



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](#)

2021년 8월

석사학위 논문

# 극저온용강 이재 용접부의 안전성 평가에 관한 연구

조선대학교 대학원

선박해양공학과

임   웅   택

# 극저온용강 이재 용접부의 안전성 평가에 관한 연구

A Study on the safety evaluation of dissimilar welding  
with cryogenic steel plate

2021년 8월 27일

조선대학교 대학원

선박해양공학과

임   웅   택

# 극저온용강 이재 용접부의 안전성 평가에 관한 연구

지도교수 안 규 백

이 논문을 이학 석사학위 신청 논문으로 제출함.

2021년 4월

조선대학교 대학원

선박해양공학과

임 응 택

임웅택의 석사학위논문을 인준함.

위원장 조선대학교 조교수 주 성 민 (인)

위 원 조선대학교 조교수 이 명 수 (인)

위 원 조선대학교 부교수 안 규 백 (인)

2021년 5월

조선대학교 대학원

## CONTENTS

LIST OF FIGURES .....	viii
LIST OF TABLES .....	ix
ABSTRACT .....	x
<b>제 1 장 서론</b> .....	<b>1</b>
1.1 연구 배경 및 목적 .....	1
1.2 국내·외 연구 동향 .....	4
1.3 본 연구의 구성 .....	6
<b>제 2 장 극저온용 이재 용접부의 잔류 응력 평가</b> · 9	
2.1 서언 .....	9
2.2 적용 소재의 화학조성 및 기계적 성질 .....	10
2.3 이재 용접부의 잔류 응력 평가 .....	11
2.3.1 용접조건 .....	11
2.3.2 잔류 응력 평가방법 .....	14

2.3.3 강종별 용접부 잔류 응력 평가결과	16
2.4 이재 용접부의 열탄소성 해석	17
2.4.1 경계조건 및 재료물성	17
2.4.2 강종별 온도 및 잔류 응력 분포특성	20
2.5 고찰	24
2.6 요약	25
<b>제 3 장 극저온용 강재 이재 용접부 열사이클 변화에 따른 파괴 안전성 평가</b>	<b>26</b>
3.1 서언	26
3.2 이재 용접부 열 사이클 변화특성의 실험적 검토	27
3.2.1 실험방법	27
3.2.2 극저온용 강재 이재 용접부의 응력분포 특성	29
3.3 이재 용접부 열사이클 변화특성의 해석적 검토	32
3.3.1 해석조건	32
3.3.2 강종별 용접부에 분포하는 응력평가	34
3.4 고찰	35

3.5 요약	38
<b>제 4 장 극저온용 LNG저장탱크의 용접부 신뢰성 평가</b>	<b>39</b>
4.1 서언	39
4.2 해석모델 및 해석조건	39
4.3 LNG 저장탱크 용접부 열 탄소성 해석결과	42
4.3.1 경계 조건 및 재료물성	42
4.3.2 강종별 잔류 응력 분포 특성	42
4.4 LNG 저장탱크의 신뢰성 평가결과	44
4.4.1 이재 용접부 열 사이클 해석조건	44
4.4.2 극저온용 강종별 용접부 신뢰성 평가결과	44
4.5 요약	47
<b>제 5 장 결론</b>	<b>48</b>
참고문헌	51



## LIST OF TABLES

Table 2.1 Chemical composition of cryogenic steels .....	11
Table 2.2 Mechanical properties of cryogenic steels .....	11
Table 2.3 Welding conditions .....	13
Table 2.4 Chemical compositions of welding consumables .....	14
Table 2.5 Mechanical properties of welding consumables .....	14
Table 2.6 Specification of strain gauge .....	16
Table 3.1 Mechanical properties of cryogenic materials analyzed by FEM .....	33

## LIST OF FIGURES

Fig. 1.1 Flow-chart of this study .....	8
Fig. 2.1 Various methods of residual stress measurement in accordance with depth of residual stress .....	9
Fig. 2.2 Dimension of test specimen .....	12
Fig. 2.3 Welding joint configuration and welding sequence .....	13
Fig. 2.4 Location of strain gauge attachment .....	15
Fig. 2.5 Residual stress measurement after cutting .....	15
Fig. 2.6 Welding residual stress on $\sigma_x$ , $\sigma_y$ for H-Mn, 9%Ni and STS .....	17
Fig. 2.7 Boundary conditions of FE-analysis model .....	18
Fig. 2.8 Material properties of H-Mn, 9%Ni and STS on elevating temperature .....	19
Fig. 2.9 Temperature distribution per simulation time after welding .....	21
Fig. 2.10 Welding residual stress distribution on $\sigma_x$ , $\sigma_y$ from fusion line to 30 mm .....	22
Fig. 2.11 Welding residual stress on $\sigma_x$ , $\sigma_y$ analyzed by FEM and EXP .....	23
Fig. 3.1 Cooling chamber for specimen experiment .....	28

Fig. 3.2 Heating and cooling rate on each cycle .....	29
Fig. 3.3 Stress distribution for temperature condition of H-Mn, 9%Ni and STS .....	31
Fig. 3.4 Stress after cooling cycles of cryogenic materials .....	32
Fig. 3.5 Coefficient of thermal expansion distribution on temperature of H-Mn, 9%Ni, STS, Al .....	33
Fig. 3.6 Stress behavior on cooling cycle of cryogenic materials .....	35
Fig. 3.7 Stress after cooling cycles analyzed by FEM and EXP .....	36
Fig. 3.8 Stress behavior after 1000 cooling cycle of cryogenic Steel .....	37
Fig. 4.1 C-type LNG storage tank .....	40
Fig. 4.2 Detail modeling of welding connection between cryogenic steel plate and STS pipe .....	40
Fig. 4.3 Welding joint configuration and welding sequence .....	41
Fig. 4.4 Boundary conditions of LNG tank .....	42
Fig. 4.5 Welding residual stress on $\sigma_x$ , $\sigma_y$ analyzed by FEM .....	43
Fig. 4.6 Stress distribution on $\sigma_x$ , $\sigma_y$ after 1000 cycles at HAZ .....	45

## ABSTRACT

# A Study on the safety evaluation of dissimilar welding with cryogenic steel plate

Woongtaek Lim

Advisor : Prof. Gyubaek An, Ph.D  
Department of Naval Architecture  
& Ocean Engineering, Graduate  
school of Chosun University

Recently, the importance of the environment is increasing due to the continuous expansion of ships, and environmentally friendly ships are being discussed. Ships that use environmentally friendly energy such as LNG, hydrogen and ammonia are being discussed. Currently, through IMO 2020, many bunker C oil vessels are being ordered with desulfurization equipment or eco-LNG vessels. This LNG-propelled ship requires an LNG storage tank, but the cryogenic steel currently registered in the IGF code is Al-alloy, austenitic STS steel, and 9% Ni steel. Up until now, 9% Ni steel has been used a lot, but there are problems with weldability and material quality. Therefore, high Mn(H-Mn) steel with high Mn content is emerging as an alternative.

In this study, the evaluation for applying the newly developed H-Mn to LNG storage tanks was performed as follows.

First, a sample is prepared by welding cryogenic steel such as H-Mn, 9% Ni, STS and STS304 pipes. Residual stress after welding of cryogenic steel HAZ was analyzed by experimental method such as cutting method and analytical FEM analysis.

Secondly, the test specimen made of extremely low temperature steel and STS304 pipes was changed from low temperature ( $-165^{\circ}\text{C}$ ) to normal temperature ( $25^{\circ}\text{C}$ ) to confirm stress caused by temperature change experimentally and analytically.

Third, the actual LNG carrier C-Type tank was modeled and the residual stress after welding was estimated analytically using the MSC Marc commercial program.

Finally, we modeled the actual LNG carrier C-Type tank and applied temperature changes to analyze the stress changes due to temperature.

As a result, it was determined that the factors affecting the weld HAZ of cryogenic steel and STS304 pipes had a greater effect on the stability of residual stress after welding than on the stress changes caused by temperature changes.

# 제 1 장 서 론

## 1.1 연구 배경 및 목적

전 세계 수출입 물량의 80%가 선박을 통해 해상으로 운송되고 있다[1]. 특히, 대형의 다량의 화물을 운반하기 위하여 선박의 대형화는 지속해서 진행되고 있으며, 컨테이너선의 경우 24,000TEU(Twenty-foot Equivalent Unit)까지 크기가 증가하여 한 번에 많은 물량을 운송하고 있다. 해상에서의 물동량의 증가와 선박의 거대화에 따라서 항해하는 선박은 더욱 증가하게 되었으며, 해상을 통한 각종 화물의 운반에 대한 중요성이 부각되고 있다. 이처럼 해상에서의 물동량의 증가는 해운산업의 발전을 가져왔지만, 그동안 비교적 청정 지역으로 알려졌던 해상에서의 환경오염에 대한 걱정은 증가하게 되어서 국제해사기구(IMO)에서도 환경오염에 관한 관심이 증가하게 되었다. 또한, 최근 지구온난화로 인해 전 세계적으로 온실가스 배출에 대한 환경규제가 강화되고 있으며, 이미 국내를 포함하여 미국, EU 등 선진국들은 배출가스 통제구역(ECA, Emission Control Area)을 관리하고 있다[2]. 기존 선박 대부분의 추진은 환경규제 등에 관한 국제적 규정이 없어 대부분 벙커 C유를 사용하였고, 환경오염에 큰 영향을 미치게 되었다. 이로 인해 국제사회에서의 환경오염 규제정책으로 친환경 선박(Green ship)의 중요성이 대두되고 있다. 친환경 선박이란 친환경 에너지 또는 친환경 연료를 동력원으로 사용하거나 해양오염 저감기술 또는 선박 에너지 효율 향상 기술을 탑재한 선박으로 정의되며, 현재 친환경 선박으로 인정받기 위해서는 에너지 효율 향상을 위한 선형 및 추진 성능의 개발과 신 추진동력인 LNG(Liquefied Natural Gas), 수소, 암모니아, 등 친환경 에너지 추진 선박 및 온실가스 저감을 위한 CO2 포집 장치와 연소 가스의 후처리 기술이 탑재되어야 한다[3]. 친환경 선박에 관한 국제사회의 관심의 증가는 2016년 10월 해양환경보호위원회(Marine Environment Protection Committee, MEPC) 70차 회의를 통해 IMO 2020이 결정되면서 더욱 고조되었다. IMO 2020은 174개국 회원국으로 둔 IMO(International Maritime Organization, 국제해사기구)에서 시행된 환경규제로서, 2020년 1월 1일부터 선박

연료의 황 함유량 상한선을 기존 3.5%에서 0.5%로 대폭 강화하는 규제이다[4]. 황산화물(SOx)이란 3대 대기오염물질의 하나로 전체 배출량의 약 13%를 선박이 차지하고 있다. 이에 따라 선사에서는 0.5% 저유황유 사용, 탈황장치(Scrubber) 적용, 친환경 연료 사용 등 대안을 선택 적용하여 IMO 2020 을 만족하는 선박을 운항하고자 한다 [5]. 기존의 운항 중인 선박을 대상으로 새로운 환경규제 내용을 만족시키기 위해서는 추진 장치에 대한 개선이 필요하다. 하지만 저유황유를 사용했을 시 개조비는 들지 않으나 기존 유 대비 40~50% 연료비가 증가할 뿐만 아니라 기존 엔진 적용에 따른 품질 문제 발생 가능성이 크다. 또한, 탈황장치(Scrubber) 적용 시에는 황산화물 저감장치 개조 부담이 엔진 출력에 따라 적당 100~1000 만 불이 들어 초기 투자비용이 비싸고 별도의 설치 공간이 필요하여 화물 선적 공간이 감소하며[6], NOx 저감을 위한 장치의 설치가 필수적이다[7]. 한편, LNG(Liquefied Natural Gas) 추진선의 경우에는 기존 연료 연소 시 기존 벙커 C유 대비 CO<sub>2</sub> 15%, NOx 40~90%, SOx 100% 비율로 유해 물질 발생을 줄일 수 있으며 기존 연료비용 중 35% 절감 효과가 있다. 이는 전세계적으로 LNG 추진선 발주가 증가하고 있는 이유이다[8]. LNG 연료의 표준상태(0°C)에서 메탄 1kg 당 부피는 약 1.4m<sup>3</sup> 이지만 액상에서는 약 2.4ℓ로 부피가 1/600 줄어들기 때문에 연료탱크의 용량을 고려한다면, LNG 를 연료도 사용하기 위해서는 기체 상태가 아닌 액화된 상태로 관리해야 한다[9]. LNG 를 액상으로 저장하기 위해서는 고압, 극저온의 환경이 만들어지게 되므로, 액상 상태의 LNG는 안전성을 확보하여 사용하는 것이 중요하다. LNG 저장 탱크의 Inner Tank는 -165°C의 LNG를 직접 담아두는 탱크로 IGC(International Code for the Construction and Equipment of ships Carrying Liquefied Gases in Bulk)[10], IGF(International Code of Safety for ships using Gases or Other Low-Flash point Fuels) 코드[11]에 등재된 AI 합금강, Austenitic 강(STS304, STS316 등), 9%Ni 강의 3 종류의 재료만 사용할 수 있도록 규정하고 있다. 이 강재들은 일반 탄소강보다 가격이 매우 비싸고 용접이 어려운 단점이 있으며 Ni 함유량이 많을수록 취급(이동/보관) 및 가공(용접/선형) 시 자성을 나타내게 되어서 아크용접 시 아크 블로우를 일으켜 용접결함을 유발할 가능성이 크기 때문에 용접 전 가우스 미터를 이용해 자성 유/무 확인 및 탈자화 후 용접을 시행해야 하는 번거로움이 있고 가격 또한 Ni의 함량이 높아 비싸다[12]. 오스테나이트

계 STS는 파괴인성이 우수하지만, 강도가 비교적 낮고 용접에 어려움 있는 단점이 있다. 또한, A1은 강도가 3강종 중 가장 낮아서 비교적 적용 강재의 두께가 두껍고 용접성이 좋지 못한 단점이 있다. 이러한 단점들이 있음에도 불구하고 대체 가능한 극저온용 강재의 개발이 이루어지지 않아서 지금까지 종래의 극저온용 강재가 적용되었다. 하지만, 최근 국내의 철강사에서는 종래의 극저온용 강재가 갖는 단점을 보완하고 가격경쟁력이 우수한 극저온용 강재를 개발하였다. Mn의 함량을 약 22% 정도 포함하고 있어서 높은 강도를 유지하면서도 인성이 우수한 고 Mn 강이 개발되었다.

고 Mn은 Mn의 함량에 따라서 각종 성능을 갖는 강재로 개발되었으며, 대표적인 특성은 고강도 내마모성 극저온 인성, 비자성 등으로 다양한 성능을 특화한 혁신적인 철강 소재다. 가격이 저렴하고, 용접성이 비교적 우수한 장점이 있으며, 소재의 단가는 9% Ni 대비 53.5% 저렴하고 용접비는 93.3%까지 저렴하게 시공할 수 있다는 보고도 있다[13]. 극저온용 고 Mn 강의 시공실적은 19년 산업통상자원부로부터 육상 LNG 저장 탱크용 소재 사용을 승인받고 광양 LNG 저장 탱크에 최초 적용되었으며[14] 선박에 적용하기 위하여 2018년 12월 해사안전 위원회(MSC : Maritime Safety Committee) 100차 회의에서 극저온용 고 Mn 강 사용이 승인된 상태이다[15]. 육상용으로 적용을 위해서는 국내의 관련 규격을 만족하게 하면 사용이 가능하지만, 해상용으로 적용을 위해서는 IMO의 승인이 필요하고 각국 선급의 관련 기준을 만족해야 사용할 수 있다. 종래의 LNG 저장 탱크에 사용되었던 극저온용 강재의 경우 LNG 저장 탱크와 STS 파이프가 연결되어서 LNG의 하역에 사용되었다. 극저온 탱크에 적용되는 강재는 동종으로 접합이 되기도 하지만, 최근 개발된 고 Mn 강을 적용할 경우 종래에 적용되었던 STS304 파이프와 접합부이 이루어져서 이재 용접부가 발생하게 되므로 접합부에 대한 용접기술 및 역학적인 거동에 대한 상세한 검토가 필요하다. 특히, 서로 다른 두 종류의 소재가 갖는 열팽창 계수의 차이에 의해서 발생하는 접합부에서 발생하는 응력 거동에 대한 검토는 무척 중요하다. 이 부분에 대한 검토가 선행되어야 극저온용 신 강종과 기존에 사용된 STS 파이프와의 이재 접합부에서 나타나는 안전성에 대한 확보가 가능하다.

본 연구에서는 최근 개발된 극저온용 고 Mn 강과 접합된 STS 파이프의 이음부에 대하여 파괴 안전성을 검토하기 위하여 ① 극저온용 강재의 용접부에 대한 잔류 응력



검토를 통하여, 고 Mn 강 및 종래의 극저온용 강재와 접합된 STS 파이프 이음부에 분포하는 용접 잔류 응력 분포특성을 파악을 통하여 용접부의 파괴 안전성을 검토하고, ② LNG 저장 탱크에 저장된 LNG 의 하역과정에서 발생하는 온도 차에 따른 이재 용접부에서 발생하는 응력분포 특성을 파악 후, ③ 실제의 LNG 저장 탱크와 연료탱크를 대상으로 FEM 해석을 통하여 이재 용접부의 잔류 응력 분포와 LNG 선박의 수명(20년)내 연간 상, 하역 횟수(50 회, 총 1000 회)를 가정, 하역과정 모사를 통한 온도 변화에 따른 용접부에 발생하는 응력 분포 특성을 검토하여, 극저온용 신 강종인 고 Mn 강으로 제작된 LNG 저장탱크의 안전성을 검토하였다.

## 1.2 국내 · 외 연구 동향

선박과 같은 강구조물의 제작 시 용접은 필수적으로 사용되게 되며, 용접변형과 잔류 응력은 용접을 수행하는 과정에서 필연적으로 발생하는 것으로 잘 알려져 있다. 따라서 용접부에서 발생하는 변형과 잔류 응력을 제어하고 최소화하기 위한 많은 연구가 진행 되었다[16][17]. 특히, 용접 잔류 응력은 용접구조물에서 발생 가능한 연성파괴, 취성파괴, 피로 강도저하, 응력부식 등의 원인이 된다. 이러한 각종 파괴 및 손상의 원인이 되는 용접 잔류 응력에 관한 종래부터 많은 연구가 진행되었다[18][19][20]. 용접 잔류 응력은 일반적으로 용접 길이 방향의 응력이 항복 응력 수준의 최대 응력을 갖는 것으로 알려져 있다[21]. 하지만 동종이 아닌 강도가 서로 다른 이재 용접부에서의 잔류 응력부터는 동종용접부와는 다른 잔류 응력 분포를 나타낼 것으로 예상된다. 따라서 동종 및 이종 용접접합부의 잔류 응력의 특징에 관하여 장강호(2003)는[22] 맞대기 용접시 인장강도가 클수록 용접 잔류 응력이 크다는 연구 결과를 발표하였으며, 용접 토우에서 잔류 응력이 크기가 증가한다는 결과를 얻었다. 또한, 김경수(2008)는[23, 24] 용접 시 발생하는 고열로 인해 구조물에서 잔류 응력을 유발하고, 인장 잔류 응력은 구조물의 피로 강도를 저하하는 요인이 된다는 결과를 발표하였다.

용접 잔류 응력에 관한 유한요소법에 관한 연구는 다양한 재료들로 진행되어왔다. Bricksted.B(1998)[25]은 스테인리스강 파이프의 다층용접부의 잔류 응력에 관한 연구를 진행하였으며 Sattri-Far.l(2009)[26]는 파이프 버트 용접부의 열역학적 거동 및 잔류 응력을 분석하기 위해 홀드릴링법과 유한요소기법을 사용하여 잔류 응력을 연구하였고, 두께에 따라 용접 파이프의 잔류 응력의 크기와 분포가 상당한 영향을 미친다고 발표하였다. 용접 잔류 응력과 피로 수명은 복잡한 관계를 맺고 있어 일반적으로 초기 잔류 응력이 인장 성분일 경우 피로 강도를 감소시켜야 하는 중요성에 관해 연구가 되었다[27]. 또한, 한승호(2004)[28]는 대형 구조물의 용접부의 잔류 응력분포 해석법, 균열발생, 균열진전에 관해 연구하여 피로수명 평가시스템을 구축하였다. Nitschke-Page I. T.(2009)[29]는 용접 잔류 응력은 구조물이 생성되고 일정하게 유지되는 게 아니라 외력에 따라 재분포가 된다고 발표하였다. Zhuang W.Z.(2001)[30]는 주어진 하중에 따라 잔류 응력이 완화될 수 있다는 연구결과도 발표하였다.

극저온강재 중 LNG 저장탱크에 널리 사용 중인 9%Ni 강은 Hoshino M.(2004)[31]는 새로 개발한 소재특성에 대한 기계적 특성을 확인하고 적정 두께를 확인하였고, 김재훈(2010)[32]은 상온, 저온에서 피로균열진전특성, 파괴기구 및 초음파 신호를 분석하여 저온에서 급격한 균열의 진전이 일어난다고 발표하였다. 장재일(2002)[33]는 다층 SAW 용접열영향부내 파괴인성변화에 대해 평가하였다. 주장복(1998)[34]은 실제탱크 제작시 사용하는 SMAW 방식으로 용접된 X 개선 후판용접부내의 파괴인성의 변화를 평가하고 미세조직을 분석하였고, 열영향부 내의 CTOD 값은, 평가위치가 FL으로 접근할수록 감소하는 경향을 나타낸다고 발표 하였다. 김영균(2010)[35][36] GTAW 용접재 파괴인성 실험 결과 GTAW의 용접 열영향부의 CTOD 값이 수동 SMAW 용접 열영향부에 비해 그 값이 작아 GTAW의 용접안정성을 알 수 있다고 발표하였다.

이번 연구에 사용된 고 Mn 강 관련된 연구는 박정웅(2016)[37]은 고 Mn 강과 STS304 강과 이종 맞대기 용접시 용접프로세스가 잔류 응력에 미치는 영향에 관해 해석적 연구를 학술대회에서 발표했다. 이민경(2019)[38]는 고망간강 용접부 잔류 응력 평가를 9%Ni 강과 비파괴방식으로 측정하였는데 고 Mn 강과 9%Ni 강의 잔류 응력은 큰 차이가 없다고 발표하였다. 홍승래(2018)[39]는 고 Mn 강의 기계적 성질평가와 파괴 인성평가

를 수행, 극저온 환경에서 용접부의 불안정 파괴 안정성을 검토하였고, WM 이 HAZ 에 비하여 다소 우수한 파괴 안정성을 가지고 있으며 고 Mn 강을 이용한 LNG 탱크 제작 시 용접부의 불안정 파괴 발생 가능성은 미미하다고 연구하였다.

상기 언급된 연구들의 공통점은 동종 용접부의 잔류 응력에 대해 연구했다는 것이다. 하지만 실제로는 극저온용 강재를 사용한 탱크에 필연적으로 STS 파이프와 연결된 이재 용접부가 필연적으로 생기고, 이에 대한 연구는 현재까지 미비하다. 그래서 이번 연구에서는 시험편과 해석프로그램 모델링으로 고 Mn 과 STS 파이프, 현재 널리 사용 중인 극저온 강재 9% Ni 강, STS304 와 STS 파이프의 이재 및 동종 용접부의 용접 잔류 응력을 비교 분석한 실험적, 해석적 연구를 진행하였다. 그리고 LNG 를 상, 하역 시  $-165^{\circ}\text{C}$ 에서 상온( $25^{\circ}\text{C}$ )까지 열 사이클 변화에 따른 응력변화를 통해 파괴 안정성 평가하였다. 실제 구조물과 동일한 C-Type LNG 탱크를 모델링 하였고, 용접잔류 응력과 LNG 하역 과정에 발생하는 열 사이클 변화에 따른 응력변화를 MSC Marc 프로그램으로 모델링 및 FEM 해석을 통해 실제 선박 수명 동안 발생 가능한 이재 용접부에서의 응력거동을 검토하였다.

### 1.3 본 연구의 구성

본 연구에서는, 종래의 극저온용 강재와 최근 개발된 고 Mn 강에 대하여 LNG 탱크 제작 시 발생하는 이재 용접부에 대한 잔류 응력 분포특성 및 열 사이클의 영향에 따른 응력분포를 검토하기 위하여, 절단법을 이용하여 용접부의 잔류 응력을 측정하였고, FEM 해석을 통해 용접부에 분포하는 용접 잔류 응력에 대해 상세히 검토하였다. 또한, 이재 용접부에 발생하는 열팽창계수의 차이에 따른 응력변화를 실험적으로 검토하기 위하여 상온에서부터 LNG 저장온도인  $-165^{\circ}\text{C}$ 까지 반복 실험을 통하여 용접부에 발생하는 응력의 영향을 검토하였다. FEM 해석을 통해 실제 LNG 저장탱크의 수명 동안 발생 가능한 하역과정을 모사하여 이재 용접부에서 나타내는 응력 거동을 통한 파괴 안전성을 평가하였다. 본 논문에서는 Fig. 1.1 에 본 논문의 구성을 나타낸 것과 같이 1 장부터 5 장까지 구성되어 있으며, 각 장의 내용은 다음과 같다.

1 장에서는 연구 배경 및 목적, 국내외 연구 동향, 본 논문의 구성을 나타냈다.

2 장에서는 극저온 강재 9%Ni 강, STS304 와 새로 개발된 고 Mn 강과 STS 파이프의 용접부에 관한 파괴 안전성을 평가하기 위하여 시험편을 제작하여 극저온용 강재와 STS 파이프의 이재 용접부를 절단법을 이용한 실험적 분석과 MSC Marc 프로그램을 이용한 해석적 분석을 진행하여 잔류 응력 분포를 측정하였다.

3 장에서는 극저온용 재료로 고 Mn 강, 9%Ni 강과 STS304 를 사용하여 상온 및 극저온 환경에서 실제 시험편에 온도 변화를 주어 응력의 거동을 Cooling Chamber 를 이용한 열사이클 변화 4 회 열사이클 변화 중 발생한 응력의 변화를 실험적 검토, MSC Marc 프로그램을 이용한 해석적 검토를 하였다.

실험적 검토, 해석적 검토의 결과를 비교 분석 후 해석적 검토의 신뢰성이 높다 판단되면 해석적 검토를 통해 LNG 선박 수명 20 년 동안 연간 50 회의 상하역이 있다고 가정하여 극저온용 강재와 STS 파이프의 이재 용접부에 1000 회의 열사이클 변화동안 발생한 온도 변화에 따른 응력의 변화를 확인하였다.

4 장에서는 극저온용 재료인 고 Mn 강, 9% Ni 강, STS304 를 대상으로 실제 LNG 저장 탱크에서 하역과정을 묘사하기 위하여 FEM 해석을 수행하였다. 각 이재 용접부의 잔류 응력 및 실제 LNG 상, 하역 시 발생할 수 있는 온도 변화로 발생 가능한 응력의 변화를 1000 회 반복하여 검토하였다.

5 장에서는 극저온용 재료와 STS 파이프 이재 용접부에 대한 실험 결과 및 해석 결과와 함께 결론을 도출하였다.

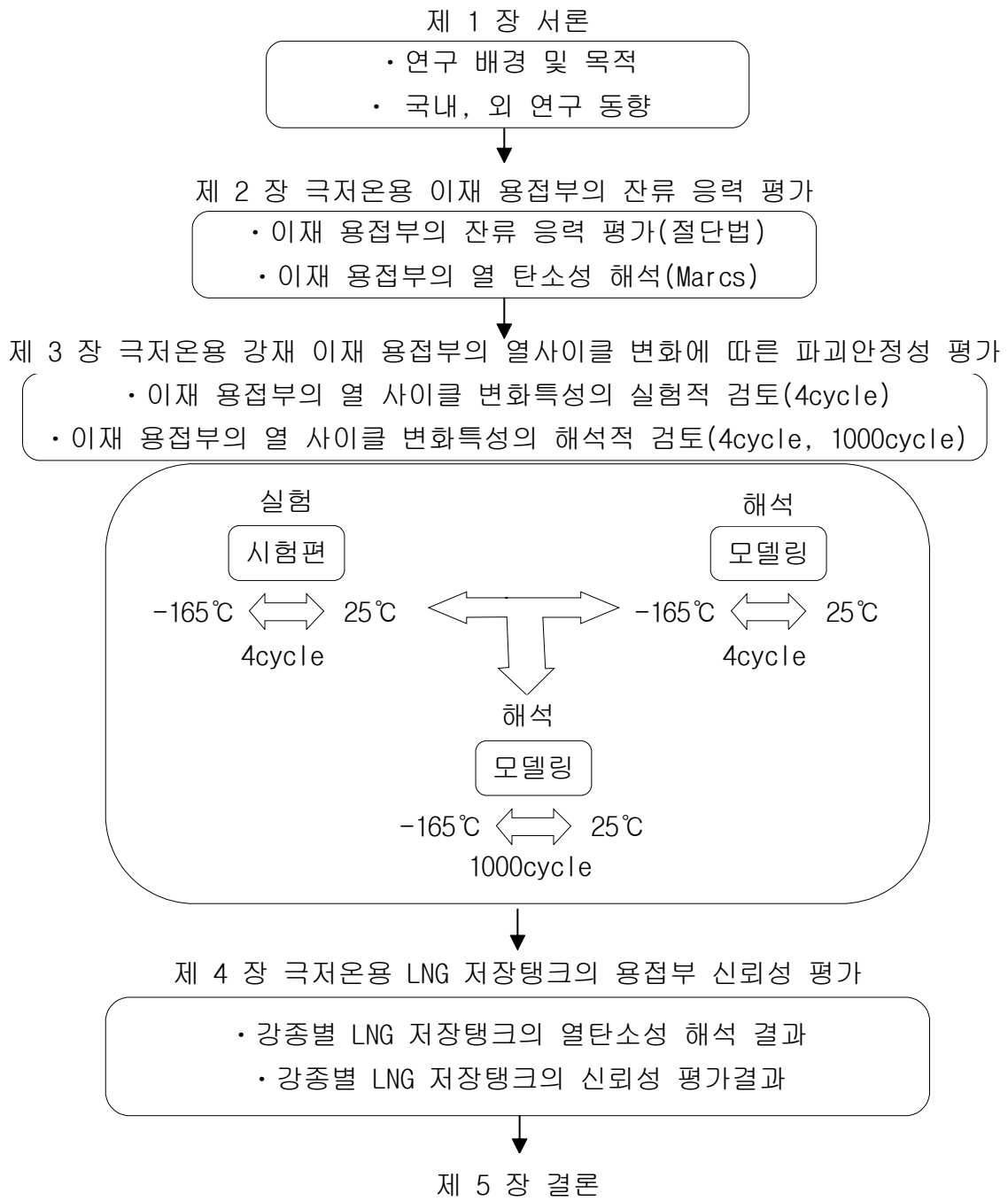


Fig. 1.1 Flow-chart of this study

## 제 2 장 극저온용 이재 용접부의 잔류 응력 평가

### 2.1 서언

용접 시 필연적으로 발생하게 되는 잔류 응력은 구조물의 불안전파괴와 성능과 피로 성능에 큰 영향을 미치게 된다. 특히, 불안전파괴인 취성파괴는 잔류 응력 크기의 영향을 받아서 파괴를 더욱 촉진시키기도 한다. 따라서 용접구조물의 파괴 안전성 향상을 위해서는 용접부에 분포하는 잔류 응력을 정확하게 분석하는 것이 매우 중요하다. Fig. 2.1 과 같이 잔류 응력의 깊이에 따른 잔류 응력 측정 가능 방법을 나타내었다. 구조물에 존재하는 용접 잔류 응력을 분석하는 방법은 실험적 방법과 해석적 방법이 있으며, 실험적인 방법은 파괴적인 방법과 비파괴적인 방법이 있다. 파괴적인 방법 중에는 구조물의 표면에서 잔류 응력을 측정하는 홀드릴링법, 절단법, X-선법 등이 있으며, 두께 방향의 잔류 응력 분포를 측정하는 방법은 고유변형도법(Inherent strain method), 중성자 회절법(Neutrons method), Deep hole drilling method, Contour method 등이 있다[40]. 한편, 비파괴적인 방법으로는 X-ray, 중성자회절법, 파크하우젠잡음, 초음파 등이 있다.

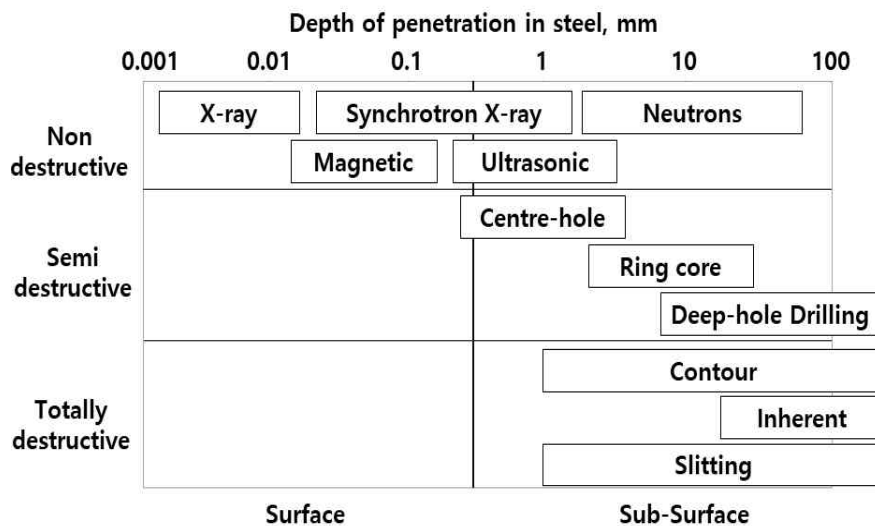


Fig. 2.1 Various methods of residual stress measurement in accordance with depth of residual stress

해석적인 방법은 실험적인 방법으로 용접 잔류 응력을 얻기 어려운 경우에 사용되는데, 컴퓨터의 성능과 밀접한 관계를 가지고 있다. 최근 컴퓨터의 계산능력 향상으로 인해 해석적인 방법으로 용접 잔류 응력을 예측하는 기술이 발전하게 되었다. 대표적인 상용해석프로그램으로는 MSC Marc, ABAQUS, Ansys 등이 있으며, 본 연구에서는 MSC Marc 상용해석 프로그램을 이용하여 용접잔류 응력을 검토하였다.

## 2.2 적용 소재의 화학조성 및 기계적 성질

본 연구에 사용된 강재는 극저온용 강재로 고 Mn 강(H-Mn), 9%Ni 강, STS304 3 강종이며, 화학적 조성은 Table 2.1에 나타냈다. 본 연구에서는 종래부터 사용되었던 극저온용 강재인 STS304와 9%Ni 강의 각종 성능과 비교하여, 고 Mn 강의 성능을 검토하였다. STS304는 오스테나이트의 강재로서 극저온에서 파괴 인성이 우수하다. 9%Ni 강의 경우 9%의 Ni을 포함하고 있어서 마르텐사이트의 기지 조직이지만 극저온에서 오스테나이트조직 스테인리스강과 비슷한 수준의 파괴인성을 갖고 있으며, 항복강도 및 인장강도는 더욱 높다. 본 연구에 사용한 극저온용 고 Mn 강은 22%의 Mn을 함유하고 있으며 STS304와 동일하게 오스테나이트기지 조직을 가지고 있고 강도는 9%Ni 강과 비슷하다. 각 극저온용 강재의 기계적 성질은 Table 2.2에 나타냈다. 항복강도와 인장강도의 비율(Yield to tensile ratio)을 보면 9%Ni 강은 0.85, STS304 강은 0.4, 고 Mn 강은 0.49인데, 9%Ni 강은 다른 극저온용 강재보다 값이 크다.  $-165^{\circ}\text{C}$ 에서의 항복강도를 보면 상온에서보다 고 Mn 강은 상온보다 항복강도는 78% 증가하였고 9%Ni 강은 38%, STS304는 57%증가하였다. 극저온에서 항복응력은 9%Ni 강이 극저온 강재 중 가장 우수하지만, 인장응력은 STS304 강이 가장 우수하였다.

Table 2.1 Chemical composition of cryogenic steels.

weight, %

Materials	C	Si	Mn	Ni	P	S
H-Mn	≥0.25	≥0.45	≥20.00	0.05≤	0.02≤	0.002≤
9%Ni	0.051	0.252	0.660	9.448	0.010	0.001
STS304	0.016	0.21	1.72	8.26	0.029	0.020

Table 2.2 Mechanical properties of cryogenic steels.

Materials	Yield Strength (MPa)		Tensile Strength (MPa)		Elastic Modulus (GPa)		Thermal expansion Coefficient (10 <sup>-6</sup> m/(m°C))	
	25°C	-165°C	25°C	-165°C	25°C	-165°C	25°C	-165°C
H-Mn	432	773	879	1312	175	186	9	5
9%Ni	668	925	707	1046	195	205	12	8
STS304	275	432	668	1527	201	214	16	12.5

## 2.3 이재 용접부의 잔류 응력 평가

### 2.3.1 용접조건

LNG 저장탱크에 여러 배관들이 연결되어 있어 LNG가 배관을 통해 흐르게 되는데, 이때 사용되는 배관 재질은 STS304가 적용된다. 저장 탱크 재질이 STS304라면 동종 용접이 되지만, 저장탱크 재질이 고 Mn 강 및 9%Ni 강 이라면 STS304 배관과 이재 용접부가 발생하게 된다. 본 연구에서는 이재 용접부에서 발생하는 용접 잔류 응력 및 열사이클의 영향을 검토하기 위하여 실제 LNG 저장탱크의 제작에 사용되는 용접조건 및 형상을 동일하게 적용하여 동종 용접부와 이재 용접부, 각각의 잔류 응력 분포특성을 검토하였다.

고 Mn 강, 9%Ni 강, STS304 3가지 재질인 두께 20 mmX 가로 250 mmX 세로 250 mm 크기의 판재 중심에 직경 50 mm, 두께 3 mm의 STS304 배관이 관통된 상태로 용접하였



다. Fig. 2.2와 Fig. 2.3은 각각 판재 크기와 배관 용접을 위한 개선형상 및 개선각을 나타낸다. 용접 개선형상은 K형상으로 개선각은  $45^\circ$ 이며, 루트갭은 2 mm이고, 전면과 후면 각각 3Pass씩 총 6Pass 용접을 수행하였다. 용접공법은 실제 LNG 탱크 제작에 사용되는 FCAW(Flux Cored Arc Welding)를 적용하였다. Table 2.3에는 용접조건을 나타냈다. 용접 입열량은 0.8~1.0 kJ/mm, 보호 가스는 80% Ar+20% CO<sub>2</sub> 혼합가스를 사용하였고 아래 보기 자세로 용접하였다.

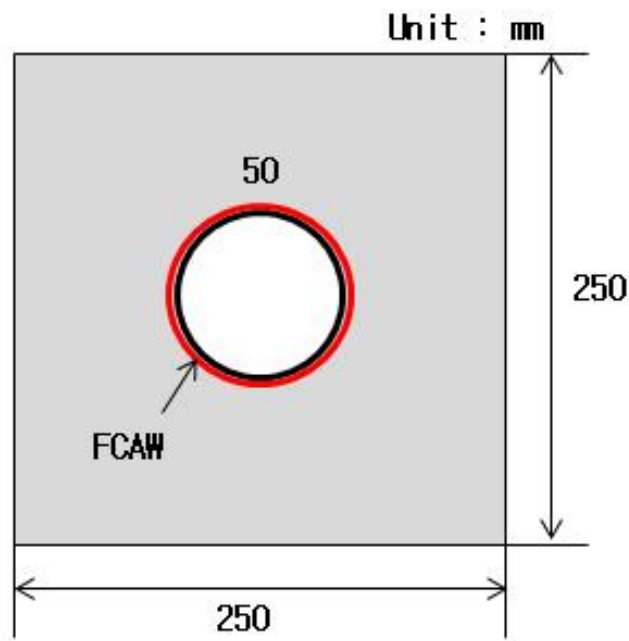


Fig. 2.2 Dimension of test specimen

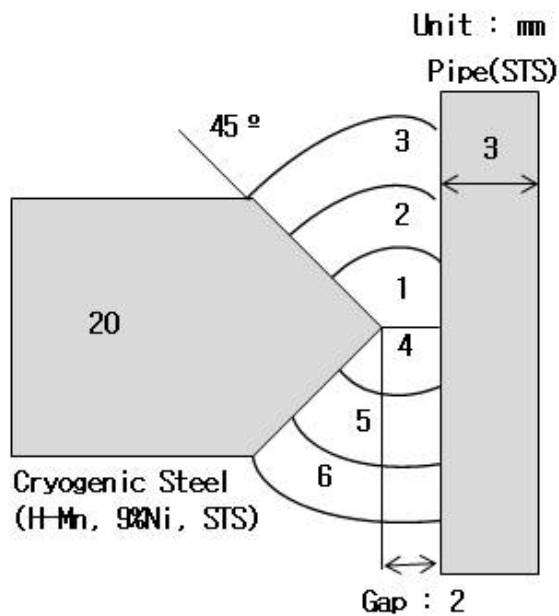


Fig. 2.3 Weld joint configuration and weld sequence

Table 2.3 Welding conditions.

Welding conditions		FCAW (Flux cored arc welding)
Heat input		8~10 KJ/cm
Groove shape		K-groove
Welding consumable	Size $\Phi$ (mm)	1.2
Welding parameters	Current(A)	180
	Voltage(V)	28~29
	Speed(cm/min)	30~35
	Position	1G
Shielding gas	Gas type	80% Ar / 20% CO <sub>2</sub>

본 연구에 사용한 용접재료의 화학적 조성과 기계적 성질을 Table 2.4 와 2.5 에 나타냈다. 고 Mn 강과 STS304 용접시에는 PT-400H 와이어를 적용하였으며 모재의 강도에 비교하여 다소 낮은 항복강도를 가진 언더매칭 이음부를 구성하였다. 또한, 9% Ni 강과 STS304 와 용접시에는 Ni 63%의 DW-N709SP 와이어를 적용하였는데, 고 Mn 강과 동일하게 언더매칭 이음부를 구성하였다. 한편, STS304 의 경우는 K-316L 와이어를 사용하였으며, 오버매칭 용접부를 구성하였다.

Table 2.4 Chemical compositions of welding consumables.

weight, %

Materials	C	Si	Mn	Ni	P	S
PT-400HM	0.25	-	18-24	4.0-8.0	-	-
DW-N709SP	0.01	0.12	2.4	63.4	0.012	0.003
K-316LT	0.03	0.65	1.20	12.7	-	-

Table 2.5 Mechanical properties of welding consumables.

Materials	Yield Strength (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elastic Modulus (%)
PT-400HM	≥ 400	≥ 660	≥ 22
DW-N709SP	440	712	43
K-316LT	420	560	38

### 2.3.2 잔류 응력 평가방법

용접 잔류 응력은 가장 신뢰성이 높고 파괴적인 방법인 절단법을 이용하여 측정하였다. 절단법은 절단 후 용접 잔류 응력이 완화되면서 발생하는 변형률을 측정하는 방법으로 스트레인 게이지 방향과 수직 방향으로 주위 부분을 톱으로 절단하면 스트레인 게이지로부터 얻은 표점거리의 변형률,  $\epsilon$  를 통하여 후크법칙을 적용하여 잔류 응력을 실험적으로 얻는다. 즉, 용접 후 잔류 응력을 측정하고자 하는 영역에 스트레인 게이지를 을 부착하여 절단 시 잔류 응력이 해소되기 때문에 그 이완된 탄성 변형률을 계측하는 방법이다. 하지만 스트레인 게이지를 표면에 부착하기 때문에 표면 잔류 응력만 측정할 수 있다.

본 연구에서는 2축 극저온용 스트레인 게이지를 사용하여 한점에서 두방향( $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ )의 용접잔류 응력을 측정하였다. 스트레인게이지를 활용한 절단 전, 후의 변화량을 측정하여 후크법칙을 적용하여 잔류 응력값으로 환산하였다. Fig. 2.4, Fig. 2.5 와 같이 극저온용 강재와 STS304 파이프 FL 에 스트레인 게이지를 부착 후 톱으로 절단하였다. 스트레인게이지의 중심축은 비드에서 5 mm 떨어진 곳에 위치했다. 스트레

인 게이지의 정보는 Table 2.6 과 같다. FCA-1 로 극저온용 2 축 스트레인 게이지로 게이지 길이는 1 mm, 폭은 0.7 mm 로 페이스 치수는 4.5Φ, 저항은 120Ω 이다.

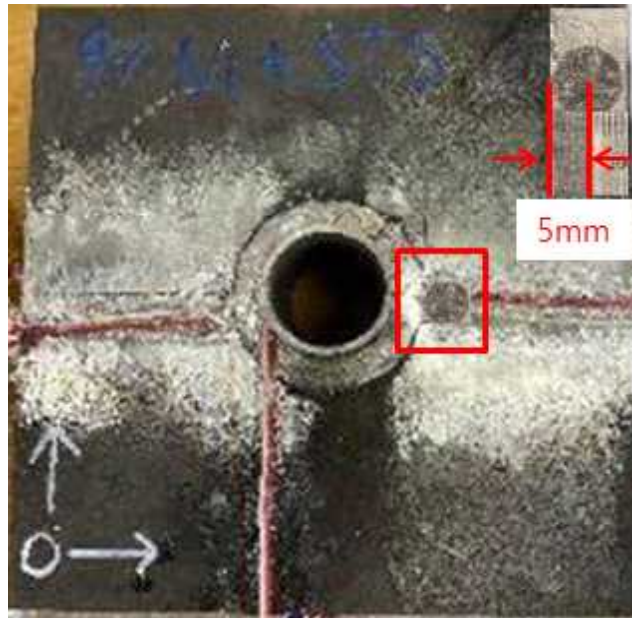



Fig. 2.4 Location of strain gauge attachment



Fig. 2.5 Residual stress measurement after cutting

Table 2.6 Specification of strain gauge.

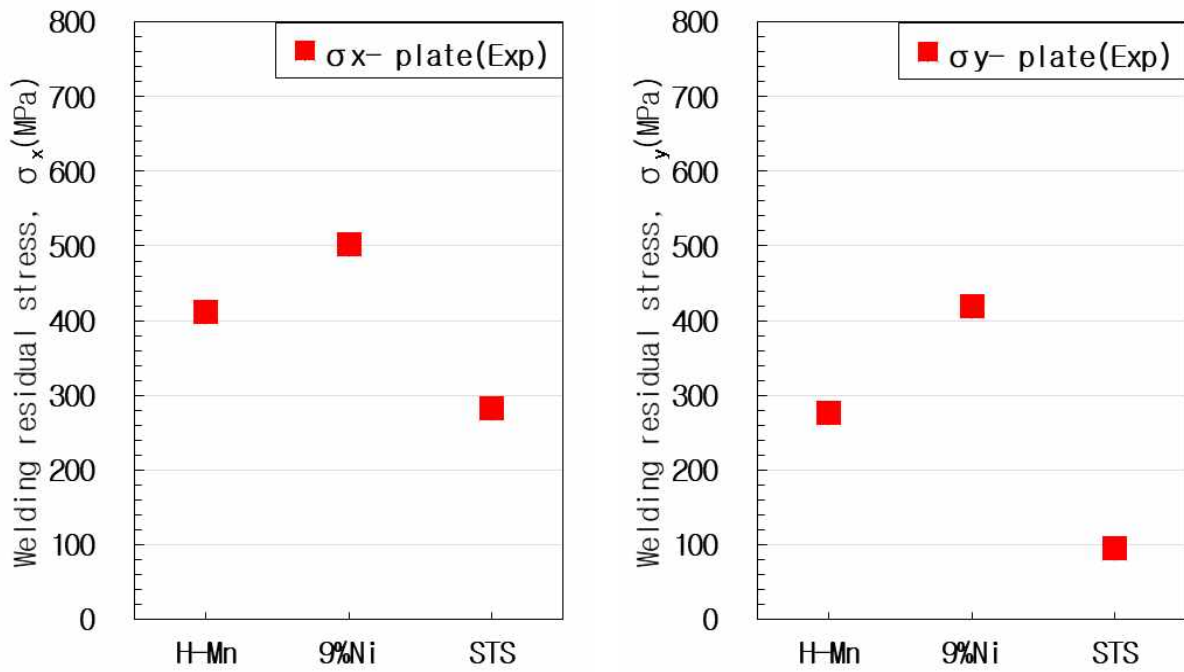
Gauge Pattern	Basic Type	Gauge L	Gauge W	Backing L	Backing W	Resistance
	FCA-1	1 mm	0.7 mm	Φ4.5	Φ4.5	120Ω

### 2.3.3 강종별 용접부 잔류 응력 평가결과

동종 용접의 경우는 소재의 열팽창계수가 같아, 동일한 양으로 수축과 팽창을 하므로 용접부에서의 잔류 응력은 종래와 같은 현상일 것으로 판단되지만, 이재 용접부의 경우는 각 강재의 열팽창계수가 서로 달라 용접열에 의한 수축량과 팽창량 또한 서로 다르기 때문에 잔류 응력의 분포가 동종용접부와 다르게 나타난다. 예를들면, 고 Mn 강과 STS304 의 이재 용접부의 경우도 동일한 온도에서 고 Mn 강의 열팽창계수가 STS304 보다 낮기 때문에 온도 변화에 따른 팽창량이 고 Mn 강이 STS304 에 비하여 작다.

각 용접부 잔류 응력 측정 결과를 Fig. 2.6 에 나타냈다.  $\sigma_x$  는 용접선 즉 원주 방향의 응력을 나타내고,  $\sigma_y$  는 용접선에 직각 방향의 응력을 나타낸다. 일반적으로 용접부에서 발생하는 최대 잔류 응력은 소재가 갖는 항복 응력 정도의 값을 갖게 된다. 본 연구에서 사용한 강재의 항복 응력은 STS304 가 가장 작은 값을 갖고, 고 Mn 강과 9%Ni 강의 순으로 값을 갖고 있다. Fig. 2.6(a) 에는  $\sigma_x$  의 값을 나타냈다. 고 Mn 강은 410 MPa, 9%Ni 강은 502 MPa, STS304 는 282 MPa 로 나타냈다. Fig. 2.6(b)에는  $\sigma_y$  의 값을 나타냈다.  $\sigma_y$  는 고 Mn 강 276 MPa, 9%Ni 강 419 MPa, STS304 95 MPa 로 측정되었다. 종래의 결과와 유사하게 고 Mn 강과 STS304 모두 원주방향에서 항복응력 수준의 큰 인장 응력을 나타냈으며, 용접선의 직각 방향의 응력은 다소 감소된 값을 나타냈다. 9%Ni 강의 경우는 항복 응력이 고 Mn 강 보다 다소 높으므로 다소 높은 응력분포를 나타냈다. 고 Mn 강과 9%Ni 강의 경우는 열팽창계수가 STS304 에 비하여 작으므로

이재 용접 시 크게 영향을 받지 않고 소재의 특성이 그대로 반영된 잔류 응력으로 나타난 것으로 판단된다.



(a) welding residual stress,  $\sigma_x$

(b) welding residual stress,  $\sigma_y$

Fig. 2.6 Welding residual stress on  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  for H-Mn, 9%Ni, and STS

## 2.4 이재 용접부의 열탄소성 해석

### 2.4.1 경계조건 및 재료 물성

이재 용접부 잔류 응력분포 특성 파악을 위한 열탄소성 해석에는 MSC Marc 2018 상용프로그램을 사용하여 3차원 해석을 진행하였다. FEM 해석에 사용한 모델은 Fig. 2.7 과 같은데, Fig. 2.2 에서 나타난 시험편과 동일하게 모델링 하였다. Fig. 2.3 과 같은 개선 각도  $45^\circ$ , 용접은 3Pass 를 실시하였다. Fig. 2.7 의 3차원 해석모델의

경계조건은 강제변형이 발생하지 않도록 X, Y, Z의 단순 지지조건으로 설정하였다. Z 방향의 경계조건은 K 개선으로 상, 하면의 모든 조건이 같으므로 해석의 시간을 줄이기 위해 20 mm 두께의 Plate의 절반으로 symmetric half 모델을 적용하였고 열원 모델은 Goldack 을 사용했다.

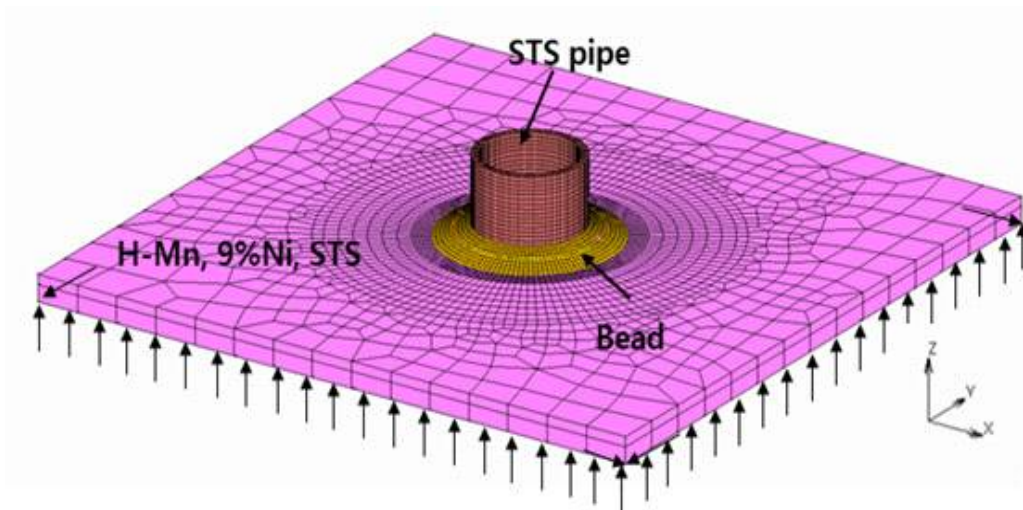
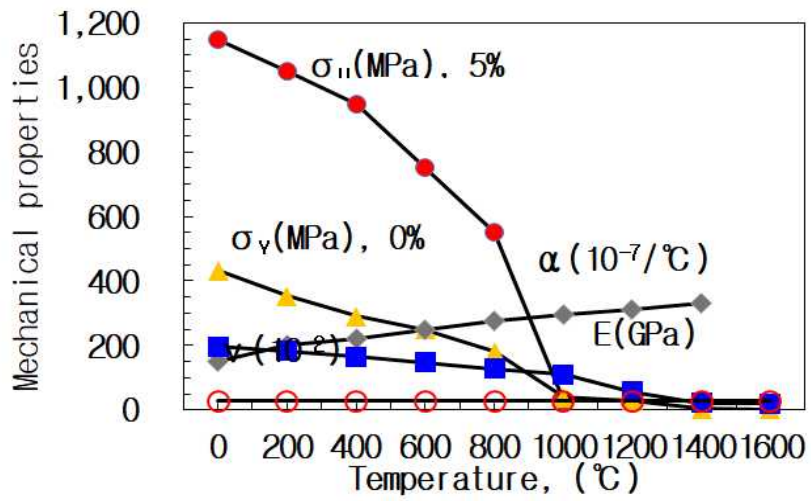
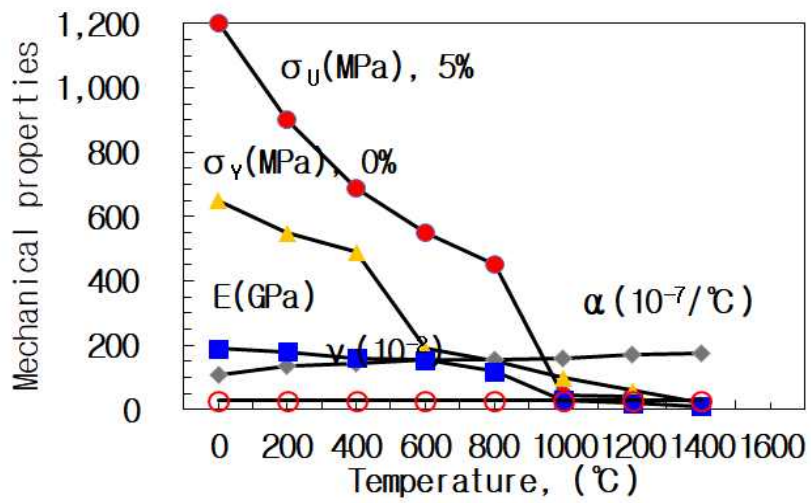


Fig. 2.7 Boundary conditions of FE-analysis model

Fig. 2.8 에는 본 연구에 적용된 3 가지 재료의 온도에 따른 재료물성을 나타냈다. 3 가지 재료에 대한 온도에 따른 항복 응력, 50% 소성 변형 후의 응력, 열팽창계수, 탄성계수, 프아송비와 같은 기계적 성질을 그래프로 나타냈다. 인장강도와 항복 응력의 온도 변화에 따른 영향을 크고, 프아송비는 온도의 변화에 따른 영향이 미미하다.

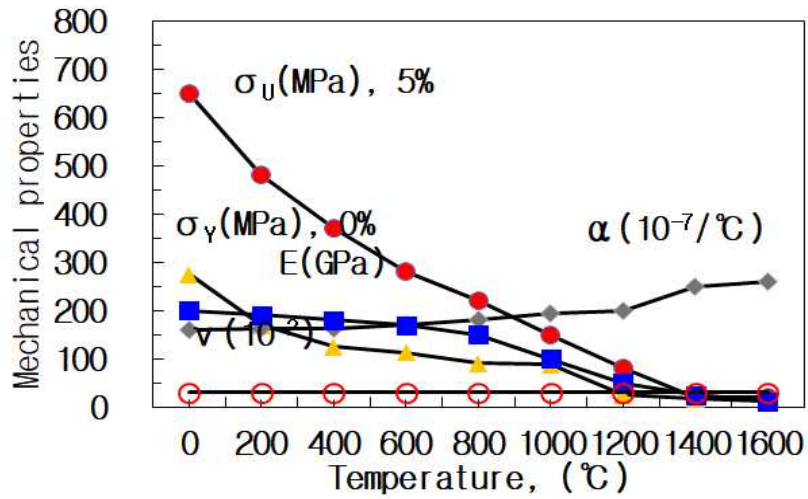


(a) H-Mn material properties



(b) 9%Ni material properties



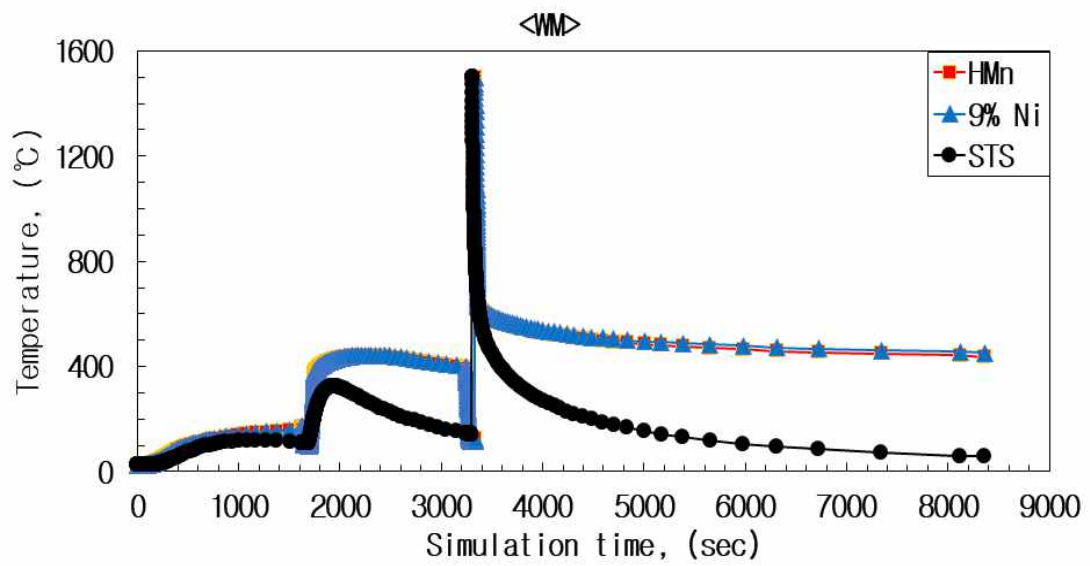


(c) STS material properties

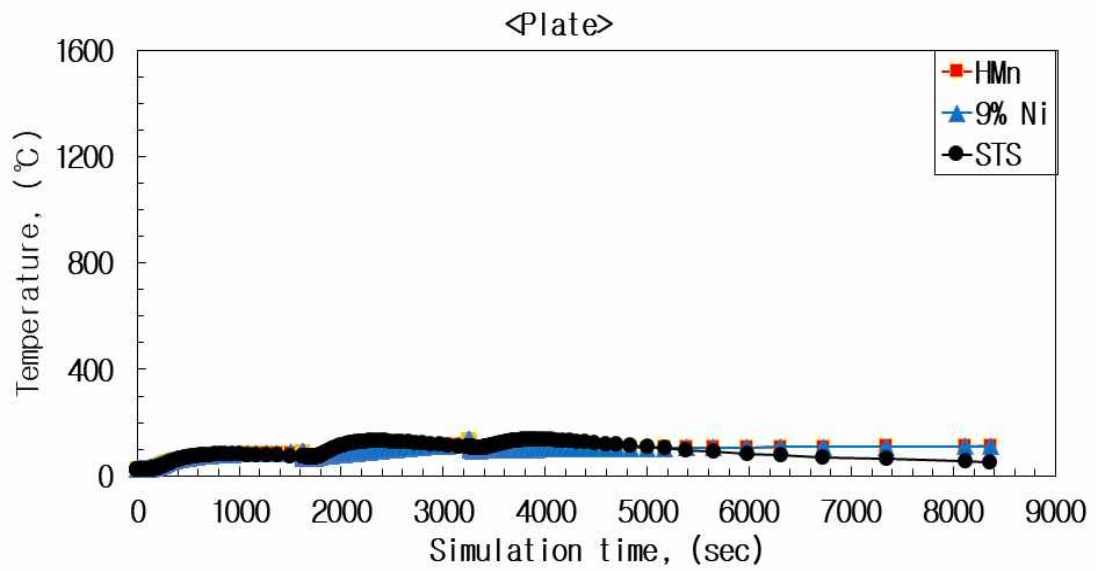
Fig. 2.8 Material properties of H-Mn, 9%Ni, and STS on elevating temperature

### 2.4.2 강종별 온도 및 잔류 응력 분포특성

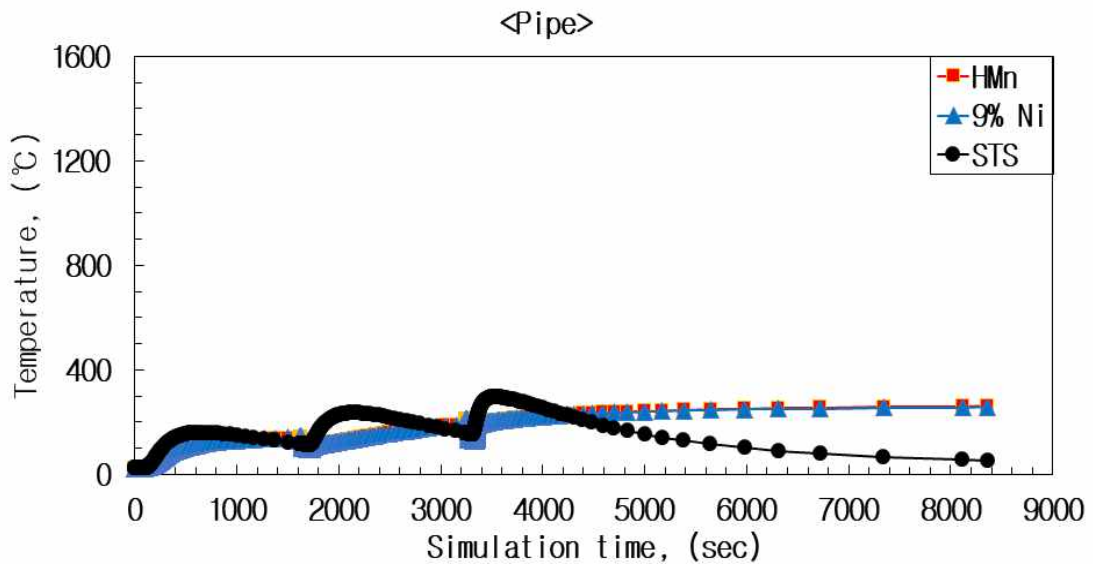
고 Mn 강, 9%Ni 강, STS304 용접 후의 시간에 따른 온도분포를 Fig. 2.9 에 나타냈다. 용접금속, 모재, 파이프의 각 위치에서 시간 변화에 따른 온도분포를 측정하였다. Fig. 2.9(a)는 용접금속, (b)는 모재, (c)는 파이프에서의 온도분포를 나타냈다. 고 Mn 강, 9% Ni 강의 경우는 열팽창계수에 큰 차이가 없어서 용접금속, 모재, 파이프의 최고온도에 도달하는 양상이 거의 비슷하였으며, STS304 의 경우는 최고온도에 도달하는 시간이 다른 2 강종에 비하여 다소 빠르게 도달함을 알 수 있다. 이러한 현상은 열팽창계수의 차이인 것으로 판단된다.



(a) temperature distribution per simulation time after welding at WM



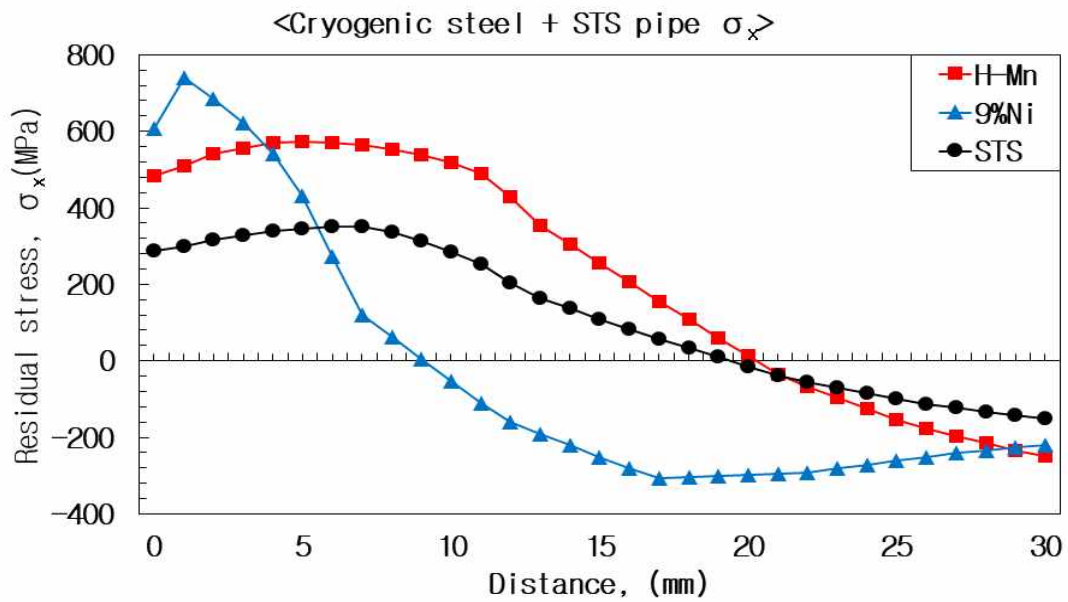
(b) temperature distribution per simulation time after welding at plate



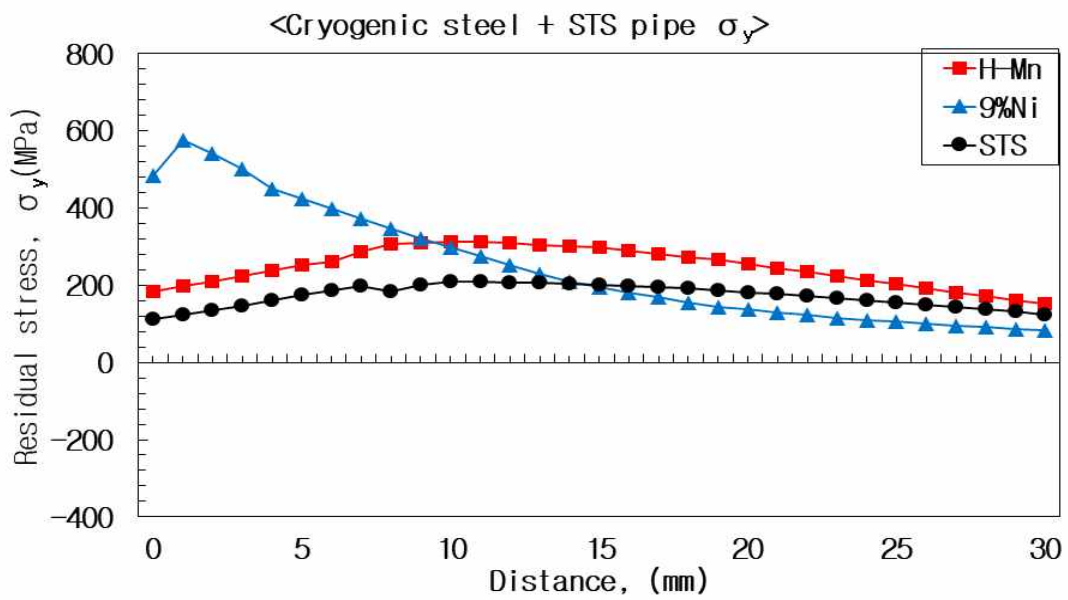
(c) temperature distribution per simulation time after welding at pipe

Fig. 2.9 Temperature distribution per simulation time after welding

잔류 응력 분포를 절단법으로 측정된 것과 같은 위치에서 검토하였다. Fig. 2.10 에는 3강종에 대한 잔류 응력 분포를 나타냈다. Fig. 2.10 에는 용접선 방향( $\sigma_x$ )의 잔류 응력 분포를 나타냈으며, 3강종 모두 F/L 을 포함한 HAZ 에서 항복 응력을 초과하는 큰 인장 잔류 응력이 분포하였다. 고 Mn 강은 484Pa, 9%Ni 강은 603 MPa, STS304 는 288 MPa 의 잔류 응력이 분포하였다. 이재 용접부의 HAZ 근방에서 큰 인장잔류 응력이 분포하지만, 그 영향이 구조물 전체보다 미소한 영역에 분포하고 있으므로 구조 전체의 안전성에는 큰 영향을 미치지 못할 것으로 판단된다. STS304 동종 용접의 경우도 STS304 소재의 항복응력의 초과하는 응력이 분포하고 있다. 이러한 현상으로부터 용접부 HAZ 에 분포하는 큰 인장 잔류 응력은 이재접합이기 때문에 발생하는 현상으로 판단하기는 어렵다. 하지만, 동종 및 이재 용접부에서 국부적이긴 하지만 항복응력을 초과하는 큰 응력이 분포하고 있으므로 용접부의 잔류 응력을 저감시키는 방안 에 관한 연구도 필요할 것으로 판단된다.



(a) cryogenic steels + STS pipe residual stress  $\sigma_x$

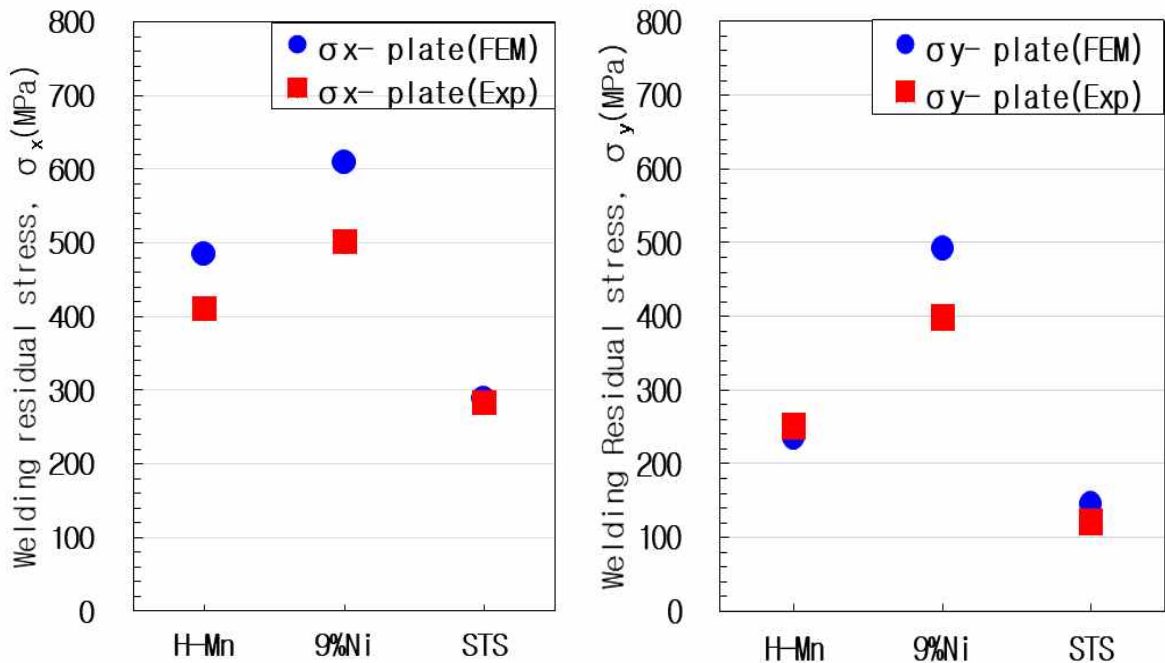


(b) cryogenic steels + STS pipe residual stress  $\sigma_y$

Fig. 2.10 Welding residual stress distribution on  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  from fusion line to 30 mm

## 2.5 고찰

절단법으로 잔류 응력 측정 결과와 FEM 해석을 통해 얻은 용접 잔류 응력 분포를 Fig. 2.11에 나타냈다. (a)는  $\sigma_x$ 의 잔류 응력 분포를 실험값과 해석 값을 함께 나타냈는데, 전체적으로 강종에 상관없이 해석 값이 실험값보다 높게 나타났다. 일반적으로 해석에서는 가정이 많이 포함되어 있어서 실험값보다는 다소 보수적으로 평가되는 경향이 많은데, 본 연구에서 수행한 해석의 결과도 유사한 결과를 나타냈다. 실험 결과와 해석 결과는 잘 일치하는 수준으로 판단된다. 또한, (b)에는  $\sigma_y$ 의 잔류 응력 분포를 나타냈다. 고 Mn 강과 STS304의 경우는 실험값과 해석 값이 잘 일치하였으나, 9%Ni 강의 경우는 해석 값이 실험값보다 다소 높게 나타났다. 이것은 실험에서 측정된 위치와 해석에서의 위치가 다소 다를 수 있기 때문으로 판단된다. 스트레인 게이지의 부착 시 발생한 위치에 대한 오차로 생각된다.



(a) comparison  $\sigma_x$  of FEM, Exp result (b) comparison  $\sigma_y$  of FEM, Exp result

Fig. 2.11 Welding residual stress on  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  analyzed by FEM and Exp

## 2.6 요약

본 장에서 새로 개발된 극저온용 강재인 고 Mn 강과 현재 사용 중인 극저온용 강재인 9%Ni 강과 STS304 를 실제 시험편을 제작하여 이재 용접부에 잔류 응력의 정량적인 값을 도출하기 위한 파괴적인 방법인 절단법을 이용한 실험적 분석과 MSC Marc 상용 해석 프로그램을 이용한 해석적 분석을 진행하였다.

- (1) 절단법을 이용하여 극저온용 강재와 STS304 Pipe 의 이재 용접부의 용접 후 잔류 응력을 측정된 결과  $\sigma_x$  는 고 Mn 강은 410 MPa, 9%Ni 강은 502 MPa, STS304 는 282 MPa  $\sigma_y$  는 고 Mn 강은 276 MPa, 9% Ni 강은 419 MPa, STS304 는 95 MPa 로 측정되었다. 고 Mn 강과 STS304 모두 원주 방향에서 항복 응력 수준의 큰 인장 응력을 나타냈으며, 용접 선의 직각 방향의 응력은 다소 감소한 값을 나타냈다. 9%Ni 강의 경우는 항복 응력이 고 Mn 강 보다 다소 높아서 다소 높은 응력분포를 나타냈다. 고 Mn 강과 9%Ni 강의 경우는 열팽창계수가 STS304 에 비하여 작아서 이재 용접 시 크게 영향을 받지 않고 소재의 특성이 그대로 반영되어 잔류 응력으로 나타난 것으로 판단된다.
- (2) FEM 해석 결과  $\sigma_x$  는 고 Mn 강은 484 MPa, 9%Ni 강은 608 MPa, STS304 는 288 MPa 의  $\sigma_y$  는 고 Mn 강은 210 MPa, 9% Ni 강은 484 MPa, STS304 는 122 MPa 로 잔류 응력이 분포하였다.
- (3) 실험적, 해석적 분석결과를 비교해보면 실험 결과는 각 강재의 항복 응력을 초과하는 큰 응력이지만 용접부 HAZ 에 국부적으로 발생하는 구간이기 때문에 구조 전체의 안정성에는 큰 영향을 미치지 못할 것으로 판단된다.

## 제 3 장 극저온용강재 이재 용접부 열사이클 변화에 따른 파괴 안전성 평가

### 3.1 서언

전장에서는 극저온용 강재 이재 용접부의 잔류 응력 분포특성을 검토하였다. 본 연구의 대상 모델인 LNG 저장 탱크는 액상 상태로 존재하는 경우  $-163^{\circ}\text{C}$ 의 극저온의 고압 상태로 저장되며, 탱크에 저장된 LNG의 양에 따라서 저장 탱크 내부의 온도는 변화하게 된다. 일반적으로 LNG의 하역은 탱크 내의 LNG를 100% 하역하지 않고 약 80% 정도만 하역하게 된다. 탱크 내의 온도를 상온에서 저온으로 만드는데 많은 시간이 필요하고, 탱크의 온도 변화에 의한 팽창과 수축에 의한 손상으로부터 구조 안전성을 확보하기 위함이다. 상온에서 극저온으로 탱크 전체를 만들게 되면 온도 차에 의해서 수축이 심하게 발생하게 되어서 탱크의 안전성 확보에 어려움이 있으므로, 저장 탱크 내에 보통 20% 정도의 LNG를 남기게 되는데, 이때의 저장 탱크 내 온도가 약  $-110^{\circ}\text{C}$  정도로 알려져 있다. 하지만, 이처럼  $-165^{\circ}\text{C}$ 에서  $-110^{\circ}\text{C}$ 의 반복에 의해서 탱크는 온도의 변화에 따른 수축과 팽창으로 응력이 변화하게 되며, 특히 용접부의 경우는 용접 시 발생한 잔류 응력이 온도 차에 의해서 응력이 중첩되어 응력의 변화 발생 가능성이 있다. 따라서, LNG의 상, 하역과정에서 충분한 안전성의 확보가 필요하다. 또한, 본 연구에서 사용한 극저온용 고 Mn 강으로 제작된 탱크와 연결되는 각종 파이프의 재질은 STS304이다. 이러한 이재 용접부의 경우는 서로 다른 열팽창계수를 갖기 때문에 수축과 팽창이 두 강종에서 다르게 되므로 온도에 따른 열응력에 차이가 발생할 가능성이 크다.

본 장에서는 극저온용 강재 이재 용접부의 열 사이클 변화에 따른 응력변화를 모사한 실험적 검토와 해석적 검토하였다. 실험수행의 제한성 때문에 실험에서는 상온과  $-165^{\circ}\text{C}$ 의 반복을 4회 수행하여 실험적으로 이재 용접부의 응력변화를 검토하였다. 한편, LNG 저장 탱크의 수명 동안 발생 가능한 하역과정을 묘사하기 위하여 FEM 해석을

수행하였다. 먼저, FEM 해석의 신뢰성 확보를 위하여 실험에서 확보된 4 회 반복 실험 결과와 FEM 해석 결과를 비교하여 FEM 해석 시스템을 구축하였으며, 실제 구조물에서 발생 가능한 LNG 의 하역과정을 묘사하여 이제 용접부에서 발생하는 응력의 변화를 검토하였다.

## 3.2 이재 용접부 열 사이클 변화특성의 실험적 검토

### 3.2.1 실험방법

본 연구에 사용된 강재는 극저온용 재료로 고 Mn 강, 9%Ni 강, STS304 이며, 상온 (25℃) 및 극저온(-165℃) 환경에서 기계적 성질은 Table 2.2 와 같다. 각 용접재료의 기계적 성질도 Table 2.5 과 같으며, 극저온 환경에서 모든 강도가 상승하는 일반적인 현상과 같게 나타났으며, 고 Mn 강, 9%Ni 강의 극저온에서의 강도 상승 폭보다 STS304 의 상승 폭이 좀 더 높게 나타났다.

온도 변화 실험은 Fig 3.1 과 같이 3 강종의 시험편에 대하여 극저온용 냉각 챔버를 활용하여 실제 LNG 의 하역과정을 묘사하는 실험을 하였다. 실험 중 온도의 변화를 기록하기 위하여 동적 데이터 로거를 사용하였고, 극저온용 스트레인 게이지를 시험편의 모재, HAZ, WM, 파이프에 부착하여 온도의 변화에 따른 변형률(Strain)을 관찰하였다. 실험은 상온에서 시작하여 -165℃까지 변화시켰으며, 다시 공기 중에서 상온까지 상승시켰다. 이러한 과정을 4 회 반복 실험을 시행하였다.





Fig. 3.1 Cooling chamber for specimen experiment

이중 용접부의 온도 변화에 따른 응력 변화는 극저온용 스트레인 게이지를 사용하여 측정하였고, 상온으로 온도를 상승시킨 후, 3 Cycle까지는 챔버 안에서 상온으로 상승시켰으며, 마지막 사이클인 4 Cycle에서는 공기 중에서 상온으로 상승시켰다. 4 Cycle 동안 시각에 따른 온도 변화량은 Fig 3.2와 같이 첫 사이클에서는 0.92°C/min의 속도로 냉각시킨 후, 0.81°C/min 속도로 상승시켰다. 두 번째 사이클에서는 1.36°C/min의 속도로 냉각시킨 후, 0.60°C/min 속도로 상승시켰고, 세 번째 사이클에서는 1.02°C/min의 속도로 냉각시킨 후, 1.06°C/min 속도로 상승시켰으며, 마지막 사이클에서는 1.35°C/min의 속도로 냉각시킨 후, 0.833°C/min 속도로 비교적 서서히 상승시켰다. 4 사이클 동안의 평균 Cooling rate는 1.16°C/min이었으며, Heating rate는 0.70°C/min 정도였다. 이 냉각 조건은 실제 LNG 탱크 검사 시 기준보다 더 극한의 조건으로 실험을 하였다.

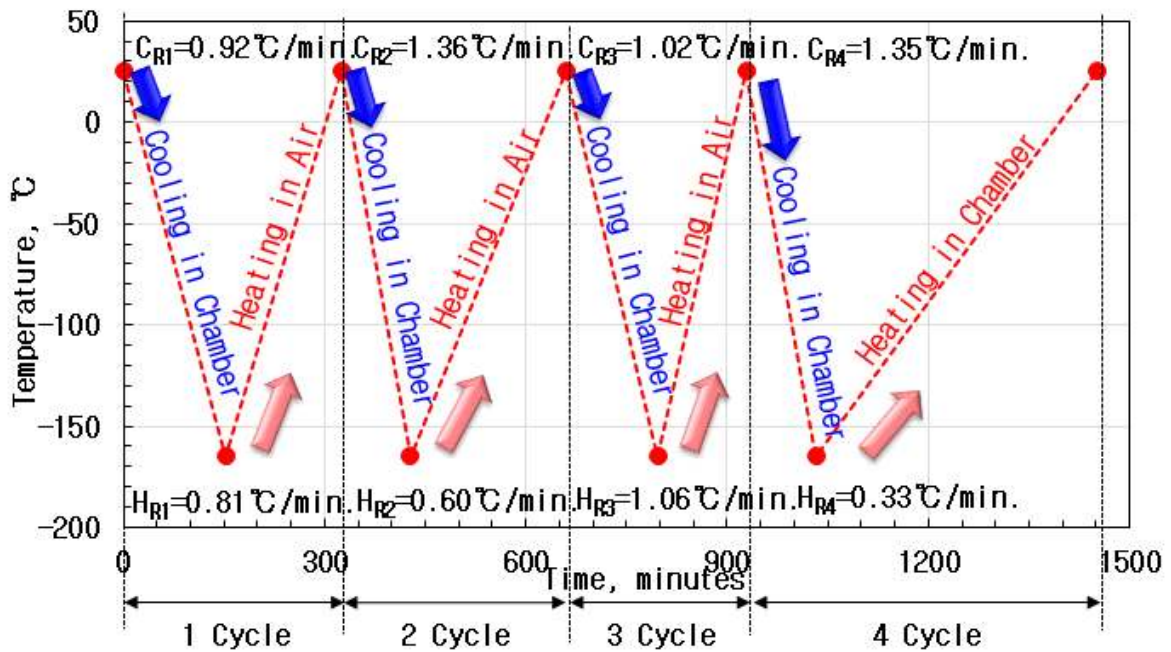
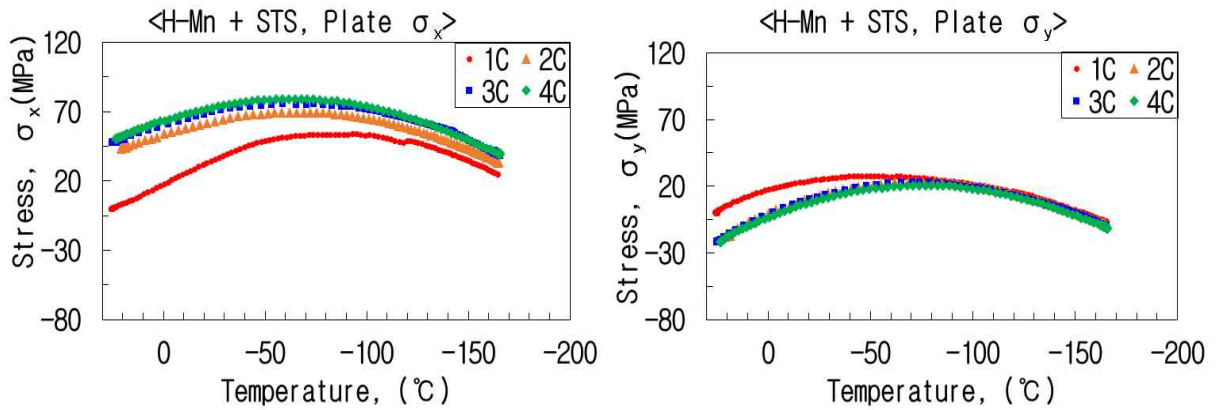


Fig 3.2 Heating and cooling rate on each cycle

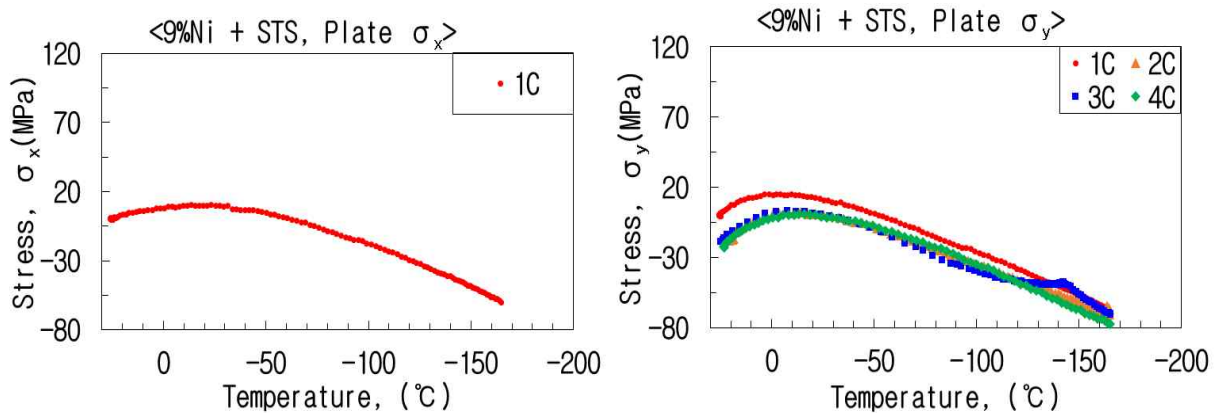
### 3.2.2 극저온용 강재 이재 용접부의 응력분포 특성

Fig. 2.4 와 같이 HAZ 부에 부착한 스트레인 게이지로 확인한 온도 변화에 따른 응력 변화를 Fig 3.3 에는 각 사이클 별로 나타냈다. Fig. 3.3(a)에는 고 Mn 강의 4 사이클 동안의 용접선 방향  $\sigma_x$  와 직각 방향  $\sigma_y$  의 응력분포를 나타냈다. 일반적으로 온도의 저하와 함께 전체적인 수축 때문에 압축응력이 분포하지만, 약  $-70^{\circ}\text{C}$ 까지 인장 응력이 상승하고  $-165^{\circ}\text{C}$ 까지 전체적으로 인장 응력이 분포하였다. 시험편 전 영역에 대하여 온도가 균일하게 저하하지만, 열팽창계수가 고 Mn 강 보다 큰 STS304 파이프의 영향으로 수축량의 차이에 따라서 고 Mn 강에는 인장 응력이 분포하고, 극저온 환경에서는 인장 응력의 값이 다소 감소하였다. 또한, 9%Ni 강은 스트레인 게이지가 탈락하여 x 방향 응력은 1 회만 측정하였지만  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  모두  $-25^{\circ}\text{C}$ 까지 Plate 의 응력 분포가 냉각 중임에도 불구하고 크지는 않지만, 인장이 일어나다 감소하는 분포를 보인다. STS304 파이프의 열팽창계수가 크기 때문에 초기 인장 응력이 분포하고, 이후

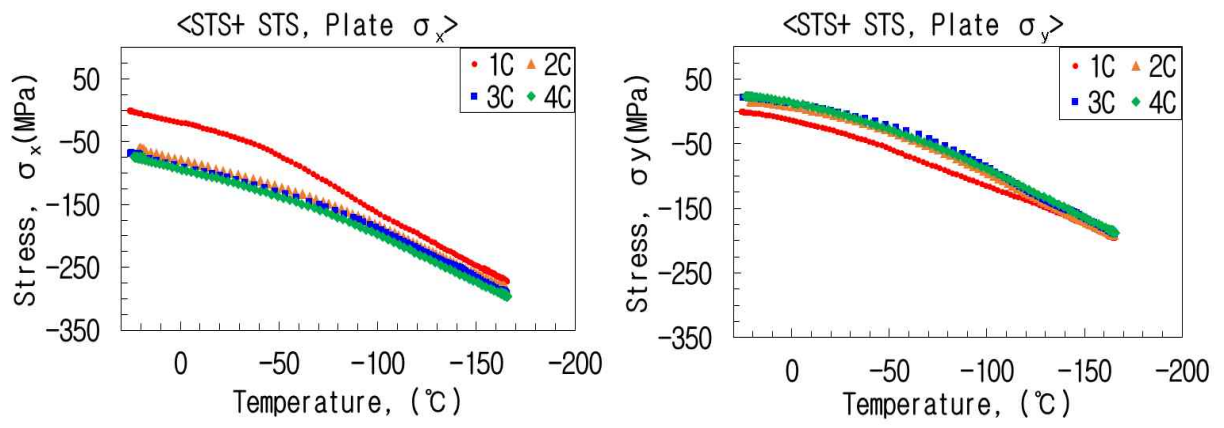
인장 응력이 감소하였다. 열팽창계수는 9%Ni 강이 고 Mn 강보다 조금 크기 때문에 응력의 고점이 변화된다. STS304의 경우 9%Ni 강, 고 Mn 강보다 온도에 따른 열팽창계수가 크기 때문에 수축하는 STS 파이프와 용접부는 더 큰 변화가 나타났다.  $\sigma_y$ 는 그림 Fig. 3.3을 보면  $\sigma_x$ 와 비슷한 거동을 보인다.



(a) stress distribution for temperature condition of H-Mn



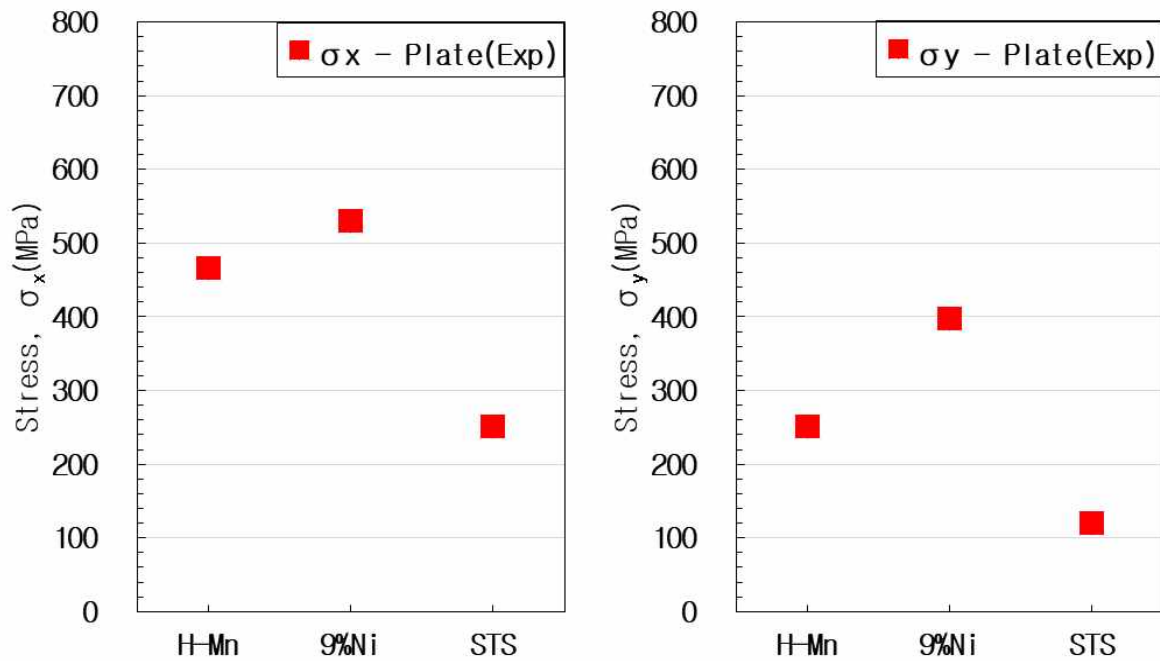
(b) stress distribution for temperature condition of 9%Ni



(c) stress distribution for temperature condition of STS

Fig. 3.3 Stress distribution for temperature condition of H-Mn, 9%Ni and STS

온도 변화 4 Cycles 후 상온에서의 강종별 응력분포는 Fig. 3.4 와 같다. Fig. 3.4 (a)에는  $\sigma_x$  값을 나타냈다. 고 Mn 강은 466 MPa, STS304 는 250 MPa 로 나타냈다. 9%Ni 강의 경우 1Cycle 후 530 MPa 이 나왔다.  $\sigma_x$  는 용접 후 잔류 응력에서 확인한 결과보다 고 Mn 강은 50 MPa 정도 증가하였고 STS 강은 30 MPa 감소하였다. Fig. 3.4 (b)에는  $\sigma_y$  값을 나타냈다. 고 Mn 강은 250 MPa, 9% Ni 강은 398 MPa, STS304 는 120 MPa 로 나타냈다.  $\sigma_y$  또한 고 Mn 강은 20 MPa 감소하였고 9% Ni 강은 20 MPa 감소하였고 STS304 는 25 MPa 증가하였다. 각 소재의 특성에 따라 응력이 증가 및 감소하였다. 하지만 그 범위가  $\pm 100$  MPa 이내의 변화로 크지 않았다. 이 결과로 보면 온도 변화에 따른 응력 변화는 크지 않은 것으로 볼 수 있다.



(a)  $\sigma_x$  after cooling cycles                      (b)  $\sigma_y$  after cooling cycles

Fig. 3.4 Stress after cooling cycles of cryogenic materials

### 3.3 이재 용접부 열사이클 변화특성의 해석적 검토

#### 3.3.1 해석조건

시험편의 해석에 사용한 경계조건은 용접 후 잔류 응력 측정 시 사용한 경계조건인 Fig. 2.7 과 같다. 해석에 사용한 강재의 기계적 성질은 Table 3.1 과 같다. 용접부의 항복강도, 인장강도는 실험에 사용한 Table 2.5 용접재료의 기계적 특성을 기초로 만들었다. 고 Mn 강, 9%Ni 강의 용접부의 강도는 모재의 강도에 비교하여 다소 낮은 항복강도를 갖고 있도록 언더매칭 하였고, STS304 는 오버매칭이 되도록 하였다.

Table 3.1 Mechanical properties of cryogenic materials analyzed by FEM.

Materials	Yield Strength [MPa]		Tensile Strength [MPa]		Elastic Modulus [GPa]		Thermal expansion Coefficient [ $10^{-6}$ m/(m°C)]		Poisson's Ratio
	25°C	-165°C	25°C	-165°C	25°C	-165°C	25°C	-165°C	
H-Mn	432	773	876	1313	175	186	9	5	0.27
H-Mn Weld	400	716	812	1216	175	186	9	5	0.27
9%Ni	714	928	820	1042	195	205	14	8	0.29
9%Ni Weld	448	528	820	1042	195	205	14	8	0.29
SUS304	275	432	668	1527	201	214	16	12.5	0.3
SUS304 Weld	320	502	570	1302	370	214	16	12.5	0.3

고 Mn 강, 9% Ni 강, STS304 의 온도에 따른 열팽창계수는 Fig. 3.5 와 같다. 열팽창계수는 낮을수록 온도 변화에 따른 변화량이 적다. 극저온용 강재의 온도에 따른 열팽창계수는 상온(25°C)에서는 Al 이 제일 높고 STS304, 9%Ni 강, 고 Mn 강 순으로 나타났다. 온도에 따른 열팽창계수는 Al 강을 제외한 모든 극저온용 강재는 크지 않지만, 온도 영향에 받아 증가한다.

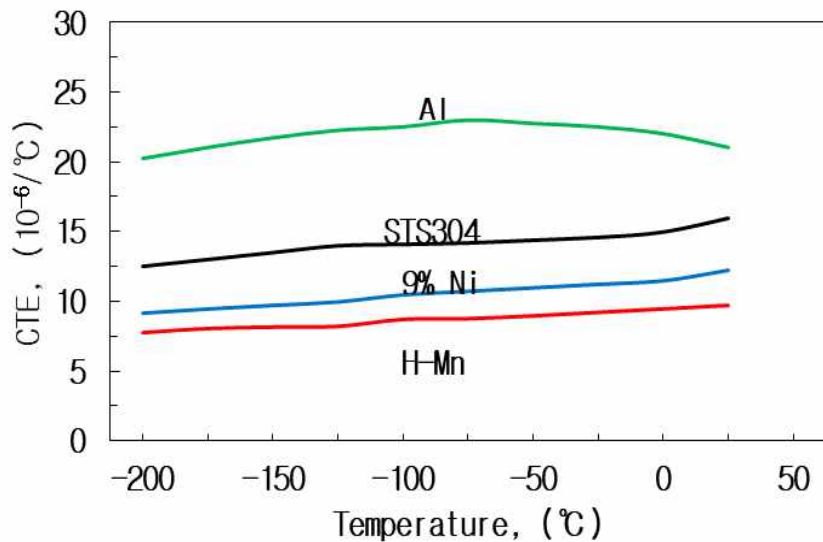
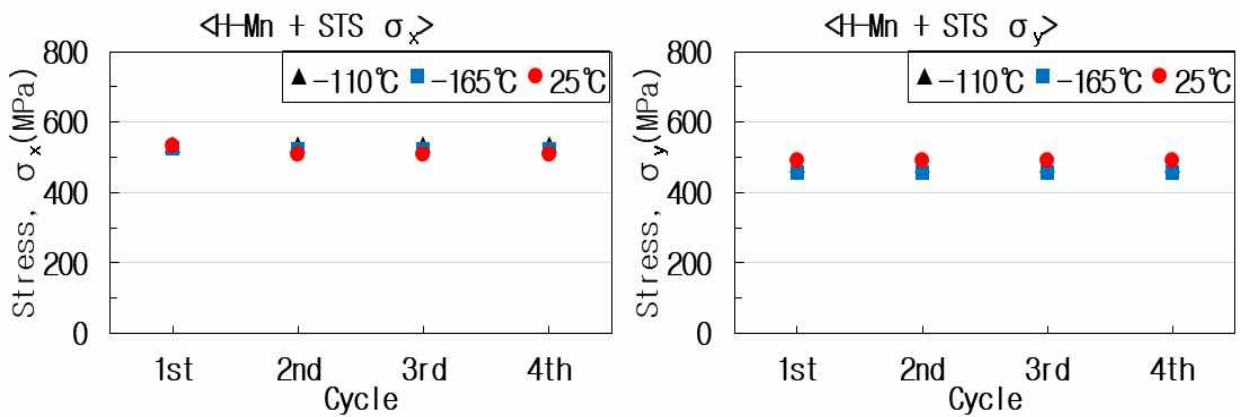


Fig. 3.5 Coefficient of thermal expansion distribution on temperature of H-Mn, 9%Ni, STS, Al

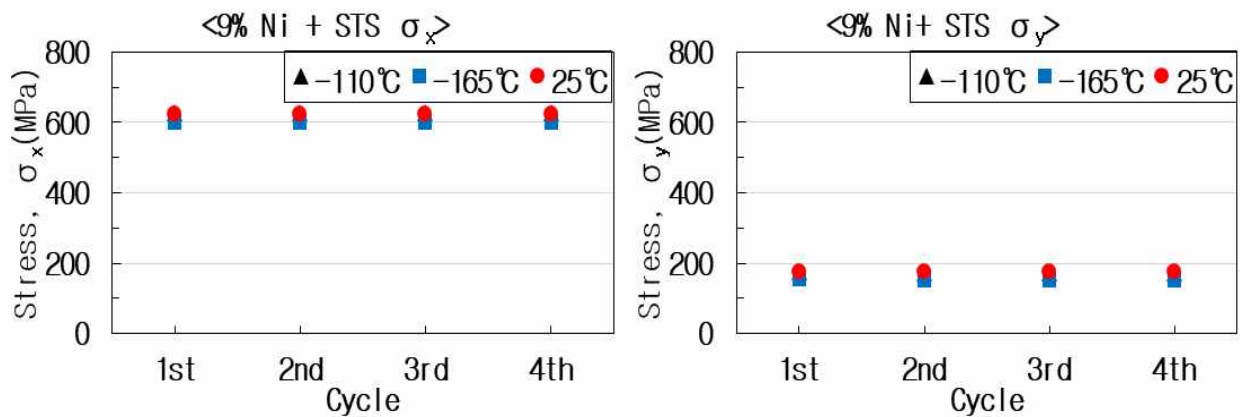
해석 온도 변화조건은 실제 실험조건 Fig. 3.2 같은 냉각속도는 1.16°C/min, 상온으로 돌아오는 속도는 0.70°C/min으로 반영하였다.

### 3.3.2 강종별 용접부에 분포하는 응력평가

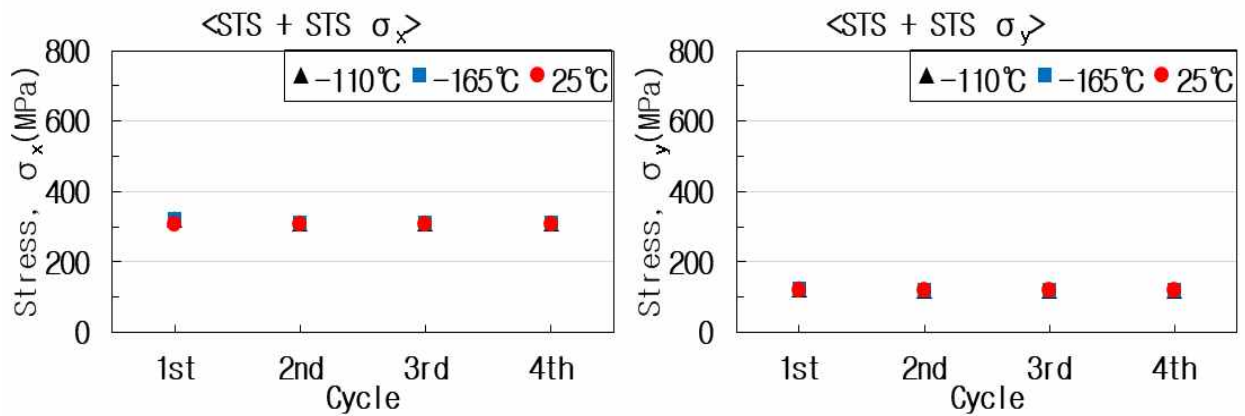
강종별 온도 변화에 따른 응력의 변화는 Fig. 3.6과 같다. 25°C에서  $\sigma_x$ 는 고 Mn 강은 열 사이클 변화 1회 진행 후 532 MPa에서 2회 508 MPa로 변했다. 9%Ni 강은 625 MPa로, STS304는 323 MPa로 측정되었고 그 결과 열 사이클 변화 동안 응력의 변화는 미미했다.  $\sigma_y$ 의 경우도 열 사이클 변화 시행 후 고 Mn 강은 220 MPa, 9%Ni 강 491 MPa, STS304는 323 MPa 결과 측정되었다.  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  응력의 변화는 미미하다. 열사이클 진행에 따른 응력변화는 열팽창계수의 차이로 발생한다. 구조물 전체적으로 미소한 영역에 응력이 크게 나타나지만, 안전성에는 영향이 적을 것으로 판단된다.



(a) stress behavior in FEM analysis of H-Mn on cooling cycle



(b) stress behavior in FEM analysis of 9%Ni on cooling cycle



(c) stress behavior in FEM analysis of STS on cooling cycle

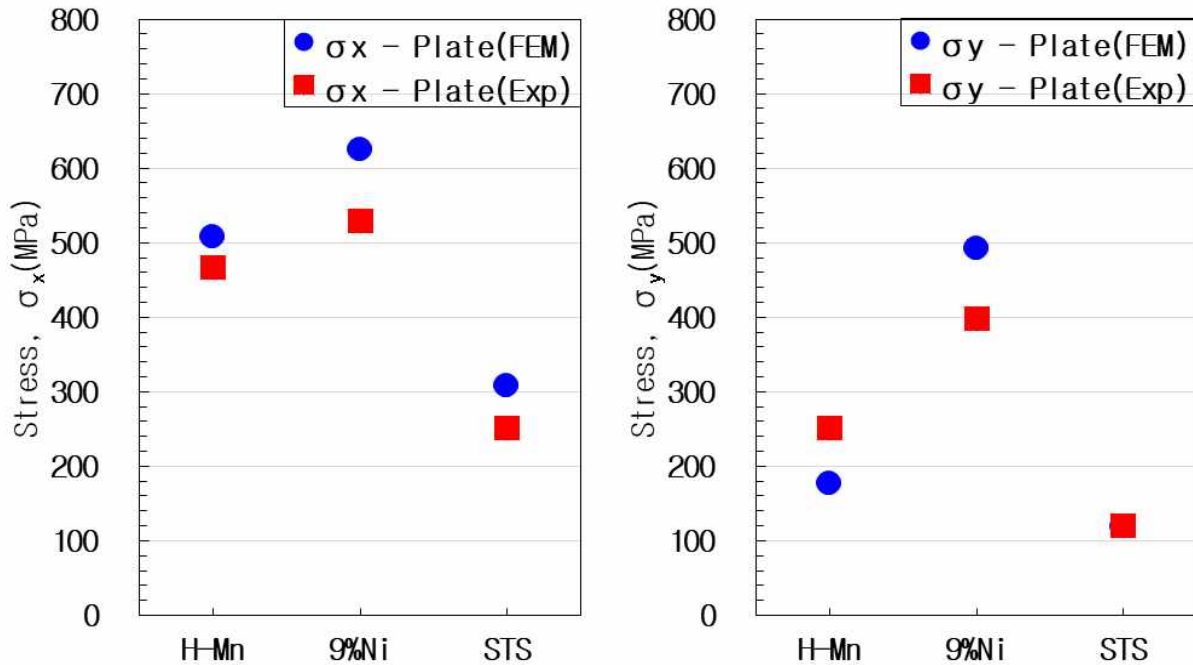
Fig. 3.6 Stress behavior on cooling cycle of cryogenic materials

### 3.4 고찰

Fig. 3.7(a)에서 보면 온도 변화 후 응력 값은 시험편으로 실험한 결과 고 Mn 강은 466 MPa, 9%Ni 강은 530 MPa(1Cycle 후), STS304는 250 MPa 이였고 FEM 해석 결과 고 Mn 강은 508 MPa, 9%Ni 강은 625 MPa, STS304는 307 MPa 로 측정되었다. Fig. 3.7(b)에서 보면 실험 결과 고 Mn 강은 250 MPa, 9%Ni 강은 398 MPa, STS304는 120 MPa 이였고 FEM 해석 결과 고 Mn 강은 177 MPa, 9%Ni 강은 491 MPa STS304는 118 MPa 이다. 강종에



상관없이 해석 값이 실험값보다 2장과 동일하게 값이 대부분 높게 측정됐다. 실험 결과와 해석 결과는  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ 의 값은  $\pm 100$  MPa 이라도 잘 일치하는 수준으로 판단된다.

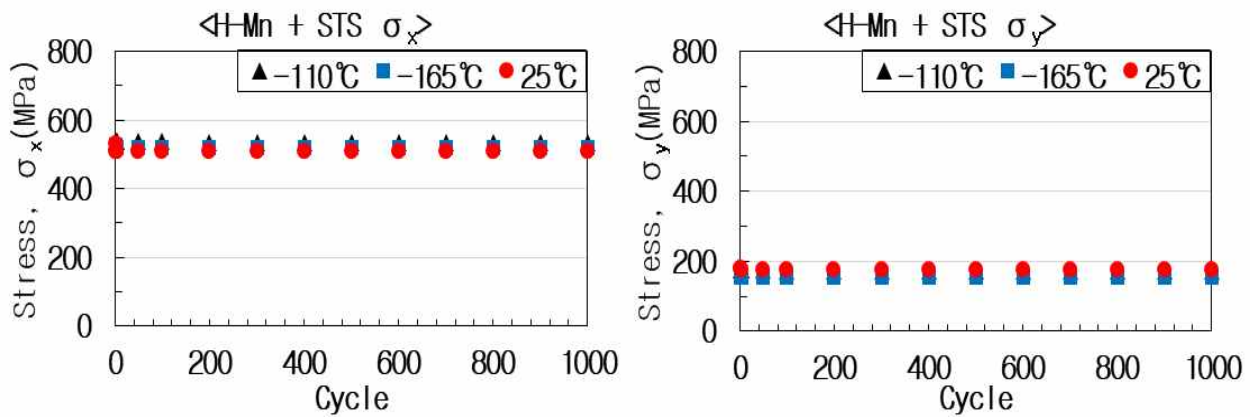


(a)  $\sigma_x$  after cooling cycles analyzed by FEM, Exp

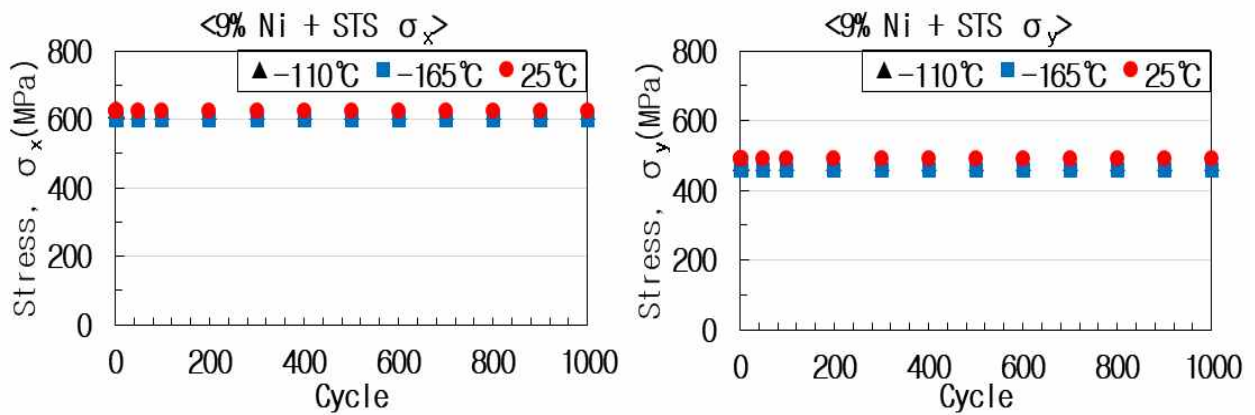
(b)  $\sigma_y$  after cooling cycles analyzed by FEM, Exp

Fig. 3.7 Stress after cooling cycles analyzed by FEM and Exp

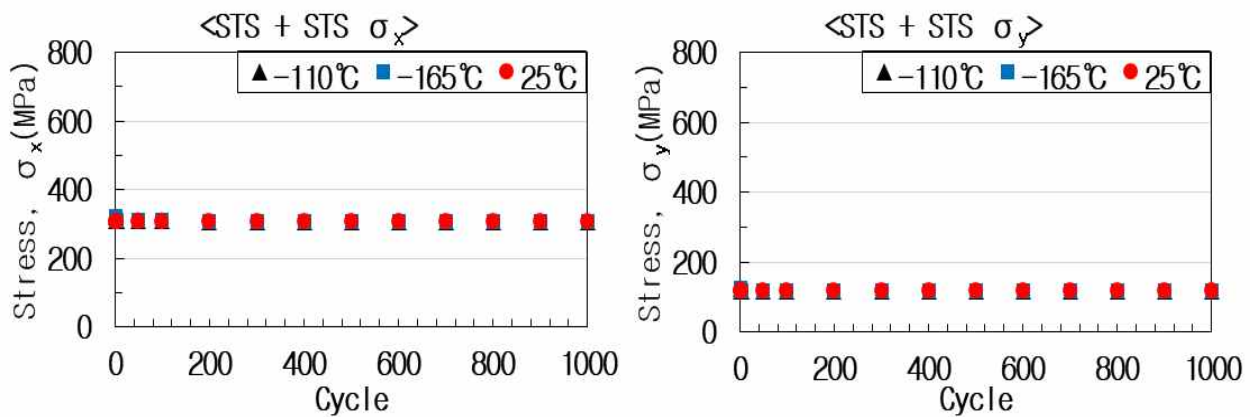
이 결과를 바탕으로 그래서 이 FEM 해석은 신뢰도가 있다고 판단, 같은 조건으로 FEM 해석 열사이클변화 1000 회의 온도 변화에 따른 응력의 변화를 Fig. 3.8 과 같이 결과가 나왔다. 50 회, 100 회 값도 큰 변화가 있는 것이 아닌 소수점 이하의 값으로 변화가 나와 온도 변화 2 회 이후 안정된 응력의 변화가 있다. 이 범위는 앞서 1 회 때와 같게  $\pm 100$  MPa 이내로 변화하기 때문에 응력의 변화에 따른 구조물에 주는 영향 또한 미미할 것으로 판단된다. STS의 경우 동종의 용접 후 응력의 거동을 측정 한 결과이기 때문에 열팽창계수는 같아 온도 변화에 따른 응력 거동은 크지 않는다.



(a) stress behavior after 1000 cooling cycle of H-Mn



(b) stress behavior after 1000 cooling cycle of 9%Ni



(c) stress behavior after 1000 cooling cycle of STS

Fig. 3.8 Stress behavior after 1000 cooling cycle of cryogenic steel

### 3.5 요약

본 장에서 극저온용 재료로 고 Mn 강, 9%Ni 강과 STS304 를 사용하여 상온 및 극저온 환경에서 실제 시험편에 온도 변화를 주어 응력의 거동을 Cooling Chamber 를 이용한 실험적 검토, MSC Marc 프로그램을 이용한 해석적 검토를 하였다.

- (1) 온도에 따른 응력변화를 실험적 검토로 확인한 결과 절단법을 이용하여 극저온용 강재와 STS304 Pipe 의 이재 용접부의 용접 후 잔류 응력을 측정된 결과에서 보면 온도 변화 4 회 후 X 방향 응력 값은 시험편으로 실험한 결과 고 Mn 강은 466 MPa, STS304 는 250 MPa, 9%Ni 강은 1 회 이후 530 MPa 이었다. 초기 잔류 응력과 비교해보면 50 MPa 범위 내에서 변화가 나타났다.
- (2) MSC Marcs 프로그램을 이용한 FEM 해석 결과 고 Mn 강은 508 MPa, 9%Ni 강은 625 MPa, STS304 는 307 MPa 로 측정되었다. 초기 잔류 응력과 비교해보면 50 MPa 범위에서 변화가 생겼다.
- (3) 온도에 따른 응력변화를 실험적 해석적 검토 결과를 비교해보면 전체적으로 해석 값이 실험값보다 대부분 높게 나왔다. 2 장과 같은 추세를 보이고 결과도 신뢰할 수 있다고 판단된다. 해석적 검토에 사용한 같은 조건으로 1000 회 온도 변화를 진행결과 Fig. 3.8 과 같이 2 회 온도 변화 이후로 응력의 변화는 크게 생기지 않는 것으로 볼 수 있다. 온도 변화에 따라 생기는 응력 거동은 있으나 50 MPa 이내의 범위로 생기며 이는 안정성에 큰 영향을 미치지 않는 것으로 보인다.

## 제 4 장 극저온용 LNG 저장 탱크의 용접부 신뢰성 평가

### 4.1 서언

2 장과 3 장에서 실제 LNG 저장탱크 제작 시 사용되는 강재 두께와 파이프를 적용하여 시험편 크기로 극저온용 강재인 고 Mn 강, 9%Ni 강, STS304 를 용접 후 구조물의 불안전 파괴 성능에 영향을 미치는 잔류 응력 분포와 온도 차, 열 사이클 변화에 따른 응력 변화를 실험적 및 해석적 검토를 통해 확인하였다. 시험편 크기의 작은 시험편을 통하여 얻은 거동은 실선에 탑재된 LNG 저장탱크의 거동과 차이가 있을 가능성이 크기 때문에 실제 구조물에서 나타나는 현상에 대한 검토가 필요하다. 시험편의 경우는 제한된 사이즈로 실구조물과 구속조건에 차이가 있을 수 있다. 하지만, 실제의 LNG 저장 탱크 사이즈로 실험을 수행시 많은 비용과 시간이 필요하며, 현실적으로 실험할 수 없어서 전장에서 구축한 FEM 해석 시스템을 활용하여 실구조물에 대한 해석적 검토를 수행하였다. 실험적 검토를 기반으로 구축한 FEM 해석 시스템을 활용하여, 실제 LNG 저장 탱크 구조물에 대하여 해석으로 상세한 검토를 수행하였다.

본 장에서는 극저온용 강재와 연결된 STS 파이프의 이제 용접부에서 발생하는 잔류 응력 분포와 LNG 상, 하역과정에서 발생하는 응력변화를 열 탄소성 해석을 통하여 검토하여 신뢰성 평가를 수행하였다.

### 4.2 해석모델 및 해석조건

본 연구에 사용한 해석 모델은 실제 선박에 적용되는 C-Type LNG 탱크를 선정하였다. 본 해석에 사용한 LNG 탱크의 모델을 Fig. 4.1 에 도식화했다. 실제 탱크의 크기는 길이 8,500 mm, 폭 2,800 mm, 높이 2,800 mm 의 사이즈 9,700m<sup>3</sup> 이며, 실제 C-type LNG 저장 탱크에는 Vapor return 라인, Liquid return 라인, Spray 와 같은 여러 종류의 파이프가 설치되며, 이 파이프들은 LNG 저장 탱크에 직접 접합되어 있어서 LNG 가 저장 탱크로 들어가고 나가게 되므로 상온(25℃)과 극저온(-165℃)으로 바뀌는 환경에

노출되어 있다. 온도의 변화가 급격하게 발생함과 함께 이종재의 열팽창계수의 차이에 따라서 팽창되는 양이 서로 달라서 구속 효과를 발생시켜 큰 응력을 발생시킬 가능성이 큰 접합부이다.

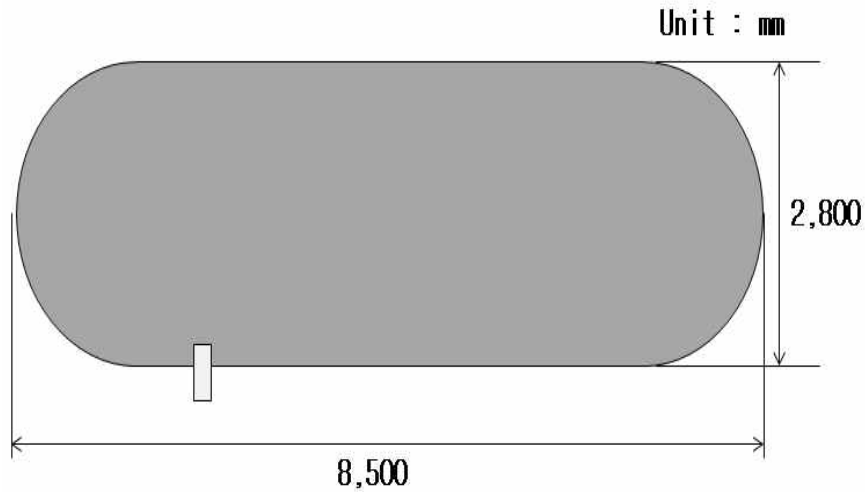


Fig. 4.1 C-type LNG storage tank

Fig. 4.2 에는 본 연구에서 해석 대상으로 하는 고 Mn 강과 STS 파이프가 연결되는 부분을 나타냈으며, 전체 LNG 저장 탱크에서 폭 1200 mm 길이 250 mm 치수의 고 Mn 강에 지름 106 mm 와 78 mm 의 STS 파이프가 접합된 구조물을 선택하였다.

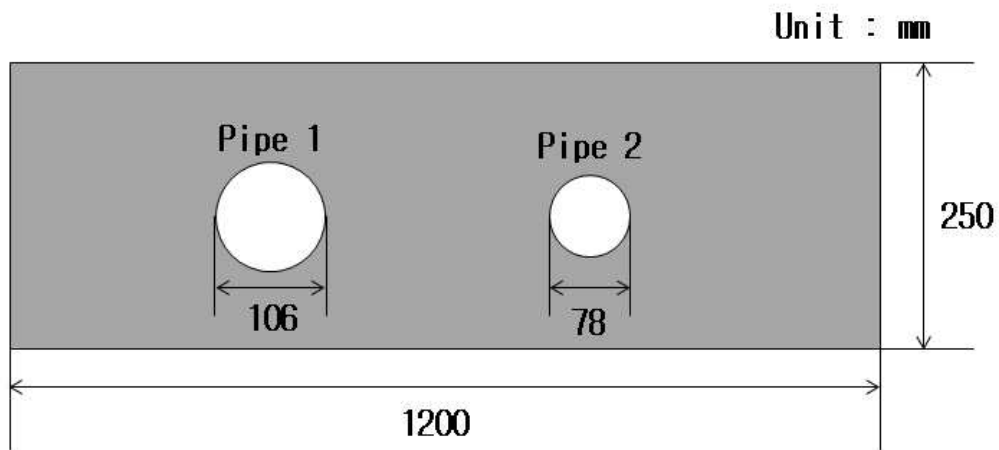


Fig. 4.2 Detail modeling of welding connection between cryogenic steel plate and STS pipe

또한, Fig. 4.3 에는 탱크와 파이프의 접합을 위한 개선 형상을 나타냈다. 탱크 제작에 사용된 강재의 두께는 12 mm, 파이프의 두께도 12 mm 이다. 탱크와 파이프의 개선은 일면 개선으로 개선 각도는 35° 로 하였다. 용접은 파이프 1, 파이프 2 순으로 각각 3Pass 로 2장에서 진행한 시험편과 동일조건으로 진행하였다.

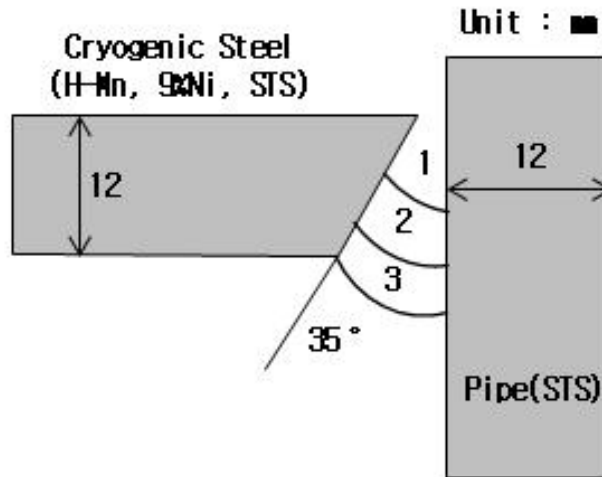


Fig. 4.3 Welding joint configuration and welding sequence

용접 프로세스는 FCAW 를 적용하였으며, 상세한 용접조건은 2장의 Table 2.3 과 같다. 실제 LNG 저장 탱크제작 시 사용되는 같은 용접조건으로 열탄소성 용접해석을 수행하였으며, 용접 후 LNG 의 흐름에 따른 이재 용접부에서 온도 차에 의해서 발생하는 응력변화를 검토하기 위하여 실제 LNG 선박의 수명을 20년으로 가정하여 20년 수명 동안 상, 하역을 1000 회 진행할 것으로 예상하여, 상온과 극저온으로 반복적인 변화가 발생할 것에 대한 해석을 진행하였다.

## 4.3 LNG 저장탱크 용접부 열 탄소성 해석 결과

### 4.3.1 경계조건 및 재료물성

FEM 해석에 사용한 요소는 8 절점 육면체(Hexahedron)요소를 사용하며, LNG 저장탱크의 대칭성을 고려하여 파이프가 연결되어서 LNG가 들어가고 나가는 영역에 대한 모델링을 수행하였다. LNG 저장 탱크 전체 중 LNG 탱크와 파이프의 연결부에서 발생하는 역학적인 거동을 검토하기 위하여 Fig. 4.3 과 같이 폭 1.2m, 길이 0.25m 사이즈로 해석을 진행하였으며, 경계조건은 절단된 부분을 모든 방향에 대하여 Fig. 4.4 와 같이 전 방향을 고정하였고 열원모델은 Goldack 을 사용하였다.

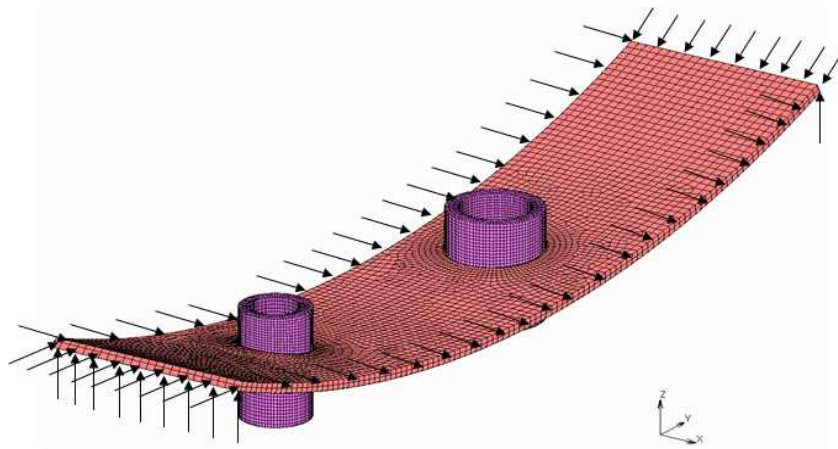


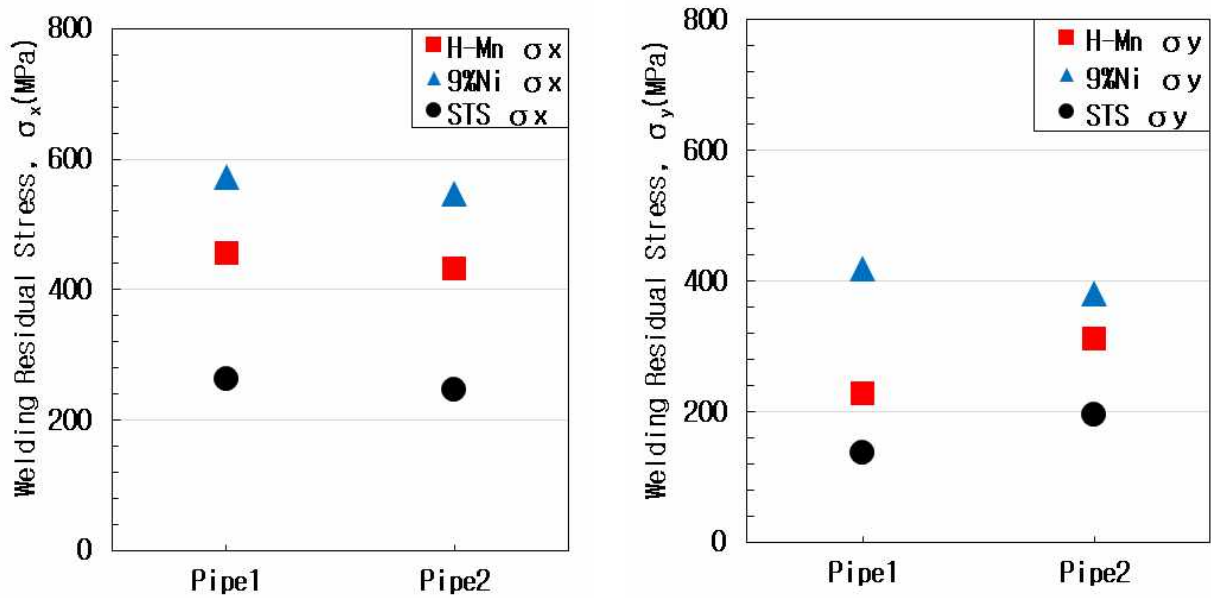
Fig. 4.4 Boundary conditions of LNG tank

시험편 해석 시 사용한 고 Mn 강과 STS304 의 물성은 2 장 용접해석시스템의 정립에 사용한 같은 열 물성값을 적용하였다.

### 4.3.2 강종별 잔류 응력 분포 특성

LNG 저장 탱크의 열 탄소성 해석은 실제 LNG 탱크에 설치된 파이프 1( $\Phi 106$ ), 파이프 2( $\Phi 78$ )의 용접 후 잔류 응력을 HAZ 에서 극저온용 강종별로 각각 측정하여 Fig.

4.5 와 같이 나타냈다. 파이프 1 은 LNG 가 들어가는 파이프라인이며, 파이프 2 는 LNG 가 나올 때 사용하는 파이프라인이다. 고 Mn 강 탱크의 실구조물에서 이재 용접부의 파이프 1, 파이프 2 의  $\sigma_x$  값은 각각 456 MPa, 431 MPa 로 항복응력의 106%, 100% 정도였다. 9%Ni 강의 잔류 응력은 572 MPa, 547 MPa 로 항복응력의 86%, 82%로 파악되었다. STS304 의 잔류 응력은 263 MPa, 247 MPa 로 항복응력의 96%, 90%로 파악되었다. 3 강종 모두 F/L 을 포함한 HAZ 에서 항복응력을 초과하는 큰 인장 응력이 분포였지만, 고 Mn 의 경우에는 항복응력의 최대 106% 정도의 응력으로 LNG 저장탱크의 구조물에서는 미소한 영역에 항복을 초과하는 응력이 발생할 수 있으며, 구조물 전체에는 큰 영향을 미치지 못할 것으로 판단된다. 하지만, 용접 잔류 응력이 분포하면서 외력이 작용하는 경우는 파괴의 위험성이 증가하므로 탱크에 작용하는 하중을 고려한 정량적인 검토가 요구된다.



(a) welding residual stress on  $\sigma_x$                       (b) welding residual stress on  $\sigma_y$

Fig. 4.5 Welding residual stress on  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  analyzed by FEM



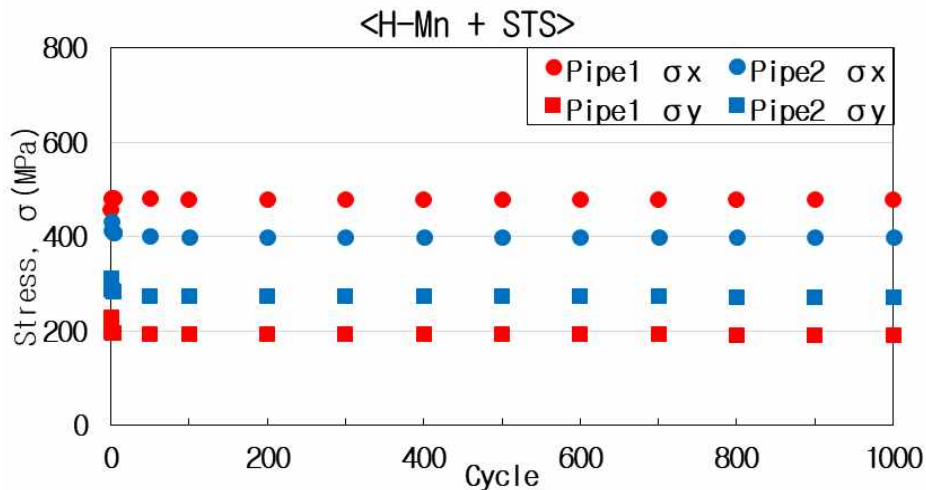
## 4.4 LNG 저장탱크의 신뢰성 평가결과

### 4.4.1 이재 용접부 열 사이클 해석조건

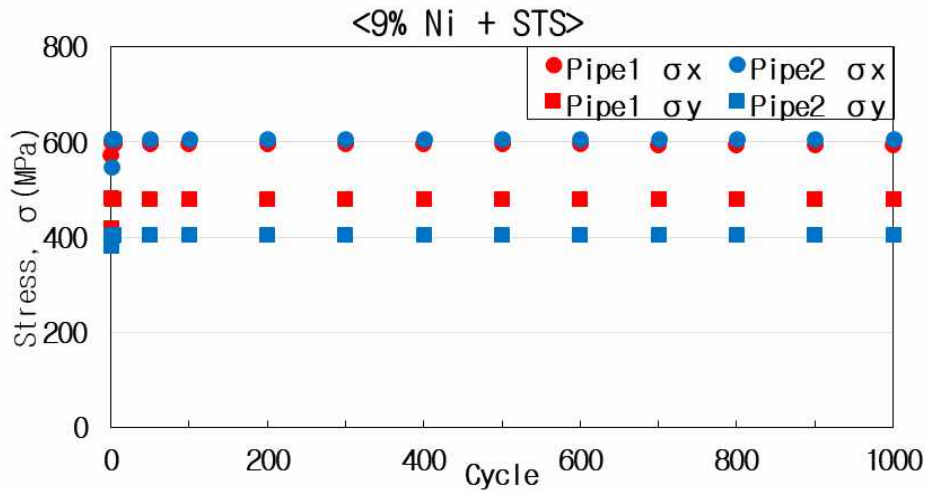
실험에 사용한 열 사이클 동안 온도 변화량은 1.54°C/min의 속도로 냉각시켰고, 다시 상온으로 올 때는 0.12°C/min의 속도로 상승시켰다. 이 조건은 실제 탱크 실험하는 조건보다 가혹한 조건으로 실험을 진행하였다. Fig. 4.4와 같은 경계조건을 주었으며 극저온용 강종별, 용접재료의 기계적 물성값은 전장의 신뢰할만한 해석 결과가 나온 모델링과 같이 Table 3.1과 같이 대입하였다.

### 4.4.2 극저온용 강종별 용접부 신뢰성 평가결과

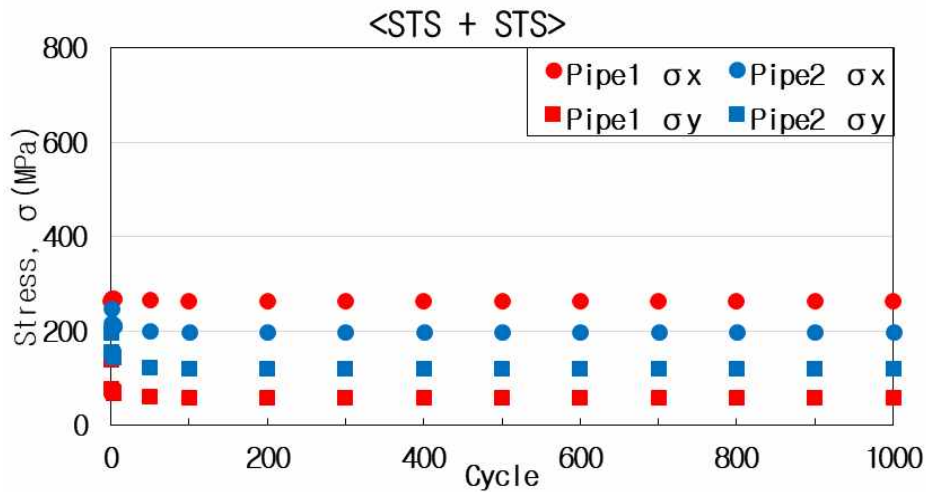
극저온용 강재인 고 Mn 강, 9% Ni 강, STS 강으로 제작된 LNG 저장탱크의 하역과정에서 발생할 수 있는 온도 차를 1000회 반복한 후의 응력변화를 Fig. 4.6에 나타냈다.



(a) stress distribution on  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  after 1000 cycles at HAZ of H-Mn



(b) stress distribution on  $\sigma_x, \sigma_y$  after 1000 cycles at HAZ of 9%Ni



(c) stress distribution on  $\sigma_x, \sigma_y$  after 1000 cycles at HAZ of STS

Fig. 4.6 Stress distribution on  $\sigma_x, \sigma_y$  after 1000 cycles at HAZ

Fig. 4.6(a)에는 고 Mn 강 LNG 저장 탱크에 STS 파이프가 연결된 경우에 1000 회 반복 하역과정을 묘사한 해석 결과이다. 파이프 1은 LNG 가 들어가는 파이프라인이며 파이프 2는 LNG 가 나올 때 사용하는 파이프라인이다. 고 Mn 강 이재 용접부의 용접 후의 잔류 응력을 0 회로 나타냈으며, 각 응력 성분은 456 MPa, 431 MPa 였다. 하역과정을 묘사한 1 사이클에서는 파이프 1의  $\sigma_x$ 는 다소 증가하였으며, 나머지 값들은 다소 감소하는 경향을 보였다. 2 사이클부터는 잔류 응력에 거의 변화가 없었으며,

1000 사이클까지 거의 유사한 응력분포를 나타냈다. 하역과정에서 처음 1~2 사이클에서는 이재 용접부의 열팽창계수의 차이에 따른 응력변화가 미세하게 발생하였지만, 이후 사이클에서는 용접에 의한 잔류 응력이 재분포 되어서 일정한 값의 응력값을 나타낸 것으로 판단된다. 파이프 1의  $\sigma_x$  값은 479 MPa, 파이프 2는 400 MPa로서, 처음 용접잔류 응력이 분포하는 경우에 비교하여 30 MPa 범위내에서 미소한 변화가 발생하였다. Fig. 4.6(b)은 9%Ni 강 LNG 저장탱크에 STS 파이프가 연결된 경우에 1000 회 반복 하역과정을 묘사한 해석 결과이다. 고 Mn 강과 유사하게 1~2 사이클에서 다소 응력의 변화가 생겼으며, 그 이후 1000 사이클까지는 거의 응력에 변화가 없었다. 용접 후 파이프 1에서 572 MPa, 파이프 2에서 548 MPa로 나타났으며, 1000 회 진행 후 값은 파이프 1은 595 MPa, 파이프 2는 608 MPa로 60 MPa 안의 범위에서 변화하였다. 9%Ni 강은 다른 강재보다 큰 변화가 생겼는데 그 이유는 열팽창계수 차이로 더 많은 변화가 일어나는 것으로 보인다. Fig 4.6(c)의 STS304LNG 저장탱크에 STS 파이프가 연결된 경우에 1000 회 반복 하역과정을 묘사한 해석 결과이다.  $\sigma_x$  값은 용접 후 파이프 1에서 264 MPa, 파이프 2에서 247 MPa로 나타났는데 온도 변화 1000 회 진행 후 값은 파이프 1은 260 MPa, 파이프 2는 200 MPa로 50 MPa 안의 범위에서 변화하였다. 동종용접부에서 발생하는 열팽창계수의 차이에 의한 변화이므로 용접 시 잔류 응력의 영향이 없었다면 하역과정을 묘사한 사이클의 영향을 받지 않았을 것으로 판단되지만, 용접 시 발생한 초기 잔류 응력의 영향을 받아서 1~2 사이클 과정에서 응력의 재분포가 발생하는 과정에서는 초기 잔류 응력의 영향을 받은 것으로 판단된다.

본 해석에서 수행한 온도 변화 1000 회까지의 응력변화는 초기 잔류 응력의 영향이 지배적인 것으로 판단된다. 초기 잔류 응력이 재분포 되면 그 값으로 거의 LNG 저장탱크의 수명 동안 응력분포가 유지 될 것으로 판단 된다. 하역과정의 횟수가 누적될 수록 응력의 변화는 큰 차이가 없었으며, 용접으로 생긴 초기 잔류 응력이 재분포 되었으며, 그 변화는 매우 미미하고, 일정값에 수렴하였다.

실제의 LNG 저장 탱크에 대한 FEM 해석을 통한 이재 용접부의 잔류 응력 및 하역과정에서의 응력분포를 묘사한 결과 용접 잔류 응력의 영향이 지배적이었으며, 하역과정에서 발생하는 이재 용접부의 열팽창계수의 차이에 의한 응력의 변화는 미미하였다.

## 4.5 요약

본 장에서 극저온용 강재인 고 Mn 강, 9% Ni 강, STS304 를 대상으로 실제 LNG 저장 탱크에서 하역과정을 묘사하기 위하여 FEM 해석을 수행하였다. 각 극저온용 이재 용접부의 잔류 응력 및 실제 LNG 상, 하역 시 발생할 수 있는 온도 변화로 발생 가능한 응력의 변화를 검토하였다.

- (1) 실제 LNG 저장 탱크의 이재 용접부에서의 잔류 응력을 분석한 결과 시험편 크기에서 실험적으로 분석한 결과와 비슷한 경향의 잔류 응력 분포를 나타냈다. 고 Mn 강과 Pipe 1, Pipe 2 이재 용접부에서의 잔류 응력은  $\sigma_x$  는 456 MPa, 431 MPa 발생했고, 9%Ni 강의 경우 용접 후 잔류 응력은 572 MPa, 548 MPa 이 STS304 의 경우 용접 후 잔류 응력은 264 MPa, 247 MPa 나왔다.
- (2) LNG 상/하역 시 발생하는 열 변화에 따른 응력 거동은 1 회의 온도 변화 후 고 Mn 강은 479 MPa, 400 MPa 로 30 MPa 이내로 변화가 발생하였고, 9%Ni 강은 595 MPa. 608 MPa 로 60 MPa 범위내에서 응력의 변화가 발생하였다. STS304 는 260 MPa, 200 MPa 로 60 MPa 범위 내에서 응력의 변화가 발생하였다. 하역 과정에서 처음 1~2 회의 온도 변화에서 응력의 재분포가 이루어졌으며, 안정화가 되면 1000 회까지는 응력에 큰 변화 없이 일정한 값을 나타냈다.

위 실험 결과로부터 극저온용 강재의 LNG 저장 탱크의 이재 용접부의 잔류 응력과 하역과정의 온도 차에 의한 응력분포를 고려한 신뢰성 평가를 수행한 결과, 국부적인 용접 잔류 응력이 크게 영향을 미치고 이재 용접부에 온도 차에 의한 응력분포는 큰 영향이 없는 것으로 판단되었다.

## 제 5 장 결 론

본 연구에서는 새로 개발된 극저온용 강재인 고 Mn 강과 현재 사용 중인 극저온용 강재 9%Ni 강, STS304 를 실제 시험편을 이용한 실험적 검토 및 해석적 검토를 진행하였다. 그 결과 해석 모델링의 정확성을 확인 후 실제 LNG 구조물을 모델링하여 구조물과 파이프 용접되는 이재 용접부의 응력 거동을 해석적으로 판단한 결과, 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 절단법을 이용하여 극저온용 강재와 STS Pipe 의 이재 용접부의 용접 후 잔류 응력을 측정된 결과  $\sigma_x$  는 고 Mn 강은 410 MPa, 9%Ni 강은 502 MPa, STS304 는 282 MPa,  $\sigma_y$  는 고 Mn 강은 276 MPa, 9% Ni 강은 419 MPa, STS304 는 95 MPa 로 측정되었다. FEM 해석 결과  $\sigma_x$  는 고 Mn 강은 484 MPa, 9%Ni 강은 608 MPa, STS304 는 288 MPa 의  $\sigma_y$  는 고 Mn 강은 210 MPa, 9% Ni 강은 484 MPa, STS304 는 122 MPa 로 잔류 응력이 분포하였다.

1) 잔류 응력 측정결과 실험적, 해석적 분석결과를 비교해보면 동일하게 각 강재의 항복 응력을 초과하는 큰 응력을 나타내지만, 용접부 HAZ 에 국부적으로 발생하는 구간이기 때문에 구조 전체의 안정성에는 큰 영향을 미치지 못할 것으로 판단된다.

(2) 온도 변화에 따른 응력의 변화는 실험적 검토에서 절단법을 이용하여 극저온용 강재와 STS304 Pipe 의 이재 용접부의 용접 후 잔류 응력을 측정된 결과에서 보면 열 사이클 변화 4 회 후 응력 값은 시험편으로 실험한 결과 고 Mn 강은 466 MPa, STS304 는 250 MPa 이었고 9%Ni 은 1 회 온도 변화 후 응력 값은 530 MPa 이었다. 초기 잔류 응력과 비교해보면 50 MPa 범위에서 변화가 발생했다.

FEM 해석 결과 고 Mn 강은 508 MPa, 9%Ni 강은 625 MPa, STS304는 307 MPa로 나왔다. 초기 잔류 응력과 비교해보면 50 MPa 범위에서 변화가 발생했다.

1) 온도 변화에 따른 응력 거동은 실험적 해석적 검토 결과를 비교해보면 전체적으로 해석 값이 실험값보다 대부분 높게 나왔다. 2장과 동일한 추세를 보이고 결과도 신뢰할 수 있다고 판단된다. 해석적 검토에 사용한 같은 조건으로 1000 회의 온도 변화를 진행결과 2회 이후로 응력의 변화는 크게 생기지 않는 것으로 볼 수 있다. 온도 변화에 따라 생기는 응력 거동은 있으나 50 MPa 이내의 범위로 생기며 이는 안정성에 큰 영향을 미치지 않는 것으로 판단된다.

(3) 실제 LNG 저장 탱크의 이재 용접부에서의 잔류 응력을 분석한 결과 시험편 크기에서 실험적으로 분석한 결과와 비슷한 경향의 잔류 응력 분포가 나왔다. 고 Mn 강 Pipe 1, Pipe 2에서 456 MPa, 431 MPa 발생했고 LNG 상/하역 시 발생하는 열 변화에 따른 응력 거동은 1회 온도 변화 후 479 MPa, 400 MPa로 30 MPa 이내로 변화가 발생하였다. 9%Ni 강의 경우 용접 후 잔류 응력은 572 MPa, 548 MPa 이 나왔고 1회 후 595 MPa, 608 MPa로 60 MPa 범위내에서 응력의 변화가 발생하였다. STS304의 경우 용접 후 잔류 응력은 264 MPa, 247 MPa에서 1회 후 260 MPa, 200 MPa로 50 MPa 범위 내에서 응력의 변화가 발생하였다.

1) 용접 후 잔류 응력은 시험편 결과와 비슷한 경향이 나왔다.

2) 온도 변화에 따른 열응력의 변화는 극저온용 강재 모두 100 MPa 이내에서 변화가 발생하였고 초기 잔류 응력의 영향이 지배적이었다. 하역과정에서 처음 1~2회 온도 변화 시 응력의 재분포가 이루어졌으며, 이후 안정화가 되면 1000회까지는 응력에 큰 변화 없이 일정한 값을 나타냈다.

위 실험 결과로부터 극저온용 강재의 LNG 저장 탱크의 이재 용접부의 잔류 응력과 하역과정의 온도 차에 의한 응력분포를 고려한 신뢰성 평가를 하면, 국부적인 용접 잔류 응력이 크게 영향을 미치고 이재 용접부에 온도 차에 의한 응력분포는 큰 영향이 없는 것으로 판단되어서, 본 연구범위 내에서는 안전성이 확보된 것으로 판단된다.

## 참고문헌

- [1] Lee C.B., Wan J.B., Kim J.W., A comparative Study on the International Competitiveness of Chinese Shipping Industry, Journal of Korea Port Economic Association(2012), Vol. 28, No. 1, pp. 290-290
- [2] Zhao, Ting-Ting, Yun K.J., Lee H.S., A Study on Estimating Ship Emission-Focusing on Gwangyang Port and Ulsan Port Journal of Korea Port Economic Association(2019), Vol. 35, No. 2, pp. 93-108
- [3] The Export-Import Bank of KOREA, Green ship - New Challenges and Opportunities in Ship building Industry(2012)
- [4] IMO, IMO2020-Cutting Sulphur oxide emissions(2020)
- [5] Park H.S., Park H.L., Ha S.Y., Park S.W., Lee K.M., Study on the Competitiveness of Korean Emerging Maritime Industry(2019) pp. 46-48
- [6] KR, Shipowner's Guide to Enhanced Global SOx Regulatory Response(2021)
- [7] Kim S.K., Yoon D.G., A Study on the Export Competitiveness of Marine-use Flue Gas Desulfurization(SOx Scrubber) System, THE INTERNATIONAL COMMERCE and LAW(2018), Vol. 79, pp. 119-141
- [8] Jung D.H., Oh S.H., Jung J.H., Hwang S.C., Sung H.G., Lee J.I., Kim E.S., Development of the First LNG Bunkering Barge System in Korea, In Proceedings of the Korean Institute of Navigation and Port Research Conference(2018), pp. 162-163
- [9] Lee Y.J., Lho B.C., Improvement of Insulation System for LNG Storage Tank Base Slab, Journal of The Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection(2010), Vol. 14, No. 4, pp. 141-147
- [10] RESOLUTION MSC.370(93) Amendments to The International Code for The Construction and Equipment of Ships Carrying Liquefied Gases in Bulk(2014)
- [11] RESOLUTION MSC.391(95) Adoption of The International Code of Safety for



Ships using Gases or Other Low-Flashpoint Fuels(2015)

[12] Chang W.S., Kim K.C., Kim Y.C., Kim S.R., Kim W.S., Ni Alloy Welding Consumables for 9%Nickel Steel, Journal of Korean Welding Society(1998), Vol. 16, No. 1, pp. 29-29

[13] Posco, Posco' s High Manganese steel to go Global(2019)

[14] Lee D.Y., Kim J.H., Kil S.H., Kim Y.G., Bae J.S., Lee S.J., Jang S.R., A study on the integrity of LNG Storage Tank by High Manganese Steel, Korean Society for Energy(2019), pp. 132-132

[15] KMC, IMO Annual With Paper(2018), pp. 24-24

[16] Park J.U., Prevention and Correction of Welding Deformation, Journal of Welding and Joining(2005), Vol. 23, No. 4, pp. 12-16

[17] Park J.U., An G.B., Jang K.H., Lee H.W., The Prevention of The Longitudinal Deformation due to Fillet Welding by using Induction Heating, Journal of Welding and Joining(2005), Vol. 23, No. 3, pp. 47-53

[18] Shim Y.L, Residual Stress, Distortion, and Fracture Analysis of Welded Structures Using Finite Element Method, Journal of the Korean Welding Society(1997), Vol. 15, No. 1, pp. 15-25

[19] Kim S., Shim Y.L., Bae S.I., Song J.I., Residual Stress and Fracture Analysis of Thick Plate for Partial Penetraion Multi-pass Weldment, Journal of the Korean Welding Society(2001), Vol. 19, No. 6, pp. 636-642

[20] An G.B., Bae H.Y., Park J.U., Woo W.C., Experimental evaluation of unstable fracture in effect of welding residual stress with shipbuilding steel, Journal of Welding and Joining(2019), pp. 151-151

[21] Jang K.B., Kim H.G., Kang S.S., A Study on the Characteristics of Welding Deformation and Residual Stresses of 304 Stainless Steel Weldment, Journal of Welding and Joining(1998), Vol. 1, No. 1, pp. 84-86

[22] Jang G.H., Lee J.H, Lee S.H., Lee E.T., Residual stress characteristics of homogeneous steel and heterogeneous steel weld junctions, MAGAZINE AND

JOURNAL OF KOREAN SOCIETY OF STEEL CONSTRUCTION(2003), Vol. 15, No. 3, pp. 112-112

[23] Kim K.S., Hisashi Ito, Seo Y.S., Jang B.S., Kim B.I., Kwon Y.B., A Study of Crack Propagation and fatigue Life Prediction on Welded Joints of Ship Structure(I), Journal of the Society of Naval Architects of Korea(2008), Vol. 45, No. 6, pp. 669-678

[24] Kim K.S., Hisashi Ito, Seo Y.S., Jang B.S., Kim B.I., Kwon Y.B., A Study of Crack Propagation and fatigue Life Prediction on Welded Joints of Ship Structure(II), Journal of the Society of Naval Architects of Korea(2008), Vol. 45, No. 6, pp. 679-687

[25] Brickstad B. and Josefson B.L., A Parametric Study of Residual Stresses in Multi-Pass Butt-welded Stainless Steel Pipes, International Journal of Pressure Vessels and Piping(1998), Vol.75, pp. 1-25

[26] Sattari-Far I., Farahani M.R., Effect of the Weld Groove Shape and Pass Number on Residual Stresses in Butt-welded Pipes, International Journal of Pressure Vessels and Piping(2009), Vol. 86, pp. 723-731

[27] Do H.D., Kang S.W., Han J.H., Kim S.M., Kim M.H., Fatigue Assessment in accordance with Back Plate of Butt Welded Specimens, Journal of the Society of Naval Architects of Korea(2009), Vol. 46, No. 1, pp. 24-30.

[28] Han, S.H., Lee, T.K., Shin, B.C., A Quantitative Estimation of Welding Residual Stress Relaxation for Fatigue Strength Analysis, Transactions of the Korean Society of mechanical engineers(2002), Vol. 26, No. 10, pp. 2018-2035.

[29] Nitschke-Pagel T., Dilger K., Residual Stress Relaxation in Welded High Strength Steel Steels under Static and Cyclic Loading, Proceedings of the Nineteenth, International Offshore and Polar Engineering Conference(2009)

[30] Zhuang W.Z., Halford G.R., Investigation of residual stress relaxation under cyclic load, International Journal of Fatigue(2001), Vol. 23, No. 1,

pp. 31-37

[31] Hoshino M., Saitoh N., Muraoka H., Saeki O., Development of Super-9% Ni Steel Plates with Superior Low-temperature Toughness for LNG Storage Tanks, Nippon Steel Technical Report(2004), No. 90, pp. 20-24

[32] Kim J.H., Shim K.T., Kim Y.K., Ahn B.W., Fatigue Crack Growth Characteristics of 9% Ni Steel Welded Joint for LNG Storage Tank at Low Temperature, Journal of KWJS(2010), Vol. 28, No. 5, pp. 537-542

[33] Jang J.I., Lee J.S., Lee B.W., Ju J.B., Kwon D., Kim W.S., Change in Fracture Toughness within Heat-Affected Zone of SA-Welded 9% Ni Steel, The Korean Society of Mechanical Engineers(2002), Vol. 26, No.3, pp.528-536

[34] Ju J.B., Jang J.I., Yang Y.C., Kim W.S., Evaluation of Cryogenic Fracture Toughness in SMA-Welded 9% Ni Steels throughness in SMA in SMA-Welded 9% Ni Steel thorough Modified CTOD Test, Korean Journal of Metals and Materials(1998), Vol. 3, pp. 230-238

[35] Kim Y.K., Kim J.H., Shim K.T., Ahn B.W., Fatigue Crack Growth Characteristics of 9% Ni Steel Welded Joint for LNG Storage Tank at Low Temperature, Journal of Welding and Joining(2010), Vol. 28, No. 5, pp. 45-50

[36] Kim Y.K., Yang Y.C., Yoon I.S., Kim J.H., Change in Fracture Toughness within Heat-Affected Zone of Welded 9% Ni Steel, The Korean Society of Mechanical Engineers(2013), pp. 2579-2582

[37] Park J.U., Yu K.S., Kim S.H., Lee M.Y., Kim H.J., Effect of welding residual stress according to welding process in dissimilar steel butt welds between high Mn and STS304 steels, The Korean Welding and Joining Society(2016), pp. 68

[38] Lee M.K., Lee D.E., Kim J.H., Gil S.H., Kim Y.K., Residual Stress Evaluation of High Manganese Steel Weldment, Korean Energy Society(2019), pp. 54-54

[39] Hong S.L., A Study on Improvement in Fracture Safety of High Manganese

Steel Welded Joint in Cryogenic Environment(2018)

[40] Park J.U., An G.B., Woo W.C. Characteristic and Measurement Technology of Inner Welding Residual Stresses in Thick Steel Structures, Journal of Welding and Joining(2016), Vol. 34, No. 2, pp. 16-21