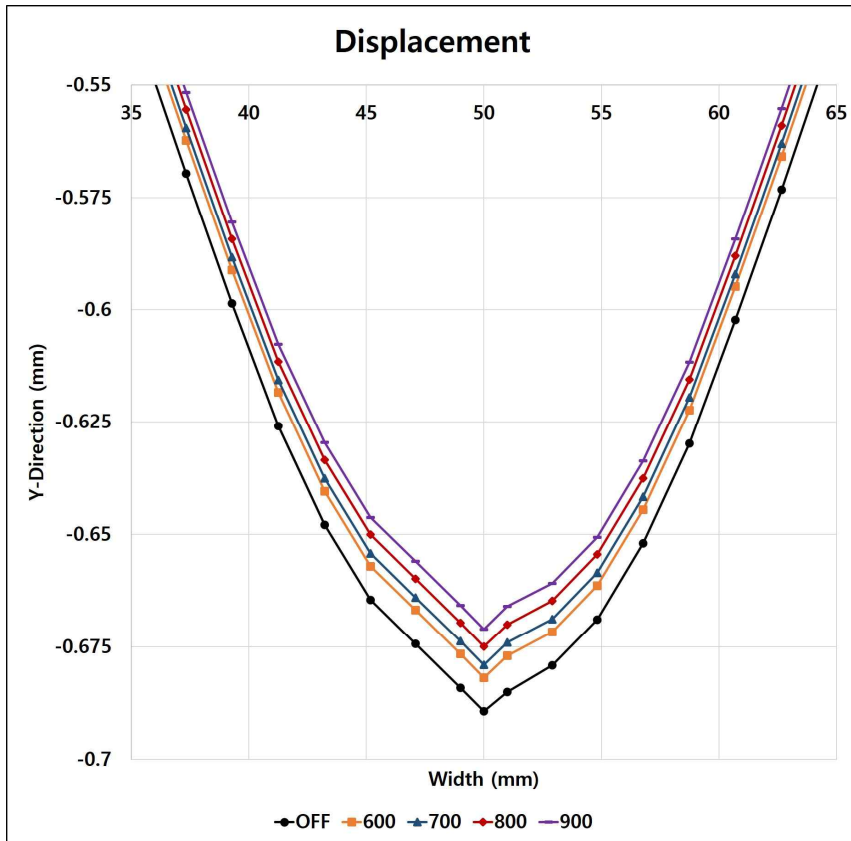
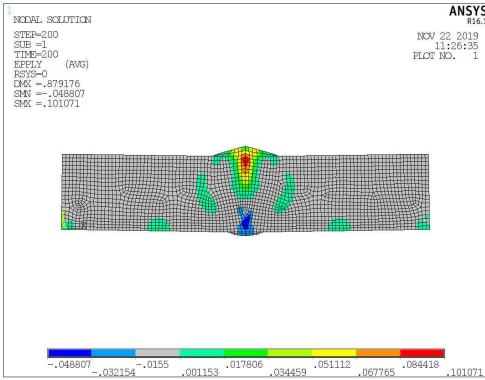
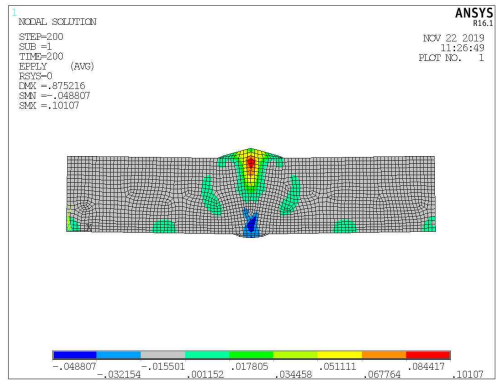


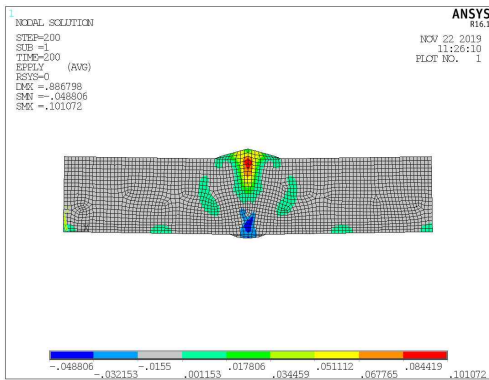
Fig. 3.5 Distortion Graph of Butt Weld after Line Heating



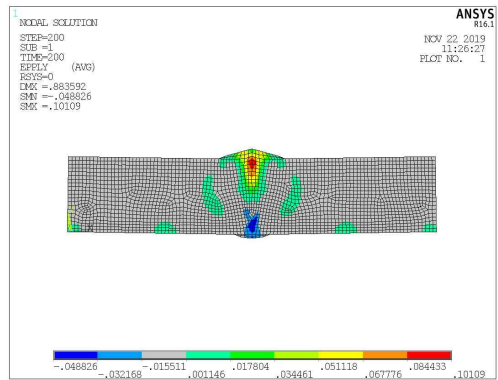
Plastic Distribution (600°C)



Plastic Distribution (700°C)



Plastic Distribution (800°C)



Plastic Distribution (900°C)

Fig. 3.6 Plastic Strain Distribution for various Line Heating Temperature

3.3 용접부 성능

3.3.1 용접부 인장 강도 시험

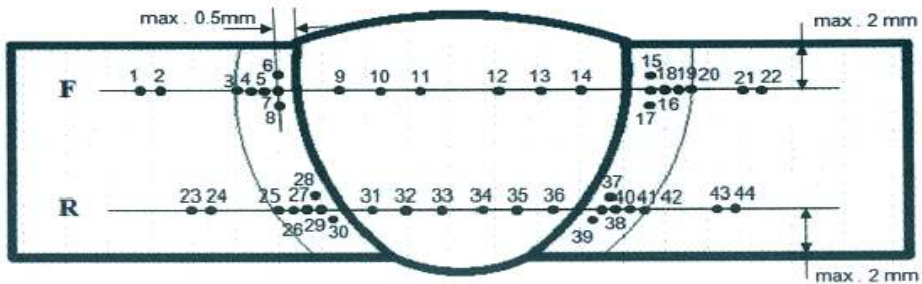
용접부는 용접에 의한 열 작용에 의하여 생성되는 열영향부에서 취약한 금속 조직이 존재하게 될 가능성이 높고 또한 용접금속과 용융 경계부에서 용접 결함을 가지고 있을 가능성이 있기 때문에 용접 구조물의 안정성을 확보하기 위해 인장강도 시험을 진행하였다. 아래 Table. 6 은 맞대기 용접부(Butt Joint)의 인장강도 결과를 보여준다. 9% Ni 강은 최소 항복 강도가 400 N/mm^2 이고 인장강도가 $640\text{--}790 \text{ N/mm}^2$ 이며 연신율은 25% 정도임을 감안하여 결과를 분석해 보면 선상가열 후 용접부의 인장강도 값은 모재와 비슷한 값을 나타내고 있다.

Table. 6 Tensile Test Results for Butt Joint

Sample	Thickness (mm)	Width (mm)	Max Load (N)	Tensile Strength (N/mm ²)	Fracture Area
1A-1	11.60	25.00	206221.12	711.11	Weld Metal
1AN-1	11.60	25.00	205835.73	709.78	Base Metal
2A-1	12.00	25.00	230714.58	769.05	Weld Metal
2AN-1	11.60	25.00	217409.29	749.69	Base Metal
3A-1	11.50	25.00	215401.29	749.22	Weld Metal
1W-1	11.20	25.00	209604.50	748.59	Base Metal
1WN-1	11.70	25.00	217232.12	742.67	Base Metal

3.3.2 경도 시험

용접부 경도 측정은 앞서 언급한 장비 및 조건을 적용하였으며 경도 측정 결과는 아래 Table. 7과 같이 보여 진다. 경도 측정 절차는 ISO 6506-1, ISO 6507-1을 참조하였으며 경도 측정의 결과 판단은 IACS UR W28 (Welding Procedure qualification test of steels for hull construction and marine structure)을 적용하였다. 경도 측정 위치는 Fig. 3.7에서 보면 알 수 있듯이 용접부 상부, 하부 총 44곳을 측정하였고 열영향부 주 위에는 모재 대비 취성이 증가하는지 확인하기 위해 간격 0.5mm로 미세 경도를 측정하였다. 최대 경도 측정값은 열영향부에서 262.5를 기록하였으며 국제 규격에서 요구하는 최대 허용 경도 값 (420, HV10)을 넘지 않는 결과를 보여준다. Fig. 3.8 그래프에서 보면 알 수 있듯이 모든 시편의 선상가열후 용접부 경도는 200-270, HV10 경도 값을 보여지며 이는 9% Ni 모재가 요구하는 최대 경도 값을 넘지 않음을 알 수 있고 이 결과를 토대로 경도 시험 결과 용접부의 탄성변형에 대한 저항값이 모재 경도 수치 대비 충분함을 알 수 있었다.



IACS(International Association of Classification Societies) W28 Fig. 2

Fig. 3.7 Hardness Check Point for Butt joint

Table. 7 Hardness Value for Butt Joint

Hardness Value (HV10)									
FACE	1	2	3	4	5	6	7	8	9
	211.02	207.06	209.04	220.9	211.0	190.2	224.9	223.9	254.6
	10	11	12	13	14	15	16	17	18
	200.12	203.09	201.11	203.1	206.1	257.6	238.8	251.6	262.5
	19	20	21	22					
	203.09	214.98	218.94	213.0					
ROOT	23	24	25	26	27	28	29	30	31
	214.98	222.91	213.00	233.8	242.7	239.7	232.8	219.9	235.8
	32	33	34	35	36	37	38	39	40
	241.72	212.01	196.16	194.2	225.9	245.7	253.6	234.8	251.6
	41	42	43	44					
	236.77	205.07	213.00	226.9					

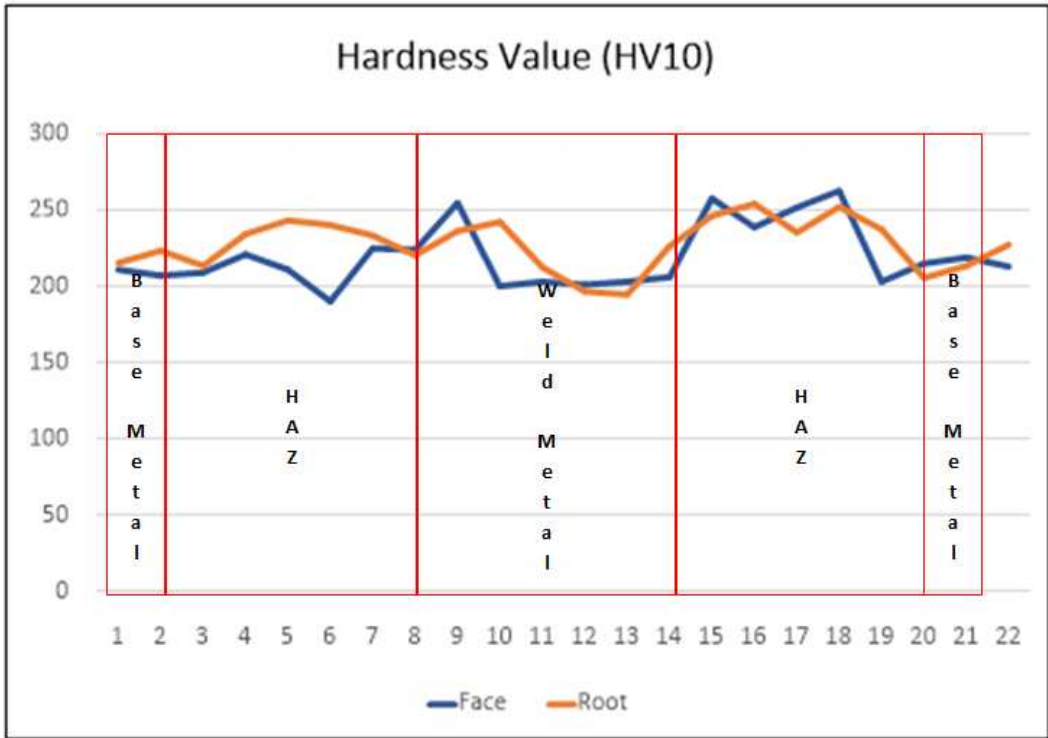
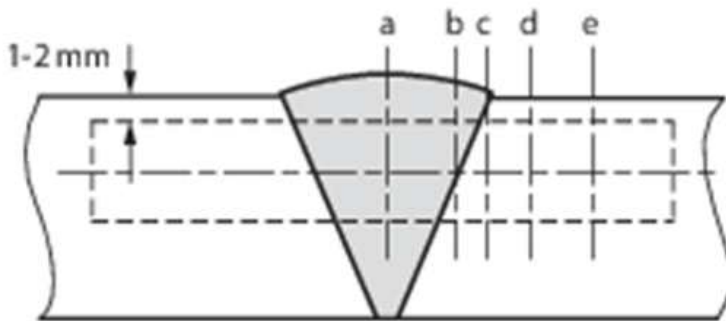


Fig. 3.8 Hardness Value Graph for Butt Joint

3.3.3 충격 강도 시험

충격 시험 시편은 ISO 148-1 : 2016(E)를 기준 하여 제작하였고 충격 위치는 아래 Fig. 3.9와 같다. 시편 규격은 10 x 10 mm 이며 LNG를 연료로 하는 선박의 국제 안전 기준을 만족하기 위해 합격 여부 판단은 IGF Code (International Code of Safety for Ships using Gases or other Low-Flashpoint Fuels, 국제 가스연료 추진선을 위한 안전 규정), IACS (국제 선급 연합회) 규정에 의거 하여 판단하였다. 각 충격시험의 결과는 아래 Table. 8과 같이 보여지며 Fig. 3.10은 이 결과에 대한 그래프화이다. 결과에서 알 수 있듯이 각 온도별 선상가열 후 충격시험 결과값은 모두 IGF Code, IACS

최소요구치(27J)를 만족하는 결과가 도출 되었으며 이 결과를 보면 용접부에서 멀어질수록 충격 값이 증가함을 볼 수 있었다. 이는 용접부, 열영향부의 고온 입열로 인한 조대한 결정립이 형성되어 저온에 취약한 조직이 결정되었다고 판단할 수 있다.



- a : Weld Metal
- b : Fusion Line
- c : Fusion Line + 1 mm
- d : Fusion Line + 3 mm
- e : Fusion Line + 5 mm

Fig. 3.9 Impact Test Location for Single V-Bevel

Table. 8 Impact Test Results for Butt Joint with Single V-Bevel

Sample	Test Temp.	Test Location	Specimen Size	Absorbed Energy (J)			
				1	2	3	Avg.
1A-4	-196℃	WM (Face)	10x10x55	97.8	84.1	97.8	93.2
1A-5	-196℃	FL (Face)	10x10x55	107.2	97.8	111.9	105.6
1A-6	-196℃	FL + 1 mm	10x10x55	145.6	150.5	165.3	153.8
1A-7	-196℃	FL + 3 mm	10x10x55	215.3	220.3	245.4	227.0
1A-8	-196℃	FL + 5 mm	10x10x55	265.2	260.3	289.6	271.7

(WM : Weld Metal, FL : Fusion Line)

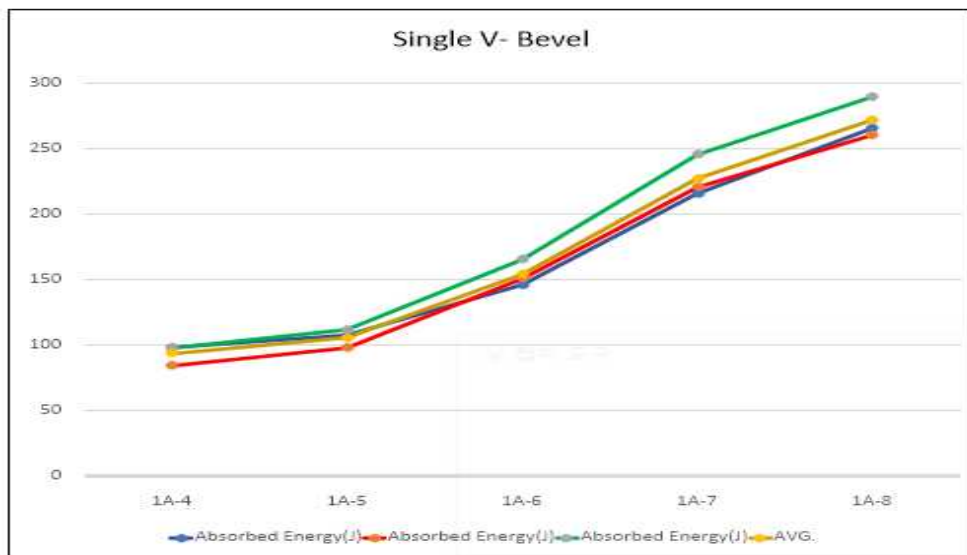


Fig. 3.10 Impact Test Results Graph for Butt Joint with Single V-Bevel

제 4 장 결론

본 연구에서는 선박의 LNG 연료 탱크의 제작에 사용되어지는 9% Ni강의 각 온도별 선상가열 후 용접 변형을 고찰하였다. 아울러 선상가열 후 용접부의 기계적 성능의 신뢰성 확보를 위한 성능 실험을 하였고 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1) 선상가열 전 시험편 전 영역에 걸쳐 발생하는 두께방향에 대한 용접변형으로 최대 약 0.87mm정도가 발생함을 확인 할 수 있었다.

2) 선상가열 전후에 대한 용접 변형 재분포를 비교해 본 결과, 선상가열 전 용접에 의한 변형이 각 온도 변화 조건에 따라 시험편의 두께 방향에 걸쳐 선상가열 온도 900℃ 일 경우 선상가열 전보다 용접 변형이 5%정도 감소됨을 확인 할 수 있었다.

3) 용접부의 인장, 충격, 경도 시험 결과 국제 규격에서 요구하는 최소, 최대 허용치를 모두 만족하는 결과가 도출 되었다.

Reference

- [1] 한국선급(KR) : 강화된 Global SOx 규제 대응을 위한 선주 지침서
- [2] DNV-GL : “IN FOCUS- LNG AS SHIP FUEL, Latest developments and projects in the LNG industry”, No.01 2015
- [3] 대한민국 특허청, 등록번호 10-0752043, “9% 니켈강을 적용한 액화천연가스 운반선의 화물창 탱크건조방법”, 2007
- [4] Nomoto. Tank Omori. T.et “Development of Simulator for Plate bending by line heating”, 일본조선학회 논문집 168호 1990,11
- [5] Hee-Seon Bang, Chong-In Oh, Chan-Seung Ro, Chang-Soo Park and Han-Sur Bang “Analysis of Thermal and Welding Residual Stress for Hybrid Welded Joint by Finite Element Method”, Journal of KWJS, Vol. 25, No. 6, December, 2007
- [6] Jeong, Tae. Kim., Han, Shik. Chung., Hyo, Min. Jeong., Kwang, Sung. Lee., "A study on the variation of physical properties of line heated classification DH32 thick plate steel ," Journal of the Korean Society of Marine Engineering, Vol. 40, No.9 pp. 774-779, 2016.
- [7] Y, H. Choi., Y, W. Lee., K, Choi., "Study on tem-perature distribution for various conditions of moving heating source during line heating process," Journal of the Korean Society of Marine Engineering, Vol. 34, No.5 pp. 617-624, 2010.

- [8] D, H. Park., H, K. Jin., S, S. Park., S, B. Shin., "A study on the prediction of the angular distortion in line heating with high frequency induction heating," Journal of Welding and Joining, Vol. 33, No.1 pp. 80-86, 2015.
- [9] C, D. Jang., D, E. Ko., B, I. Kim., J, U. Park., "An experimental study of characteristics of plate de-formation by heating process," Journal of the Society of Naval Architects of Korea, Vol. 38, No.2 pp. 62-70, 2001.
- [10] J, S. Park., J, Kim., J, G. Shin., C, M. Hyun., Y, C. Doh., K, H. Ko., "Plate Flattening Analysis in Line Heating Process using Bending Strains," Journal of the Society of Naval Architects of Korea, Vol. 45, No.4 pp. 417-425, 2008.
- [11] 신중계, "선상가열 역학 모델링 및 데이터 베이스 구축", 서울대 연구과제 1995
- [12] Young-Kyun Kim, Young-Wann Kim, Jae-Hoon, Kim "Welding Residual Stress and Strength of Thick 9% Nickel Steel Plate", 한국동력기계공학회지 제 18권 제4호, 2014년 8월

감사의 글

이제 겨우 하나 작은 것을 완성하고 보니 그 결과가 매우 보잘 것 없어 부끄러울 따름입니다. 논문을 쓰면서 느낀 점은 제가 너무 나약하고 무능하다는 사실이었습니다. 힘겹게 마지막 장까지 오기에 많은 도움을 주신 분들에게 진심으로 감사의 말씀을 드립니다. 본업에 종사한다는 핑계로 지금까지 미뤄온 학업의 결과물을 제출하고자 합니다. 학부생부터 지금까지 지도해 주신 방희선 교수님과 논문 심사에 참여해 주신 방한서 교수님, 손윤철 교수님께도 진심을 담아 감사하다는 말을 전해 드리고 싶습니다. 또한 같은 직장 동료로서 또 학업의 선배로서 끝까지 지도 편달 해 주신 최경신님에게도 정말 고맙다고 전달해 드립니다. 그리고 끝까지 옆에서 지켜주고 응원해 준 가족에게도 특히 아내에게도 감사의 말을 전합니다. 앞으로 이 배움으로 본업에서도 더욱 저를 지탱해 줄 튼튼한 지식이 될 거라 믿습니다. 저에게 따뜻한 격려의 말씀을 전달해 주신 모든 분들께 이 논문을 바칩니다. 감사합니다.

2019년 12월 이지한 드림.