



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](#)

2024년 2월  
석사학위 논문

육상용 LNG 저장탱크 건설용 고Mn강  
용접부 개선형상에 따른 파괴안전성  
향상에 관한 연구

조선대학교 대학원

선박해양공학과

조 원 준

육상용 LNG 저장탱크 건설용 고Mn강  
용접부 개선형상에 따른 파괴안전성  
향상에 관한 연구

Evaluation of fracture safety of high manganese austenitic steel  
welded joint according to groove shape for onshore LNG storage  
tank

2024년 2월 23일

조선대학교 대학원

선박해양공학과

조 원 준

육상용 LNG 저장탱크 건설용 고Mn강  
용접부의 개선형상에 따른 파괴안전성  
평가에 관한 연구

지도교수            안   규   백

이 논문을 공학 석사학위신청 논문으로 제출함

2023년 10월

조선대학교 대학원

선박해양공학과

조   원   준

# 조원준의 석사학위논문을 인준함

위원장      주 성 민 (인)

위 원      이 명 수 (인)

위 원      안 규 백 (인)

2023년 12월

조선대학교 대학원

# Contents

Table Contents .....	IV
Figure Contents .....	V
ABSTRACT .....	VII

<b>제1장 서론 .....</b>	<b>1</b>
제1절 연구배경 및 목적 .....	1
제2절 종래의 연구동향 .....	4
제3절 본 연구의 구성 .....	6
<b>제2장 고Mn강 모재 및 용접부 특성 .....</b>	<b>8</b>
제1절 서언 .....	8
제2절 고Mn강 모재 특성 .....	9
1. 화학적 성질 .....	9
2. 기계적 물성 .....	9
3. 미세조직 특징 .....	10
4. 충격인성 특징 .....	10
제3절 고Mn강 용접부 특성 .....	12
1. 용접 조건 .....	12
2. 기계적 물성 .....	12
3. 마크로 단면 및 경도 분포 .....	14
4. 미세조직 특징 .....	16

5. 충격인성 특성 .....	17
제4절 요약 .....	18
<b>제3장 고Mn강 용접부 최적 개선형상 도출 .....</b>	<b>19</b>
제1절 서언 .....	19
제2절 최적 개선형상 도출을 위한 유한요소 해석 .....	20
1. 수치해석조건 및 재료물성 .....	20
2. 개선형상별 용접부강도 및 최적개선각 도출 .....	22
제3절 최적 개선형상에 대한 실험적 검증 .....	24
1. 인장시험편 제작 조건 및 실험조건 .....	24
2. 인장시험 결과 및 고찰 .....	25
제4절 요약 .....	28
<b>제4장 최적 개선형상의 변화에 따른 잔류응력 분포 특성</b> .....	<b>29</b>
제1절 서언 .....	29
제2절 최적 개선형상의 용접부 잔류응력 평가 .....	30
1. 시험편 제작 및 잔류응력 측정 방법 .....	30
2. 잔류응력 평가 결과 및 고찰 .....	33
제3절 유한요소법에 의한 용접부 개선형상 변화에 따른 잔류응 력 분포 특성 .....	36
1. 수치해석조건 및 재료물성 .....	36
2. 개선형상별 잔류응력분포 특성 .....	40
제4절 요약 .....	43

제5장 극저온에서 용접부 불안정 파괴안전성 평가	44
제1절 서언	44
제2절 극저온 환경에서 파괴인성 평가	48
1. 시험편 제작 및 조건	48
2. 파괴인성 평가결과 및 고찰	51
제3절 극저온환경에서 불안정 연성파괴특성 평가	61
1. 균열진전 저항곡선(R-CURVE)의 정의	61
2. 균열진전 저항곡선 도출 및 불안정 파괴 안전성 평가	63
3. 극저온환경에서 불안정 연성파괴 방지조건	66
제4절 요약	69
제6장 결론	70
참고문헌	72



## Table Contents

Table. 2.1 Mechanical properties of each cryogenic steels. ....	8
Table. 2.2 Chemical compositions of used steel plate. ....	9
Table. 2.3 Mechanical properties of used steel plate. ....	9
Table. 2.4 Charpy impact test results at -196°C. ....	11
Table. 2.5 Welding conditions for FCAW and SAW. ....	13
Table. 2.6 Mechanical properties of weld joints. ....	13
Table. 2.7 Microstructure images in each welding process. ....	16
Table. 3.1 Summary of weld strength of each groove shape using FE-analysis. ·	23
Table. 3.2 Summary of tensile test results of FCAW and SAW joints with previous groove shape and optimal groove shape. ....	27
Table. 4.1 2-axis strain gauge information in used. ....	32
Table. 4.2 Uniaxial 5-elements strain gauge information in used. ....	32
Table. 5.1 CTOD test results of FCAW-60° -90° WM specimens at -165°C. ....	52
Table. 5.2 CTOD test results of FCAW-60° -90° HAZ specimens at -165°C. ....	53
Table. 5.3 CTOD test results of FCAW-50° -50° WM specimens at -165°C. ....	54
Table. 5.4 CTOD test results of FCAW-50° -50° HAZ specimens at -165°C. ....	55
Table. 5.5 CTOD test results of SAW-60° -60° WM specimens at -165°C. ....	56
Table. 5.6 CTOD test results of SAW-60° -60° FL(HAZ) specimens at -165°C. ....	57
Table. 5.7 CTOD test results of SAW-50° -50° WM specimens at -165°C. ....	58
Table. 5.8 CTOD test results of SAW-50° -50° FL(HAZ) specimens at -165°C. ....	59
Table. 5.9 Results of SAW specimens P-V curve and $\delta$ -R curve test at -165°C. ...	64
Table. 5.10 Results of FCAW specimens P-V curve and $\delta$ -R curve test at -165°C. 65	65

## Figure Contents

Fig. 1.1 Flow of this study .....	6
Fig. 2.1 Optical microstructure of base metal .....	10
Fig. 2.2 Charpy impact test specimen geometry .....	11
Fig. 2.3 Groove geometry of groove shapes .....	13
Fig. 2.4 Macrostructure of each welding process .....	14
Fig. 2.5 Hardness distribution of FCAW .....	15
Fig. 2.6 Hardness distribution of SAW .....	15
Fig. 3.1 Analysis model dimension and boundary conditions .....	20
Fig. 3.2 Results of comparison FE-analysis with experiment .....	21
Fig. 3.3 Nominal stress-strain relationship in each groove shape by FE-analysis ..	23
Fig. 3.4 Tensile test specimen dimensions .....	24
Fig. 3.5 Tensile test results of FCAW and SAW joints with previous groove shape and optimal groove shape .....	26
Fig. 4.1 Specimen dimension and groove shape of FCAW, and SAW weld joints ....	30
Fig. 4.2 Strain gauge attachment positions .....	32
Fig. 4.3 Results of welding residual stress of FCAW welded joints by cutting method .....	34
Fig. 4.4 Results of welding residual stress of SAW welded joints by cutting method .....	35
Fig. 4.5 Goldak' s model of Arc welding heat source .....	37
Fig. 4.6 Macro section and modeling of each welded joints .....	38
Fig. 4.7 Specimen dimensions of FE-analysis model .....	39
Fig. 4.8 H-Mn steel Mechanical properties for FE-analysis .....	39
Fig. 4.9 Welding residual stress distribution of previous groove shape and modified groove shape .....	39
Fig. 5.1 An initially sharp crack blunts with plastic deformation .....	44
Fig. 5.2 Estimation of CTOD from the Irwin plastic zone correction .....	45
Fig. 5.3 Determination of the elastic and plastic component of CTOD( $\delta$ ) .....	47
Fig. 5.4 The hinge model for estimating CTOD from three-point bend specimen ..	47
Fig. 5.5 CTOD Specimen dimensions .....	48
Fig. 5.6 CTOD test results summary .....	60
Fig. 5.7 Schematic diagram of driving force-R curve .....	62
Fig. 5.8 Procedure of $\delta$ -R curve experiment procedure .....	48

Fig. 5.9 Unstable ductile fracture instability analysis for HAZ at SAW ..... 67  
Fig. 5.10 Unstable ductile fracture instability analysis for WM at SAW ..... 67  
Fig. 5.11 Unstable ductile fracture instability analysis for HAZ at FCAW ..... 68  
Fig. 5.12 Unstable ductile fracture instability analysis for WM at FCAW ..... 68

# ABSTRACT

## Evaluation of fracture safety of high manganese austenitic steel welded joint according to groove shape for onshore LNG storage tank

Wonjun Jo

Advisor : Prof. Gyubaek An, Ph.D.

Department of Naval Architecture

& Ocean Engineering, Graduate

School of Chosun University

Recently, the severity of global warming has increased around the world. Many countries are doing their best to reduce greenhouse gas emissions, which are the main cause of global warming. Hence, clean energy sources (such as hydrogen, ammonia) have become important solutions to address global warming caused by the excessive use of fossil fuels. However, the use of clean energy still has technical limitations, because of which LNG is drawing attention as an intermediate step to clean energy. As the demand for LNG increases rapidly, LNG storage and fuel tank construction technology are being actively developed in the shipbuilding and ocean industries. Additionally, in the energy industry, the construction of onshore LNG storage tanks are increasing. With the development of construction technologies, onshore LNG tanks are becoming larger and the applied steel thickness is increasing. LNG in storage tanks is stored at cryogenic temperatures, and hence, sufficient safety of the tanks at these temperatures must be ensured. Therefore, for LNG storage tanks, the materials suitable for use in cryogenic conditions include aluminum alloys, stainless steel, and 9% Ni steel. These existing materials have advantages and disadvantages with respect to the productivity and weldability. Recently, the economic feasibility of increasing the manufacturing cost of steel has become an important criterion for the selection of applied steel. therefore, a novel cryogenic steel has been developed that ensures safety at cryogenic temperatures

by controlling the content of manganese (high manganese austenitic steel). Its applicability has been verified through the construction performance of onshore LNG storage tanks and fuel tanks in shipbuilding. However, in the application of high manganese austenitic steel, there are disadvantages in productivity if the same weld groove shape is used as in conventional cryogenic steel. This is because the conventional weld groove shape has a relatively large groove angle. To improve productivity by reducing the shape used in conventional 2G and 3G welding processes, confirming that the strength and fracture safety of the reduced groove shape are equal to or higher than that of the conventional groove shape is necessary.

In this study, the aim is to derive an optimal groove shape that satisfies the requirements of joint strength and fracture safety by reducing the groove angle of the weld joint used in the onshore LNG storage tanks.

First, the characteristics of high manganese steel base metals and weld joints are reviewed. The review examines chemical compositions, mechanical properties, and microstructures.

Second, the optimal groove shape from the point of view of the strength was derived through FE-analysis, and the optimal groove shape was verified by tensile tests.

Finally, the derived optimal and conventional groove shapes were compared with respect to the welding residual stress. Subsequently, fracture toughness tests were conducted to evaluate the possibility of brittle fracture in high manganese austenitic steel weld joints. In addition, the possibility of unstable ductile fracture was evaluated using the  $\delta$ -R curve test.

From the results of the fracture safety of high manganese steel weld joints at cryogenic temperature, there is an insignificant difference in fracture toughness with change of groove shape. We infer no possibility of unstable ductile fracture.

# 제1장 서론

## 제1절 연구배경 및 목적

최근 탄소 배출량의 증가로 지구온난화의 가속으로 인한 기후 위기에 대한 관심이 커지고 있다. 이에 따라 2015년 열린 파리협정에서는 지구 평균기온 상승을 산업화 이전 대비 2°C보다 낮은 수준으로 유지하고, 1.5°C로 제한하기 위해 전 지구적 장기목표 하에 모든 국가가 2020년부터 기후행동에 참여하는 체제가 마련되었다. 탄소 배출량이 가장 많은 분야는 에너지소비 분야로 글로벌 탄소배출의 73%를 차지하고 있다. 이처럼 많은 양의 탄소를 배출 하게 된 것은 종래부터 사용된 에너지 연료가 대부분 화석연료에 의존했기 때문이다. 따라서, 기존의 화석연료를 대신하여 친환경 에너지를 사용함으로써 탄소배출량을 줄이고자 하는 노력이 활발하게 진행되고 있다. 하지만, 탄소배출이 제로인 친환경 에너지 적용은 아직 기술적 한계가 있기 때문에 그 중간 단계로 액화천연가스(LNG: Liquefied Natural Gas)가 큰 주목을 받고 있다. 천연가스의 사용량 증가는 이미 미국을 비롯한 세계 여러 나라에서 CO<sub>2</sub> 배출량 감소와 대기질 개선에 기여한다는 보고가 있으며 이에 따라서 액화천연가스의 수요가 증가하고 있다[1]. 액화천연가스의 수요가 탄소중립을 실현할 과도기적인 친환경 에너지로 주목 받음으로서 액화천연가스의 운반 및 저장을 위한 기술개발이 급속하게 진행되고 있다. LNG 사용의 증가에 따른 저장탱크의 저장용량은 대형화되고 있고, 저장탱크 제작에 적용되는 강재의 강도 및 두께 또한 증가하고 있다. LNG 저장탱크 제작용 강재는 IMO(International Maritime Organization) IGC(International Code for the Construction and Equipment of Ships Carrying Liquefied Gases in Bulk)/IGF(International Code of Safety for Ships using Gases or other Low-flashpoint Fuels)코드에서 규정하고 있다. IMO는 국제연합(UN : United Nation) 산하 전문기관으로서 해상안전과 해양오염방지, 선박적재화물 계량단위 규격화 등을 위한 국제협약을 마련하기 위하여 1958년 영국 런던에 설립된 기구이다[2]. IGC 코드는 화물의 특성을 고려하여 선박, 선원 및 환경과 관련된 잠재 위험을 최소화하기 위해 갖추어야 할 안전 설비 기준뿐만 아니라, 해당 화물의 안전한 운송을 위한 선박의 설계 및 건조 기준을 제공하기 위하여 1983년 6월에 개발되었다[3]. 종래에 적용된 극저온용 강재는 9%Ni강, Al합금강, STS 강이 있다[4][5]. 이 강재들은 관련규격인 IGC/IGF코드가 새롭게 제정되기 전부터 적용되어 왔던 강재들로서 현재까지도 사용되고 있다. 하지만, 이 강재들은 낮은 설계강도, 과도한 생산비용, 용접 및 가공의 어려움 등의 단점을 가지고 있다[6]. 종래의 극저온용 강재는 Ni의 함량을 많이 포함하고 있기 때문에 소재의 가격 경쟁력이 저하하고 있는

실정이다. 따라서, 최근에는 강재의 제조원가 상승에 따른 경제성이 강재 선정의 중요한 기준이 되고 있다. 이에 따라 최근 한국의 철강사에서 Ni대비 비교적 가격 경쟁력이 우수한 Mn의 함유량 및 제조 조건의 변화를 통해 극저온에서 종래의 강재 대비 우수한 강도와 인성을 확보한 극저온용 고 Mn강이 개발되었다[5]. 극저온용강재로 개발된 고Mn강은 이미 선박의 친환경화를 위하여 대형선박의 LNG연료 저장탱크로 적용된 실적을 가지고 있다. 이처럼 LNG를 선박을 비롯 수송체의 연료로 적용하기 위해서는 연료저장탱크 뿐만아니라 병커링시스템의 구축이 필수적으로 필요하기 때문에, 최근에 육상에서 LNG를 저장할 수 있는 탱크의 건설이 점차적으로 증가하고 있다. 육상용 LGN 저장탱크의 건설에 있어서, 한국 및 일본에서는 육상용 9%Ni강이 주로 사용되어 왔다[6]. LNG 저장탱크는  $-165^{\circ}\text{C}$ 의 극저온 상태에서 LNG를 보관하기 때문에 극저온에서의 파괴안정성이 요구되며, 파괴인성이 무척 우수한 강재만 대상 강재로 선정되어 있다. 극저온에서는 특히 취성파괴의 위험성이 증가하기 때문에 각종 파괴인성평가를 통하여 안정성이 확보된 강재만 적용되고 있다. 따라서 적용강재의 모재 및 용접부 저온파괴인성 평가를 통해 극저온에서의 충분한 안전성의 확보가 중요하다. 종래에는 극저온용 강재의 파괴안정성 평가를 위하여 파괴인성평가의 대표적인 파라메타인 CTOD (Crack Tip Opening Displacement) 평가를 통하여 취성파괴가 발생하기전의 연성균열의 진전량에 대한 정량적인 평가와, 피로균열에 의한 균열의 발생 및 성장, 발생된 균열에서 발생하는 취성파괴, 그리고 불안정연성파괴등의 평가를 포함한 연구가 활발히 진행되었다[6][7][8]. 취성파괴 안정성을 평가하는 대표적인 방법으로는 CTOD 실험, ESSO, Duplex ESSO 실험, 그리고 불안정 연성파괴 발생 가능성 평가를 위한 균열저항 곡선( $\delta_R$ -curve) 실험이 있다[9][10][11]. 본 연구에서 사용한 고Mn강의 경우는 이러한 파괴안정성을 확보하기 위한 실험을 통하여 안정성이 검증되어서 IMO의 IGC, IGF 코드에 2026년 등재될 예정이다[12]. 또한, 육상용 LNG저장탱크의 제작에도 국내의 광양 LNG 터미널 5호기에 적용 완료되어서 그 성능에 대한 검증은 완료된 상태라고 할 수 있다. 하지만, 종래부터 적용되었던 9%Ni강을 대체하기 위해서는 작업성, 안정성, 경제성이 우수하여야 한다. 최근에 개발된 강재이므로 선박을 비롯 실 구조물에 적용한 사례가 거의 없기 때문에 실험적인 검토가 이루어져 왔다.

본 연구에서는 종래의 육상용 LNG탱크 제작에 사용되었던 9%Ni 강 대비 생산성을 향상 시키기 위하여 개선형상을 감소시켜서 안전성에 영향을 미치지 않는 최적의 개선형상을 도출 하고자 하였다. LNG저장탱크의 제작에 가장 많이 사용되는 용접자세는 수평용접(2G)과 수직용접(3G)이며, 수직용접에는 FCAW (Flux Coard Arc Welding)가 적용되고, 수평용접에는 SAW(Submerged Arc Welding)이 적용된다. 종래의 용접프로세스에 적용되던 개선형상이 과도하다는 평가가 있어서 개선각을 감소시켜 생산성을 향상시키

고자 하였다. 감소된 개선각으로 건설된 LNG 저장탱크의 안전성이 종래의 개선형상으로 제작된 용접부와 비교하여 동등 이상의 수준이 됨을 확인할 필요가 있다. 따라서 본 연구에서는 극저온용 강재인 고Mn강 용접부에 대하여 개선형상을 감소시키기 위하여, ① FEM(Finite Elements Method) 수치해석을 통하여 각 개선형상별 강도를 해석하여 최적의 개선형상을 도출하고 실험적인 방법을 통하여 검증후 시공상에 문제가 없을 최적화된 개선형상을 제안하고, ② 최적 개선형상에 대하여 절단법 및 FEM수치해석을 통한 잔류응력분포 경향을 검토하고, ③ 최적개선형상에 대하여 파괴인성을 평가하고, ③ 극저온에서의 불안정파괴 안정성 확보를 위한 균열저항곡선을 도출하여 불안정파괴가 발생하지 않을 허용균열길이를 도출하였다. 본 연구를 통하여 최근의 이슈가 되고 있는 친환경연료의 적용을 위한 극저온용강재의 파괴안정성평가에 필요한 평가항목과 요구 조건을 제시 하고자 하였다.



## 제2절 종래의 연구동향

1950년대 이후, 파괴인성 파라메타  $K, J, \delta$  값을 측정하고  $K_R, J_R, \delta_R$  곡선을 포함한 균열성장 저항곡선을 결정하기 위한 효과적인 시험 방법론 및 시험 기법의 기술개발에서 광범위한 해석 및 실험이 전 세계적으로 수행되었다[25]. 미국에서 제2차 세계대전중에 빈번하게 발생한 전시 표준선의 취성파괴사고 이후 먼저 Irwin[13]에 의해 고려된 응력확대계수라고 하는 선형파괴역학의 개념이 도입되어 강도가 높은 균열선단에서의 소성변형영역이 작은 상태에서 파괴가 발생하는 경우는 유효하게 이용된다[13]. 강도가 어느 정도 높지 않고 불안정파괴발생시의 균열선단에서의 소성변형영역이 큰 재료에 관해서는 균열선단개구변위(CTOD)의 개념이 영국의 Wells[14]에 의해서 도입되었다. 더욱이 균열선단의 소성변형영역을 동반하는 경우의 파괴발생의 Criterion 으로서 J적분의 개념이 Rice[15]에 의해서 제안되었다. 이것은 비선형파괴역학 또는 탄소성 파괴역학의 개념이다.

파괴인성 평가실험 중 금속재료의 거동은 재료의 파괴거동, 응력과 변형거동, 그리고 형상에 의한 구속효과 3가지 측면에서 이해할 수 있다. 응력확대계수  $K$ 는 균열선단의 탄성영역의 강도를 설명하기 위해 1957년 Irwin[16]에 의해 제안되었으며, 이는 벽계파괴(Cleavage Fracture) 또는 입계파괴(Intergranular Fracture)와 같은 취성적인 파괴기구(Fracture mechanism)를 가지는 선형탄성파괴역학(Linear Elastic Fracture Mechanics, LEFM)를 설명할 수 있는 대표적인 파라미터로 알려지게 된다. 하지만 높은 인성을 갖는 재료가 개발되고, 균열에 대한 연구가 진행되면서 선형 탄성 파괴역학 적용의 한계가 생기게 되었다. 따라서 연성재료의 균열 선단에서의 탄소성 강도를 특성화하기 위해 J적분이 1968년 Rice[15]에 의해 제안되었다. Rice는 소성변형을 비선형 탄성으로 이상화함으로써 에너지 해방률을 비선형 탄성으로 일반화할 수 있다는 주장을 했고, 그는 비선형 에너지 해방률을 선적분을 통해 정의하였다. 또한 영국에서는 Burdekin 과 Dawes[17]는 Wells[18]가 제안한 여러 아이디어를 적용하여 용접구조물에 대한 반경험적 파괴역학 방법론인 CTOD 설계곡선을 개발했다. 그리고, Dugdale[19]과 Barrenblatt[20]은 strip yield model을 기반으로 자체적인 파괴설계 해석을 개발하였다. 이러한 연구결과를 바탕으로 파괴현상을 기술하는 이론이 정립되었고, 이에 따라 각 파라메타에 따른 시험법이 제정되었다. 균열선단에서의 연성거동,  $\delta$  (CTOD)를 예측하기 위한 시험법으로는 과거 BS7448(British Standard 7448)[21]이 plastic hinge 모델을 기반으로 응력확대계수( $K$ )를 통해  $\delta$  (CTOD)를 예측하는데 사용되었지만, ASTM E1290[22]의 경우 BS7448[21]의 plastic hinge 모델의 영향을 받았지만 J적분을 기반으로  $\delta$  (CTOD)를 예측하는 시험법으로 사용되었다. 하지만 ASTM E1290은 여러 관점에서 논의를 거쳐 2013년에 최종적으로 철회되면서, ISO 15653[23]에 shallow crack 시

험편에 대한 J기반 CTOD 예측이 포함되었고, 시험편의  $a_0/W$ 에 따라서 다른 CTOD 계산식을 사용할 것을 권장하였다. 하지만  $a_0/W = 0.45$  인 서로 다른 시험편에 대해서 CTOD 값이 불연속성을 나타낸다는 지적이 있었고, 일본용접공학회(JWES)에서 워킹 그룹이 조직되어 CTOD 시험방법론을 지속적으로 연구하였다. JWES 워킹 그룹은 서로다른 YR(Yield to tensile Ratio)을 갖는 재료를 사용하여 균열개구 거동에 대한 연구결과 균열개구는 균열선단 위의 소성변형에 영향을 받고 낮은 YR을 갖는 재료에서 CTOD 값을 과대평가하는 결과를 얻었고, 반면에 J에 기반한 CTOD 계산식에서는 YR과 무관하게 실험적으로 측정된 CTOD와 잘 일치하는 반면, 계산된 값은 측정된 값보다 약 15% 낮은 경향을 확인하였다. 이러한 연구결과로 CTOD 예측에서 변형경화(strain hardening) 특성을 고려할 필요가 있음을 밝혔고, 새로운 CTOD 계산 개념에 대해 제안하였다. 제안된 식은 BS7448[21]의 plastic hinge 모델을 기반으로 YR값과 무관하게 회전계수( $r_p$ ) 값을 0.43으로 예측하고, 계산식의 탄성항에서의 구속계수( $m$ )은 재료의 YR값에 따른 함수를 통해 보정하고, 소성항에서는 재료의 YR값과 시편두께의 함수인  $f$ 를 통해 보정하였다. 그 결과 현재 CTOD 계산에 주로 쓰이는 ISO 12135[23]/15653[24]에서 제안하는 CTOD 계산식으로 제안되고 있다[25][26][27][28].

본 연구에서는 LNG 저장탱크의 제작을 위하여 극저온용 강재를 적용하고 있으며, 사용온도가  $-163^{\circ}\text{C}$ 로 극저온 이음부에서 취성파괴의 가능성을 내포하고 있다. 취성균열 전파 및 전파방지를 위한 연구는 1960년을 전후로 일본에서 활발하게 연구가 진행되었다[10,11]. 그 당시 강재의 두께는 현재에 사용되는 강재에 비하면 얇은 40mm를 최대 두께로 사용하여 많은 연구가 진행되었다. 일본에서는 취성파괴의 실용적인 연구는 꽤 번성하였으며, 이러한 연구성과는 IIW(International Institute of Welding)에서 매년 보고 되었다. 1962년, 1963년에 Commission X의 자료로서 木原(Kihara), 秋田(Akita)로부터 보고된 것은 ESSO 실험을 통해 취성균열의 전파와 전파 방지의 연구를 수행하였고, 이를 통해 취성균열의 특성을 평가하였다[29][30]. 그 당시의 주요 관심은 파괴의 전파 및 전파정지로 한정되었으며, 주로 취성파괴에 관한 연구가 수행 되었다. 당시 연구 성과의 특이한 사항은 파괴 역학(fracture mechanics)에 입각해 샤르피시험의 요구 규격 값을 정한것이었으며, 그 것의 문제점에 대한 많은 보고도 있었다. 한편 최근에는 고Mn강의 극저온에서의 파괴안정성을 평가하기 위하여 안규백 등은[31] LNG 운반선박을 대상으로 취성균열저항성 및 균열성장에 관한 실험적인 검토를 통하여 균열발생한계조건을 도출 하였다. 종래의 연구에서도 고Mn강 관련 연구가 진행 되었으나, 용접부의 개선형상의 변화에 따른 파괴안정성을 규명하는 연구는 거의 수행되지 않았다.

### 제3절 본 연구의 구성

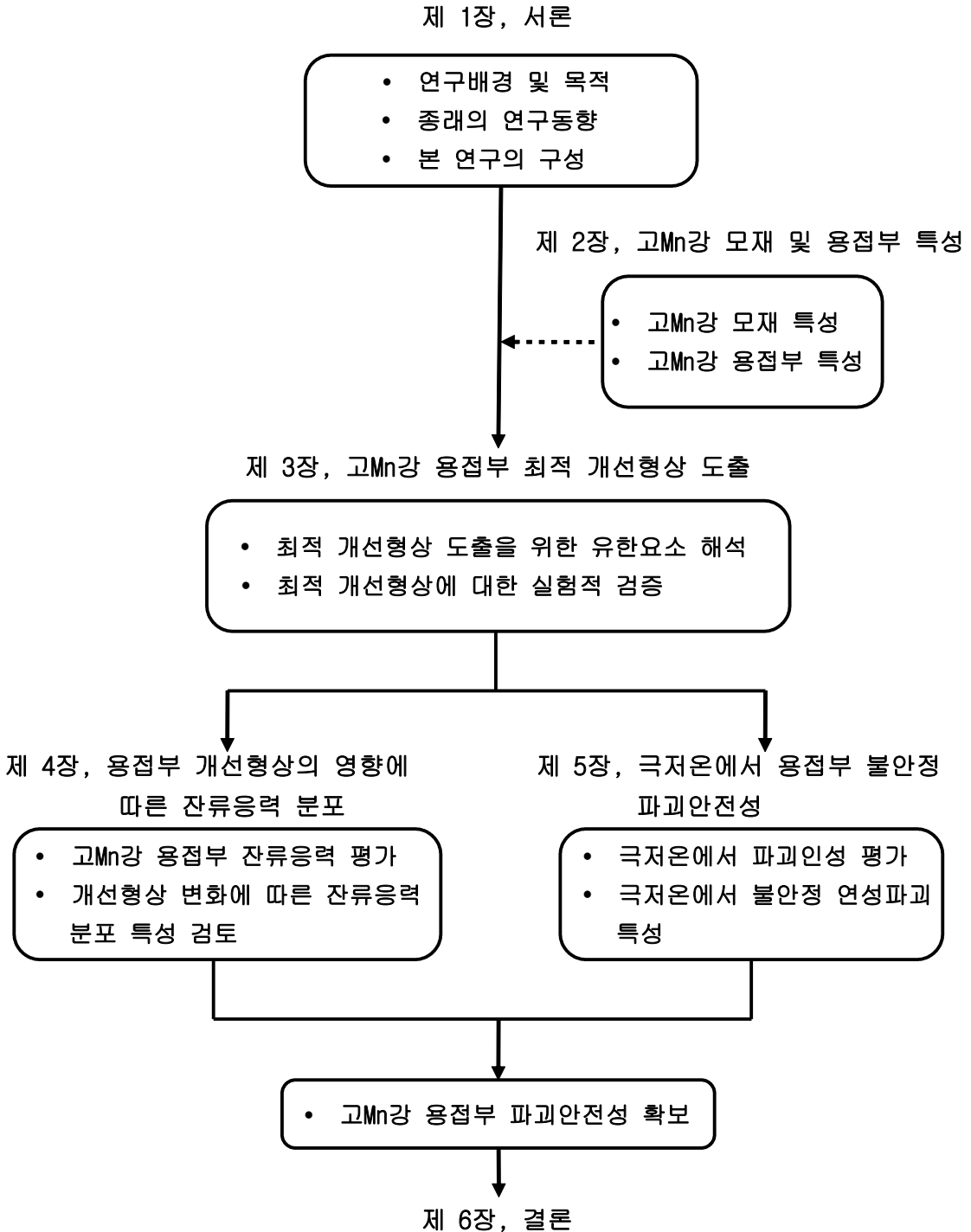


Figure 1.1 Flow of this study.

1장에서는 연구배경 및 목적, 종래의 연구동향, 본 연구의 구성을 나타냈다.

2장에서는 고Mn강 모재 및 용접부 특성을 검토하였다. 모재의 화학적 조성 및 기계적 물성을 평가하고, 광학현미경(OM)을 통해 미세조직 특징을 관찰하였고 샤르피 충격 실험을 통해 충격인성을 평가하였다. FCAW, SAW 두 용접프로세스를 통해 용접을 실시하고, 각 용접프로세스에 따른 용접조건, 기계적 물성, 미세조직 특징, 경도분포 그리고 충격인성을 평가결과를 나타냈다.

3장에서는 고Mn강 용접부 최적 개선형상 도출을 위해 강도적인 관점에서의 검토하였다. 여러 개선각 조건에서의 유한요소해석을 통해 개선각 변화가 강도에 미치는 영향을 검토하고, 최적개선각을 도출하였다. 또한 기존 개선각과 도출된 최적개선각에 대해서 실험적인 검토를 통한 최적개선형상에 대한 신뢰성 확보 결과를 나타냈다.

4장에서는 용접부 개선형상의 영향에 따른 잔류응력 분포를 검토하였다. 기존개선각의 잔류응력 분포를 측정하고, 유한요소해석을 통해 비교검증 후 최적개선각에 대한 잔류응력 분포 특성 검토결과를 나타냈다.

5장에서는 극저온에서의 용접부 불안정 파괴안전성을 검토하였다. 극저온에서의 파괴인성 평가를 위한 CTOD 실험을 진행하였다. FCAW, SAW 용접프로세스로 제작된 시험편에 용융금속(Weld Metal), 용융선(Fusion Line)에 노치를 삽입시키고 이에 대한 파괴인성을 평가하였다. 또한 연성이 우수한 재료에서 발생 가능성이 있는 불안정 연성파괴 발생 가능성에 대해 평가하였다. 평가를 통해 극저온에서 불안정 연성파괴를 방지할 수 있는 허용균열길이를 도출하여 안정성 평가결과를 나타냈다.

6장에서는 고Mn강 용접부에 대한 실험결과를 요약 및 결론을 나타냈다.

## 제2장 고Mn강 모재 및 용접부 특성

### 제1절 서언

LNG 저장탱크제작에 사용할 수 있는 강재로는 극저온용 강재로서 9%Ni강, STS 304, 알루미늄 합금강 등이 IMO IGC/IGF 코드에 등재되어 있다[2,3]. 극저온용 강재들은 LNG와 같은 극저온(-163℃) 환경에서 존재하는 물질을 저장해야 하기 때문에 높은 강도와 우수한 인성이 요구된다. 종래까지 적용되었던 극저온용 강재들은 IMO IGC/IGF 코드가 제정되기 전부터 사용되었던 강재들이므로 그 강재의 특성을 기준으로 1983년에 관련 기준이 정립되었다. 그 이후 극저온용 강재로서는 3강종 이외에는 새로운 강재의 등록이 없었으나, 최근에 개발된 오스테나이트 계열의 고 Mn강이 2026년부터 정식 등재될 예정이다[12]. 따라서 본 연구에서는 종래의 극저온용 강재와 최근 개발된 고 Mn강을 모두 극저온용 강재로 취급하고자 한다. 각 극저온용 강재의 기계적 성질을 Table 2.1에 나타냈다. 마르텐사이트계 9%Ni 강은 강도가 높은 특성을 가지고 있지만 다른 극저온용 강재에 비해 연신율이 낮고 극저온에서 취성파괴의 가능성을 갖는 특징이 있으며, 오스테나이트계 STS 304, 알루미늄은 다소 낮은 강도를 가지고 있지만, 연신이 우수하고 취성파괴 안정성이 무척 우수한 특성을 가지고 있다. 또한, 최근 개발된 고 Mn강은 오스테나이트계임에도 9%Ni강과 비슷한 강도를 갖고, 극저온에서도 우수한 연신을 갖고 취성파괴의 가능성이 거의 없는 것이 특징이다. 항복강도와 인장강도의 비율(Yield to tensile ratio)을 보면 오스테나이트계인 STS304강과 고Mn강은 각각 0.4, 0.49 이지만 마르텐사이트계인 9%Ni 강은 0.85의 높은 항복비를 갖는 특징을 가지고 있다. 본 장에서는 고 Mn강의 모재와 용접부에 대한 특성을 화학적 성질, 기계적 물성, 미세조직 특징 그리고 충격인성 특성을 통해서 검토하였다.

Table 2.1 Mechanical properties of each cryogenic steels.

Cryogenic steels.	Yield strength, $\sigma_{YS}$ (MPa)		Tensile strength, $\sigma_{TS}$ (MPa)		Elastic modulus, E (GPa)		Yield Ratio
	25℃	-165℃	25℃	-165℃	25℃	-165℃	
H-Mn	432	773	879	1312	175	186	0.49
9%Ni	668	925	707	1046	195	205	0.85
STS304	275	432	668	1527	201	214	0.4
Al5083	124~200		276~352				

## 제2절 고Mn강 모재 특성

### 1. 화학적 성질

본 연구에서는 최근에 개발된 오스테나이트계 극저온용 강재인 고Mn강을 이용하였다. 고Mn강은 10~30%의 망간을 함유한 합금강으로 Mn의 함유량이 높은 것이 특징이다. 사용되는 목적에 맞게 Mn의 함유량을 조절하여 강재를 생산하게 되며, 본 연구에서 사용한 고Mn강은 극저온용 강재로서 Mn의 함량이 약 22% 정도를 차지하는 강재이다. 또한 Mn은 Ni과 같이 강력한 오스테나이트 안정화 원소중 하나이며, Fe에 첨가되면 그 특성이 Ni과 유사한 형태의 상변화가 발생하게 되는 것으로 알려져 있다[32]. 이러한 특성을 이용하여 Ni강 보다 저렴하면서 성능이 우수한 고Mn강이 개발 되었다. Table 2.2에는 본 연구에서 사용한 극저온용 고Mn강의 화학조성을 나타냈다.

Table 2.2 Chemical compositions of used steel plate.

Steels	C (%)	Si (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)	Cr (%)
H-Mn	≥0.15	≤0.24	≤24	≤0.003	≤0.0009	≤1.462

### 2. 기계적 물성

고Mn강 모재의 상온과 LNG 저장 온도인 -165°C온에서 기계적 물성을 Table 2.3에 정리하였다. 고Mn강도 종래의 강재와 동일하게 온도저하와 함께 강도는 상승 하였고, 연신율은 줄어들었으나, 그 감소폭은 탄소강에 비교하여 크지 않은 특징을 나타냈고, 극저온에서의 인장강도는 무척 크게 나타났다. 오스테나이트계 임에도 불구하고 무척 우수한 저온 강도특성을 나타내는 것이 큰 특징으로 파악되었다. -165°C 환경에서 기계적 물성의 변화량은 상온 대비 항복강도는 61%, 인장강도는 25%정도 상승한 것을 확인하였다.

Table 2.3 Mechanical properties of used steel plate.

Test temperature.	Yield Strength, $\sigma_{YS}$ (MPa)	Tensile strength, $\sigma_{TS}$ (MPa)	Elongation, $\epsilon$ , (%)
R.T.	480	900	60
-165°C	773	1124	44

### 3. 미세조직 특징

고Mn강 모재의 미세조직을 Fig. 2.1에 나타냈다. 고Mn강 모재는 전형적인 오스테나이트 조직구조인 FCC(Face-Centered Cubic)구조를 나타냈다. 현재 극저온용 강재로 사용되는 강재의 경우 9%Ni 강을 제외하고는 모든 소재가 FCC구조를 기지조직으로 하여 극저온에서 충분한 인성 확보를 목적으로 하고 있다. 또한 망간을 다량 첨가하여 상온 강도와 극저온 인성이 좋은 완전한 오스테나이트 기지조직을 가지고 있다[32].

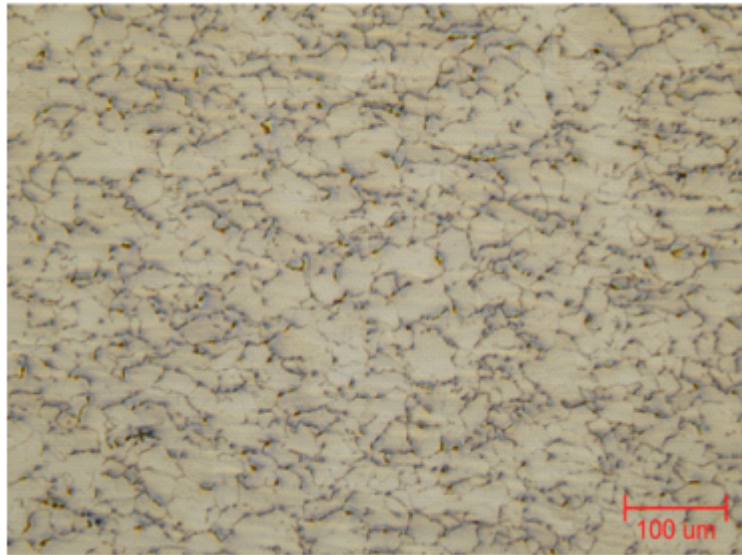


Figure 2.1 Optical microstructure of base metal.

### 4. 충격인성 특징

샤르피 충격시험을 통해 고Mn강 모재의 충격인성을 검토하였다. 시험은 ASTM E23[33]에 따라서 진행하였다. 시험편의 형상과 크기는 Fig. 2.2에 나타냈다. 샤르피 충격시험편 치수는 길이 55mm, 폭 10mm, 두께 10mm의 시험편으로 간단한 충격시험을 통해 파괴인성을 파악할 수 있다. 시험편 채취위치는 규격에서 규정하고 있는 전두께의 1/4t, 1/2t 위치에서 채취하였다. 시험온도는 IMO-IGC 코드에서 규정하고 있는 -196℃에서 실시하였으며, 그 결과를 Table 2.4에 정리하였다. IMO-IGC 코드에서 규정하고 있는 충격인성 값은 Transverse 방향일 때 27J 이상, Longitudinal 방향일 때 41J 이상으로 규정하고 있으며, 본 시험결과 고 Mn강 모재는 -196℃에서 충격인성값이 IMO-IGC 코드에서 제안하는 요구값을 상회하는 충격인성 값을 갖는 것을 확인하였다.

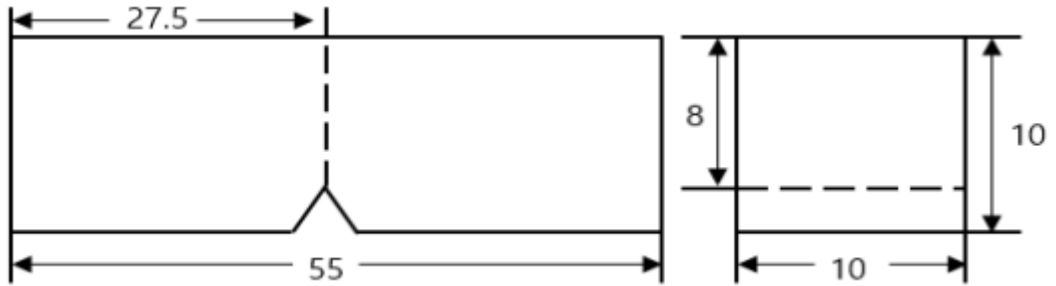


Figure 2.2 Charpy impact test specimen geometry.

Table 2.4 Charpy impact test result at  $-196^{\circ}\text{C}$ .

H-Mn base metal					
Notch location		1/2t		1/4t	
Direction		Trans.	Longi.	Trans.	Longi.
Absorbed Energy, (J)	1	67	79	82	107
	2	69	83	90	106
	3	69	79	88	103
	Avg.	68	80	87	105



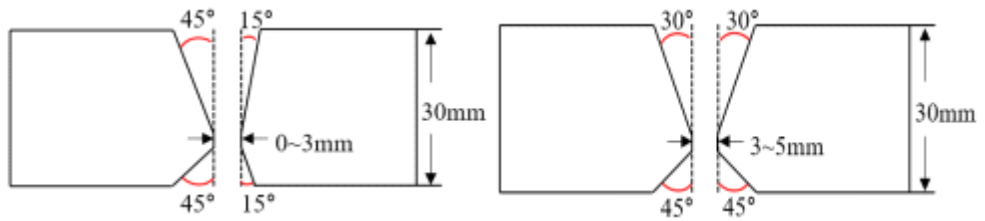
## 제3절 고Mn강 용접부 특성

### 1. 용접조건

LNG 저장탱크 제작 시 사용되는 용접프로세스는 FCAW(Flux Cored Arc Welding), SAW(Submerged Arc Welding), GTAW(Gas Tungsten Arc Welding)등 이 있으며, 이중에서도 FCAW 및 SAW의 두 용접프로세스가 대부분의 공정에 널리 사용된다. FCAW는 시공 생산성이 우수하고 전 자세 용접이 가능하기 때문에 육상 및 해상용 LNG 저장을 위한 중, 대형 탱크 제작에 주로 사용된다. 각 용접프로세스의 용접조건은 Table 2.5에 나타내었다. FCAW에 사용한 용접재료의 와이어 직경은 1.2mm이고, 80% Ar + 20% CO<sub>2</sub>의 보호가스를 사용하였으며, 다층용접을 실시하였다. 개선형상은 Fig. 2.3에 나타내었다. LNG 저장탱크의 건설에 적용되고 있는 용접부 개선형상은 X-groove로서, SAW의 경우는 Inside 60° - Outside 60° 각도로 용접을 진행하였고, FCAW의 경우는 Inside 90° - Outside 60° 로 용접을 진행하였다. 또한 FCAW보다 SAW가 입열량이 높은 것이 일반적인데, 본 연구에서는 FCAW가 수직용접(3G)으로 진행하여 수평용접(2G)보다 입열량이 매우높은 특징을 가지고 있다. 또한 고Mn강의 용접부는 용접금속의 강도가 모재보다 낮은 언더매칭의 용접이음부로 제작되었다.

### 2. 기계적 물성

본 연구에서 사용한 용접이음부의 기계적 물성을 Table 2.6에 나타냈다. 용접부는 용접금속의 강도가 모재보다 낮기 때문에 FCAW, SAW 모두 언더매칭의 이음부로 제작되었다. FCAW의 경우 항복강도는 463MPa, 인장강도는 813MPa 정도의 강도를 나타냈으며, SAW의 경우 항복강도는 447MPa, 인장강도는 789MPa 정도의 강도를 나타냈다. FCAW 이음부와 SAW 이음부 둘다 비슷한 정도의 강도를 가지고 있는 이음부로 확인되었다.



(a) 3G-FCAW-60° - 90°

(b) 2G-SAW-60° - 60°

Figure 2.3 Groove geometry of groove shapes.

Table 2.5 Welding conditions for FCAW and SAW.

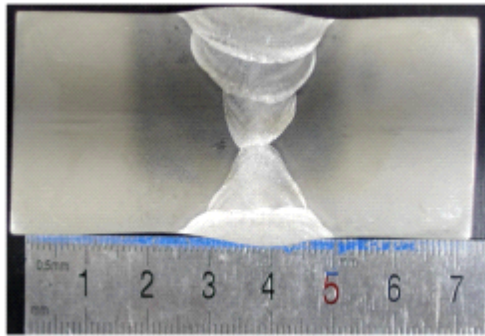
Welding process		FCAW	SAW
Welding position		3G	2G
Heat Input (kJ/cm)		40.3~46.5	12.2~14.3
Welding consumable wire diameters(mm)		1.2	4.0
Welding condition	Current(A)	185~205	366~396
	Voltage(V)	24~25	24~26
	Speed(cm/min)	6.0~8.3	36.9~43.3
Shielding gas		80% Ar + 20% CO <sub>2</sub>	-

Table 2.6 Mechanical properties of weld joints.

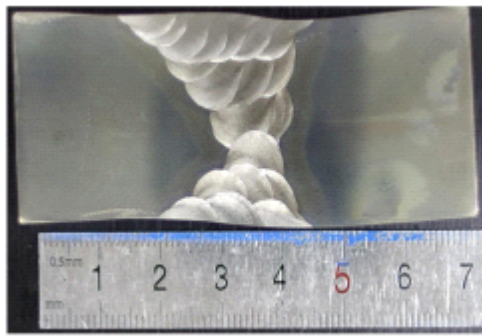
Welding process	Yield Strength, $\sigma_{YS}$ (MPa)	Tensile strength, $\sigma_{TS}$ (MPa)	Elongation, $e$ , (%)
FCAW	463	813	35
SAW	447	789	40

### 3. 마크로 단면 및 경도 분포

FCAW와 SAW 이음부의 Macro 단면을 Fig. 2.4에 나타내었다. FCAW의 경우 SAW보다 입열량이 커서 더 넓은 HAZ(Heat Affected Zone) 영역을 나타냄을 확인할 수 있었다. Fig. 2.5 및 Fig. 2.6에는 각 용접프로세스의 경도분포 측정 결과를 나타내었다. 경도 측정은  $10kgf$ 의 힘으로 경도를 측정하였다. 용접금속(WM)에서는 200~230Hv, 모재(BM)에서는 약 240Hv 경도값을 갖는 것을 확인하였다. 용접금속에서 낮은 경도분포를 확인하였고, HAZ로 갈수록 경도가 상승하는 것을 알 수 있다. 또한 용접금속이 모재 대비 낮은 강도를 갖는 언더매칭된 이음부가 제작되었음을 경도 분포를 통해 알 수 있었다.



(a) Macrostructure of FCAW



(b) Macrostructure of SAW

Figure 2.4 Macrostructure of each welding process.

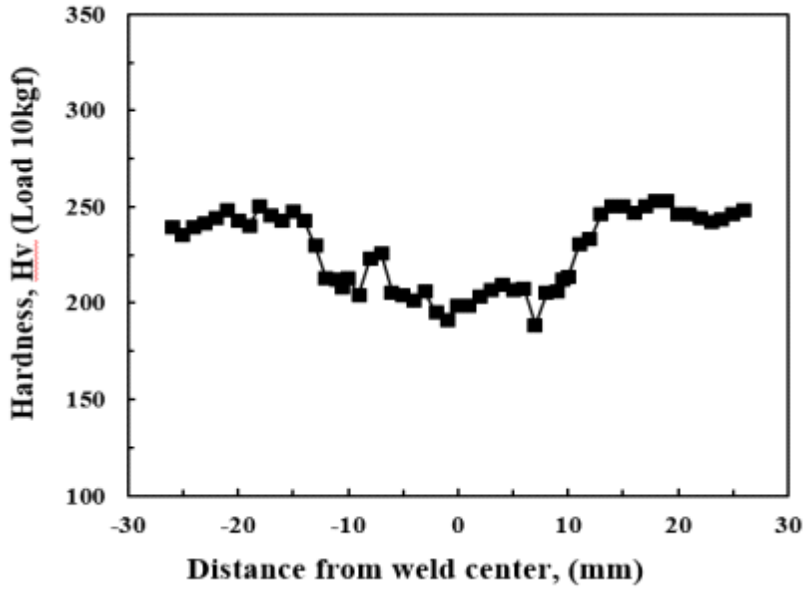


Figure 2.5 Hardness distribution of FCAW.

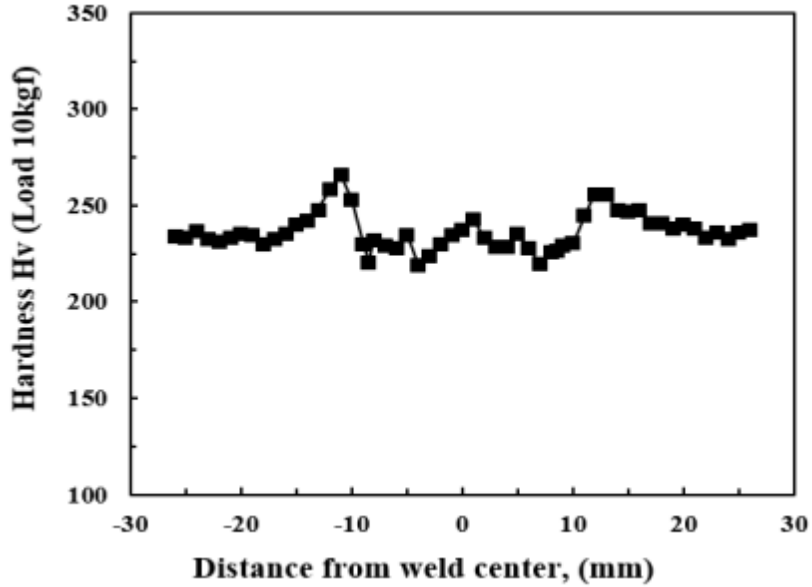
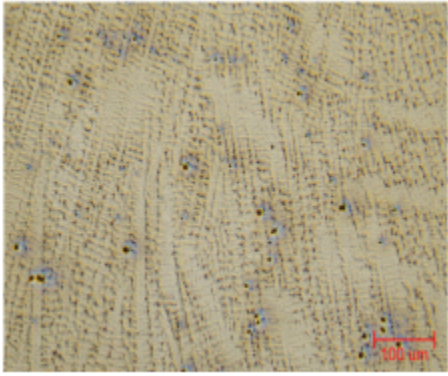
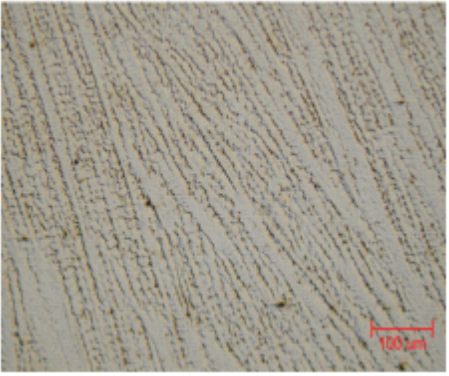
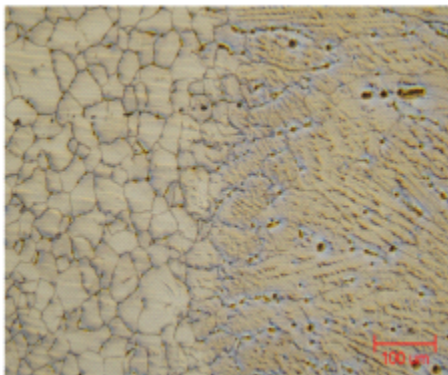
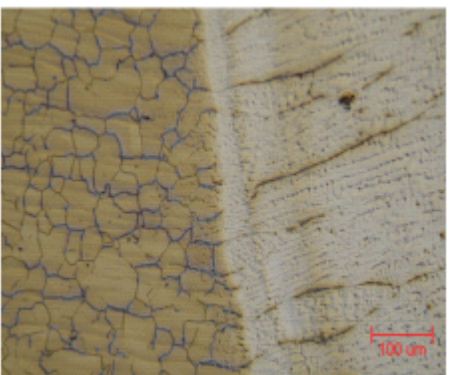


Figure 2.6 Hardness distribution of SAW.

## 4. 미세조직 특징

FCAW와 SAW 용접부의 WM(용접금속)과 FL(Fusion Line)의 미세조직을 Table 2.7에 나타내었다. FCAW, SAW 모두 오스테나이트 조직을 확인할 수 있고, 용접금속(WM)은 단상 응고조직인 덴드라이트 조직을 나타냄을 확인할 수 있다. 또한 FL의 미세조직을 통해 고Mn강 용접부에서 상변태가 일어나지 않음을 알 수 있다.

Table 2.7 Microstructure images of each welding process.

	FCAW	SAW
WM		
FL		

## 5. 충격인성 특징

샤르피 충격시험은 ASTM E23-7a[33]에 의하여 진행하였다. 시험편 치수는 Fig. 2.2에 나타낸 모재 충격시험편과 동일하다. 시험은 상온,  $-100^{\circ}\text{C}$ ,  $-196^{\circ}\text{C}$  3가지 온도에서 수행하였고, WM, FL, FL+2에 노치를 삽입하여 평가하였다. 그 결과를 Table 2.8에 정리하였다. 일반적으로 선박의 LNG 저장탱크에서 육상의 LNG 터미널로 하역시 LNG를 100% 하역하지 않고 80%정도 하역을 하게 되며, 이때의 LNG 내부의 온도는  $-110^{\circ}\text{C}$  정도로 유지되므로  $-110^{\circ}\text{C}$ 를 포함한 세 온도에서 충격인성을 평가하였다.  $-196^{\circ}\text{C}$ 에서 충격인성이 다소 감소하지만, 여전히 높은 충격인성값을 나타냈다. 용접부 충격인성시험 결과로부터 고Mn강의 경우 용접부에서  $-196^{\circ}\text{C}$ 에서 우수한 충격인성을 확보하고 있음을 파악하였다. 또한, 노치가 모재 방향으로 갈수록 충격인성이 높아지는 것을 확인하였다. 두 용접 프로세스 모두 IMO-IGC 코드에서 요구하는  $-196^{\circ}\text{C}$ 에서 기준 값(27J)을 충분히 만족하는 저온 충격인성을 가지고 있는 것을 확인하였다.

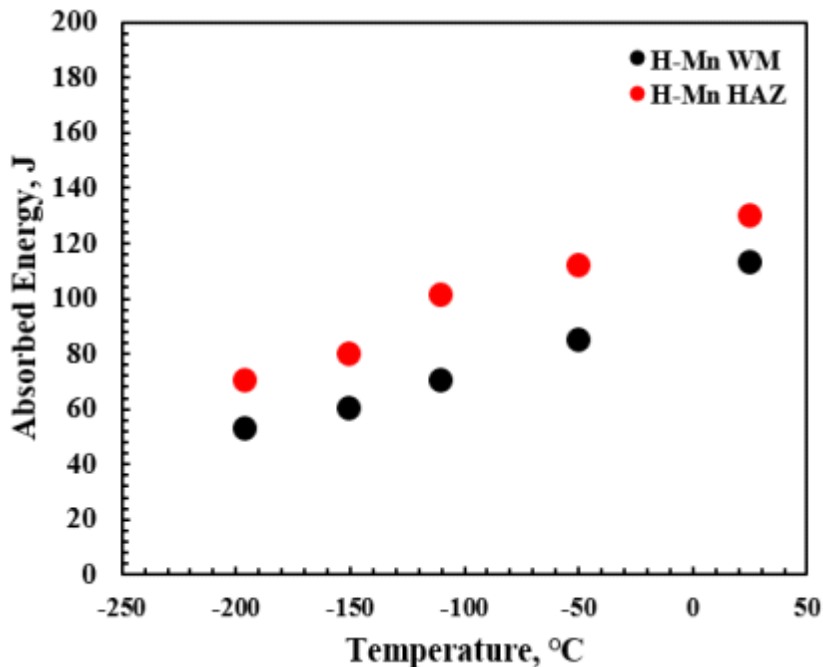


Figure 2.7 Charpy impact test results of each temperature.

## 제4절 요약

본 장에서는 고 Mn강 모재 및 용접부의 특성을 화학적 성질, 기계적 물성, 미세조직 특징 그리고 충격인성 특성을 통해서 검토한 결과 다음의 결론을 얻었다.

- (1) 고Mn강 모재는 상온 및 저온에서 강도와 극저온 인성이 우수한 완전한 오스테나이트 기지조직을 갖는 강재로, 용접부의 경우 용접금속(WM)에서 단상 응고조직인 덴드라이트(Dendrite) 조직을 확인할 수 있었으며, 모재와 동일하게 오스테나이트 조직으로 강도 및 인성이 우수함을 확인하였다.
- (2) 고Mn강 모재 및 용접부의 기계적 물성은 모재의 경우 최대인장응력 900MPa, FCAW 용접이음부는 813MPa, SAW 용접이음부는 789MPa임을 확인하였다. 경도분포 확인 결과 용접금속(WM)에서 200~230Hv, 모재(BM)에서는 약 240Hv 경도값으로 두 용접프로세스 모두 용접금속이 모재 대비 낮은 강도를 갖는 언더매칭된 이음부로 제작됨을 확인하였다. 모재의 높은 강도와 동등한 용접재료의 개발이 안되어서 언더매칭으로 구조물이 제작되었다.
- (3) 용접부 및 모재의 샤르피 충격시험 결과 -196℃에서 FL+2mm 노치의 시험편이 다른 시험편보다 상대적으로 낮은 값을 나타냈고, 90J 이상의 우수한 충격인성을 확보하고 있는 것을 확인하였고, IMO-IGC코드에서 요구하는 기준 값(27J)을 모두 만족하였다.

## 제3장 고Mn강 용접부 최적 개선형상 도출

### 제1절 서언

제3장에서는 육상용 LNG 저장탱크 제작의 생산성 향상을 위하여 용접부 최적 개선형상을 도출하기 위한 FEM 해석을 수행하였다. 종래의 용접부 개선형상은 X개선으로 이루어졌으며, 수평용접(2G)의 경우는 Inside 60°, Outside 60° 그리고 수직상향용접(3G)의 경우는 inside 60° 와 outside 90° 의 개선 형상으로 용접시공이 이루어졌다. 용접시공시 개선형상은 용접재료의 소모 및 시공에 필요한 시간등과 밀접한 관계가 있다. 또한 구조물의 안전성과도 상관성이 높은 것으로 알려져있다. 하지만, 종래의 시공에 적용되었던 개선형상은 과도한 개선각으로 시공되고 있다는 현장의 목소리가 있었지만 명확한 이론적인 근거의 부족으로 종래에 사용된 시공조건이 그대로 적용되어왔다. LNG 저장탱크에 적용된 종래의 대부분의 소재들은 9%Ni강을 포함하여 용접금속의 강도가 낮은 언더매칭으로 이루어졌다. 따라서 용접금속의 강도 및 파괴인성의 확보는 무척 중요하다. 본 연구에서 대상으로 하는 소재인 고Mn강 또한 9%Ni강과 동일하게 용접부는 언더매칭으로 용접부가 제작 되었다. 종래의 용접시공조건을 변경하기 위해서는 고Mn강의 용접부 개선형상 변화에 따른 용접이음부의 강도 및 파괴인성의 특성 검토를 통한 구조물의 안정성을 확인할 필요가 있다. 하지만, 다수의 개선형상에 대하여 실험적인 방법으로 모두 강도를 평가하기에는 많은 시간과 비용을 필요로 하기 때문에 수치해석적인 방법을 통하여 먼저 최적의 개선형상을 도출하고, 최적 개선형상에 대하여 최종적으로 실험적 검증을 하고자 하였다. 용접부의 강도평가에 사용된 수치해석프로그램은 구조물의 구조해석 및 용접해석에 범용적으로 사용되고 있는 상용프로그램인 MSC사의 MARC[34]를 사용하였다. 해석모델은 전두께(30mm)로 이루어진 FCAW 및 SAW 이음부를 대상으로 하여 용접부의 개선각을 감소시키면서 용접부의 강도를 평가하였다.



## 제2절 최적 개선형상 도출을 위한 유한요소 해석

### 1. 수치해석조건 및 재료물성

최적 개선각 도출을 위한 유한요소해석 수행을 위하여, 먼저 용접부 강도평가를 위한 해석시스템을 구축하였다. 따라서 먼저 균질재인 모재와 용접부에 대한 인장해석을 수행하여 실험결과와 비교검토 하였다. 해석모델의 형상, 치수는 Fig. 3.1에 나타내었다. 인장해석 모델의 길이는 650mm, 두께는 30mm로 실제 인장실험을 한 시험편과 동일한 모델을 선정하였고, 2차원 해석으로 검토하였다. Fig. 3.2에 모재 및 용접부에 대한 인장실험 결과와 수치해석 수행결과를 비교하여 나타내었다. 본 수치해석을 수행한 목적은 용접 이음부의 개선형상별 강도를 파악하는 해석을 수행전에 균질재에 대하여 수치해석을 수행후 실제 실험결과 95% 이상 일치하는 수치해석 시스템을 구축하기 위함이다. 수치해석결과에서 알 수 있듯이 실험결과와 해석결과가 95% 이상 잘 일치함을 확인하였다. 따라서, 본 해석시스템을 사용하여 고Mn강을 활용하여 육상용 LNG 저장탱크 건설에 적용될 최적 개선형상 도출을 위한 수치해석을 수행하였다.

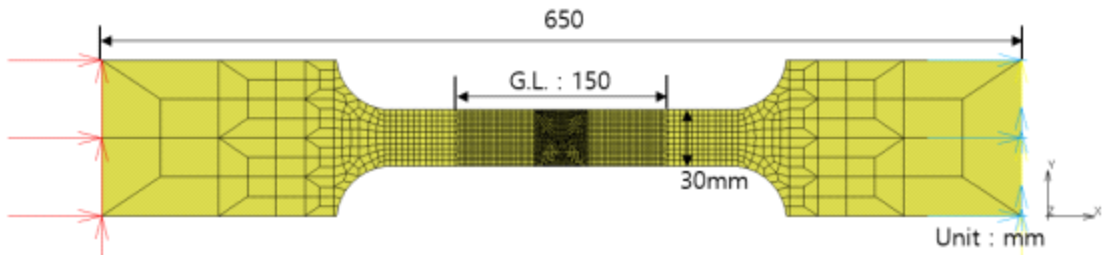
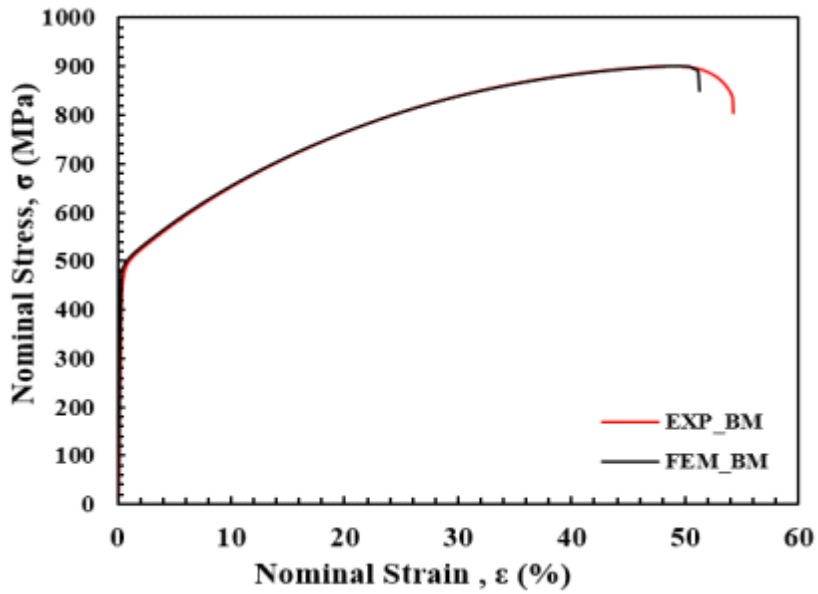
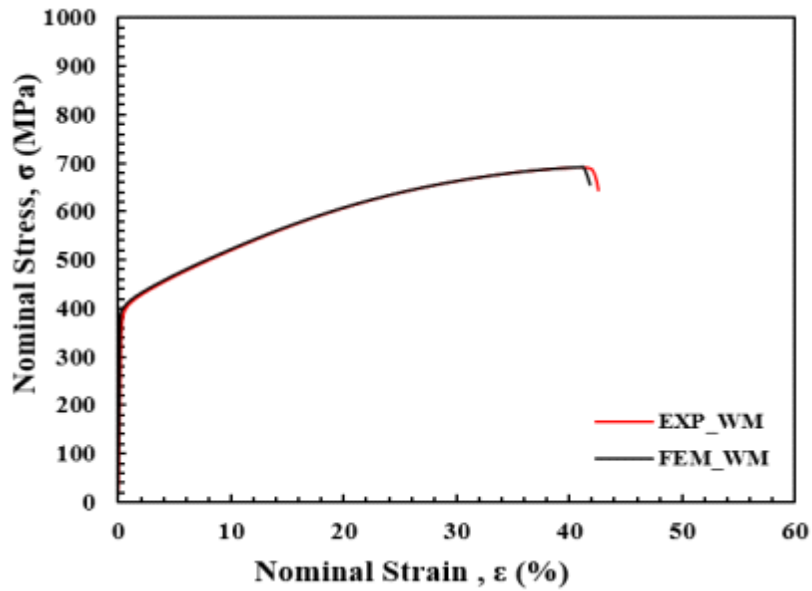


Figure 3.1 Analysis model dimension and boundary conditions.



(a) Base metal



(b) Weld metal

Figure 3.2 Results of comparison FE-analysis with experiment.

## 2. 개선형상별 용접부강도 및 최적개선각 도출

본 항에서는 기존의 수평용접과 수직상향용접 프로세스별 개선각의 감소를 통한 생산성 향상을 위해 최적의 개선각을 도출하였다. 최적개선각 도출을 위한 기준은 종래의 개선각과 동등 이상의 강도를 확보하는 조건으로 개선각을 도출하고자 하였다. 본 용접부 강도 평가를 위한 수치해석 시스템은 균질재를 대상으로 하여 구축한 해석모델을 사용하여 유한요소해석을 수행하였다. 종래의 2G와 3G 용접이음부는 X개선형상으로 각각 Inside 60°, Outside 60°, Inside 60°, Outside 90°의 개선형상을 가지고 있다. LNG저장탱크 제작시 용접시공을 무시하고 개선각을 설정할 수 없기 때문에 용접시 발생할 수 있는 기공 및 융합부족(Lack of Fusion)등이 발생하지 않고 용접시공이 가능한 최적의 개선각 도출이 중요하다. 따라서 용접시공성을 고려한 최적의 개선각을 도출하고, 용접부의 강도기준 만족 여부를 평가하였다. 기존의 개선각 보다 축소를 위해서는 용접시 용접토치의 삽입 및 작업성을 고려할 때 50°가 건전한 용접부를 얻을 수 있는 최소 개선각도로서 설정하였다. SAW의 경우는 종래의 개선각 보다 10°감소시켜서 Inside 50°, Outside 50°로 설정하였고, FCAW의 경우 종래의 Inside 60°를 50°로 고정하고, Outside 90°를 10°씩 점차적으로 감소시킨 80°, 70°, 60°, 50°로 변화시켜서 인장강도의 만족 여부를 평가하였다. Table 3.1에 개선각의 변화에 따른 인장강도와 항복강도의 결과를 나타냈다. SAW는 기존의 개선각에서 항복강도 401MPa, 인장강도 666MPa 이었으며, 감소시킨 개선각에서는 항복강도, 인장강도가 각각 405MPa, 670MPa로 나타났다. 개선각도의 감소에 따라 약간의 강도상승을 확인하였다. 본 연구에서 사용한 고Mn강은 용접부의 강도가 낮은 언더매칭이므로 개선각의 감소에 따라서 용접금속의 면적이 감소하여 모재강도의 영향이 더욱 크게 나타나서 강도가 다소 상승한 것으로 판단된다. 또한, FCAW의 경우 기존의 개선각에서 항복강도가 440MPa, 인장강도 737MPa로 평가 되었으며, 개선각이 80°, 70°, 60°, 50°로 10°씩 감소한 경우 항복강도는 각각 445MPa, 446MPa, 460MPa, 450MPa 이었으며, 인장강도는 739MPa, 740MPa, 741MPa, 741MPa로 평가되어 개선각의 감소와함께 강도가 다소 증가함을 확인하였다. 하지만 그 증가폭은 종래의 개선형상과 큰 차이가 없는 것으로 나타났다. 고Mn강 용접부는 용접부의 강도가 모재의 강도보다 낮지만 개선각이 감소하더라도 용접부의 면적이 감소하여 급격하게 강도가 상승하지는 않았다. 두께(t)와 폭(D)의 관계  $X(x=D/t)$ 를 고려할 때 X의 값이 1.0이상이면 용접금속의 영향이 크고 0.15 이하이면 모재의 영향이 크다는 연구보고[35]가 있듯이 본연구에서도 동일한 현상이 확인되었다. 본 해석결과를 통해 SAW 및 FCAW 시공에서 최적의 개선각도는 inside 50°, outside 50°으로 설정하였다. 유한요소해석 결과 고Mn강의 경우 용접재료의 강도가 모재의 강도보다 낮은 언더매칭 이음부이므로 개선각도가 줄어들면서 용접금속의 양이

줄어들어 강도적인 측면에서는 개선각의 감소가 유리하게 작용한 것으로 판단된다. Fig. 3.3에 종래개선각과 최적개선각에 대한 응력-변형을 선도를 나타냈고, Table 3.1에 그 결과를 정리하였다.

Table 3.1 Summary of weld strength in each groove shape using FE-analysis.

Specimen ID	Yield Strength, $\sigma_{YS}$ (MPa)	Tensile strength, $\sigma_{TS}$ (MPa)
2G-SAW-60° -60°	401	666
2G-SAW-50° -50°	405	670
3G-FCAW-60° -90°	440	737
3G-FCAW-50° -80°	445	739
3G-FCAW-50° -70°	446	740
3G-FCAW-50° -60°	460	741
3G-FCAW-50° -50°	450	741

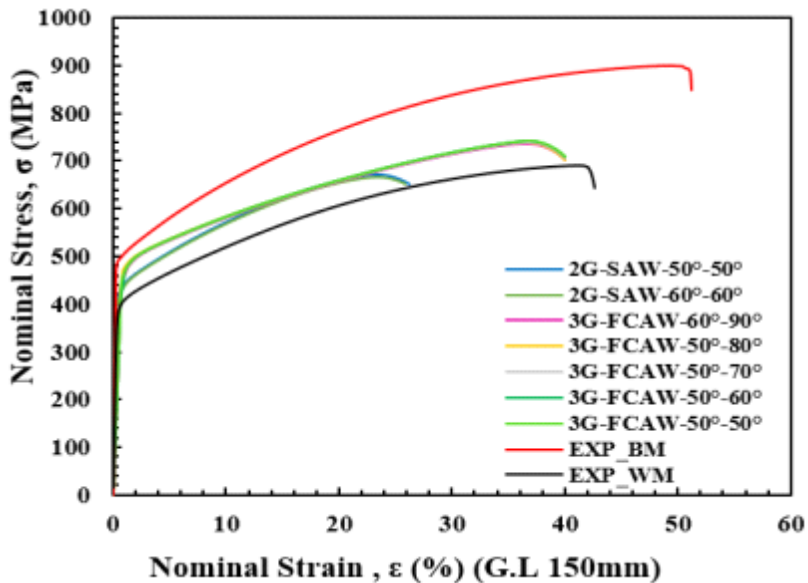


Figure 3.3 Nominal stress-strain relationship in each groove shape by FE-analysis.

### 제3절 최적 개선형상에 대한 실험적 검증

#### 1. 인장시험편 제작 조건 및 실험조건

앞서 유한요소해석 결과 2G-SAW 및 3G-FCAW 용접이음부 해석결과 최적의 개선각은 Inside 50°, Outside 50°로 설정하였다. 본 절에서는 최적의 개선형상에 대한 실험적 검증을 하였고, 제 2절에서 수행한 FEM 해석결과와 타당성 검토와 기준강도 만족여부를 확인하였다. 용접부의 인장시험편은 ASTM E23[33]에 따라서 제작하여 실험을 실시하였다. 시험편의 형상과 크기는 Fig. 3.4에 나타났다. 종래의 개선각으로 제작된 용접에서 채취한 시험편으로 수행한 인장실험과 최적개선각으로 제작된 용접에서 채취한 시험편으로 수행한 인장실험을 통해 강도 변화를 실험적으로 파악하였다. 인장시험편은 FCAW, SAW 두 이음부에 대하여 시험편을 제작하였고, 해석모델과 동일한 사이즈의 시험편을 제작 후 인장시험을 실시하였다. 시험장비는 최대하중 2,000kN의 용량을 가진 만능인장시험기를 사용하였고, 시험속도 1mm/min의 조건으로 실험을 진행하였다.

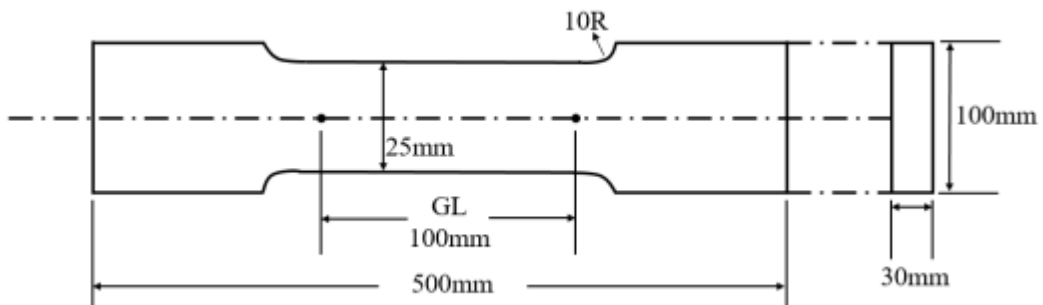
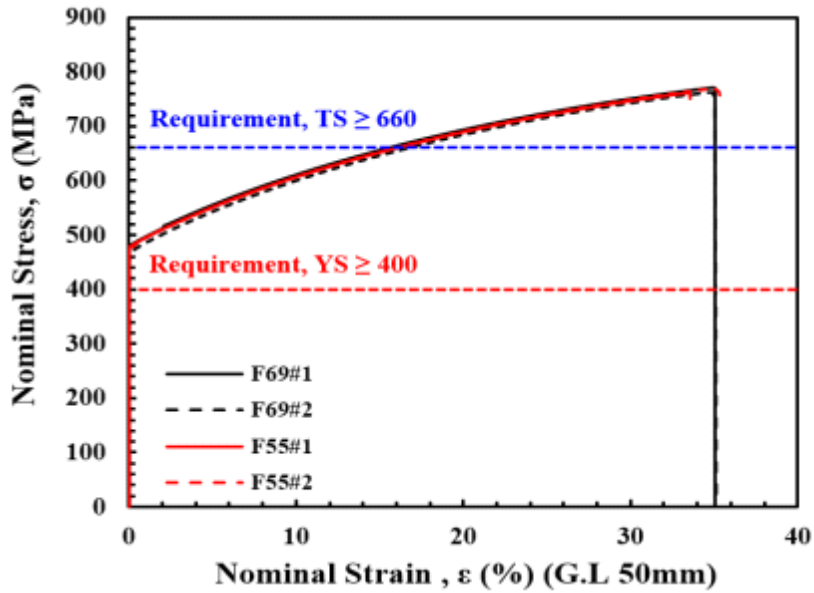


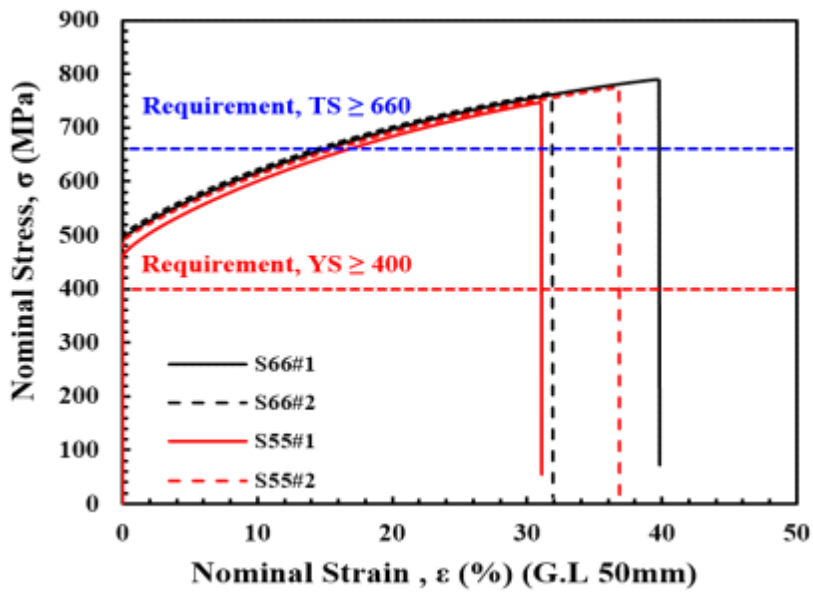
Figure 3.4 Tensile test specimen dimensions.

## 2. 인장실험 결과 및 고찰

Fig. 3.5에는 각 용접프로세스별 용접이음부의 인장실험결과로서 응력-변형을 관계를 나타냈다. 종래의 개선형상에 대한 FCAW 프로세스를 적용한 경우의 인장실험결과 항복강도는 474MPa, 인장강도는 815MPa이었고, 개선각을 축소한 경우의 인장실험결과 항복강도는 470MPa, 인장강도는 815MPa의 결과를 얻었다. SAW 프로세스의 경우 종래의 개선각에서 항복강도는 501MPa, 인장강도는 821MPa이었고, 개선각을 축소한 경우의 인장실험결과 항복강도는 472MPa, 인장강도는 803MPa의 결과를 얻었다. 또한 해상용 LNG 저장탱크의 경우는 IMO에서 규정 하고있는 기준을 만족해야 하는데, 고Mn강의 경우는 2022년 interim guideline이 제정되면서 본격적인 사용이 가능하게 되었다. Interim guideline에서 제안하고 있는 요구강도는 항복강도 400MPa 이상, 인장강도 660MPa 이상이다. 육상용 LNG저장탱크의 제작에 있어서도 현재 고Mn강에 대한 명확한 기준이 정립되지 않았기 때문에 IMO의 기준을 그대로 적용하였다. 개선각을 감소시킨 용접부에 대한 인장실험결과 개선각이 감소하더라도 요구기준을 모두 만족하는 것으로 파악하였다. Table 3.2에 종래의 개선각과 본 연구에서 최적화한 개선각에 대한 FCAW 및 SAW 이음부에 대한 인장실험 결과를 정리하였다. 인장실험 결과 개선각이 감소하더라도 강도에는 큰 차이가 없는 것으로 판단된다.



(a) FCAW weld joint



(a) SAW weld joint

Figure 3.5 Tensile test results of FCAW and SAW joints with previous groove shape and optimal groove shape.

Table 3.2 Summary of tensile test results of FCAW and SAW joints with previous groove shape and optimal groove shape.

Specimens	Yield Strength, $\sigma_{YS}$ (MPa)	Avg. (MPa)	Tensile Strength, $\sigma_{TS}$ (MPa)	Avg. (MPa)
F69#1 <sup>*1)</sup>	484	474	818	815
F69#2	463		813	
F55#1 <sup>*2)</sup>	473	470	811	815
F55#2	467		820	
S66#1 <sup>*3)</sup>	498	501	836	821
S66#2	505		806	
S55#1 <sup>*4)</sup>	447	472	789	803
S55#2	497		818	

- \*1) FCAW, Inside 60° , Outside 90°
- \*2) FCAW, Inside 50° , Out side 50°
- \*3) SAW, Inside 60° , Outside 60°
- \*4) SAW, Inside 50° , Outside 50°



## 제4절 요약

본 장에서는 육상용 LNG 저장탱크 건설시 적용되는 FCAW 및 SAW 이음부의 개선형상을 축소할 경우에 대한 강도평가를 실시하였다. 종래의 개선각과 동등한 강도를 확보하고 용접성에 영향을 주지 않는 조건에서 최적의 개선형상을 도출하기 위해 FEM 해석을 수행하였다. 또한, 수치해석을 통하여 도출된 최적의 개선각에 대한 실험적인 방법을 통하여 해석결과의 타당성을 검증 하였다. 본 장에서 얻어진 결과를 아래에 정리 하였다.

- (1) 육상 LNG 저장탱크의 건설시 생산성향상을 위하여 FCAW 및 SAW 이음부의 최적 개선각 도출을 위하여 균질재인 모재와 용접금속의 인장강도 평가를 수치해석을 통하여 도출하여 유한요소해석시스템을 구축하였다. 강도평가를 위한 유한요소해석 시스템을 비교검토 결과 실험결과와 해석결과가 잘 일치함을 확인하여, 최적 개선형상 도출을 위한 정도 높은 수치해석시스템이 구축됨을 확인하였다.
- (2) 구축된 수치해석 시스템을 적용하여 FCAW 및 SAW 이음부에 대한 최적의 개선형상을 기존의 개선각에서 10° 씩 감소시켜서 수치해석을 수행한 결과, FCAW 및 SAW 모두 최적의 개선형상을 Inside 50° , Outside 50° 로 설정하였다. 또한 개선각이 감소 하더라도 항복강도와 인장강도에는 큰 차이가 없는 것으로 평가 되었다.
- (3) 수치해석을 통하여 도출된 최적의 개선형상에 대하여 실험적인 평가를 수행 결과 유한요소해석 결과와 동일하게 개선각이 감소하더라도 인장 및 항복 강도에는 큰 변화가 없는 것으로 확인되었다. 또한 해상용 LNG 저장탱크 제작에 적용되는 고Mn강에 적용되는 IMO interim guideline에서 제안하는 강도 기준 또한 모두 만족하는 것으로 확인되었다.

## 제4장 최적 개선형상의 변화에 따른 잔류응력 분포 특성

### 제1절 서언

용접 시 용접부에서는 용접열원에 의한 가열 및 냉각의 열사이클을 받으며, 열원의 이동에 따른 불균일한 온도장을 형성하게 된다. 열원에 의한 불균일한 온도장은 용접 금속 및 모재의 열팽창 수축을 발생시키고, 용접부로부터 떨어져 있는 모재가 이를 구속하기 때문에 용접변형 및 잔류응력이 발생한다. 용접잔류응력의 다른 형태로 나타나는 용접변형은 용접구조물의 조립 시 치수의 변화 등의 문제를 초래하여 추가적인 비용을 발생하게 하며, 생산성 저하의 원인이 된다. 일반적으로 용접잔류응력은 용접 금속 및 열영향부가 냉각과정에서 주변부의 구속에 의하여 인장잔류응력이 발생된다. 또한 용접 후 인장잔류응력은 용접선 주변에 걸쳐 남아 있는 것이 일반적이고 용접부에서 떨어진 모재에서 압축잔류응력이 분포하며 잔류응력이 평형을 이루게 된다. 일반적으로 용접잔류응력장은 재료특성, 외부 구속조건, 입열량, 용접 패스 수 및 예열 온도와 같은 용접공정 변수를 포함한 여러요인에 따라 달라지지만 용접잔류응력의 최대크기는 일반적으로 강재의 항복응력 수준의 인장잔류응력이 형성되는 것으로 알려져있다[36]. 용접과정에서 용융영역(Fusion Zone)에 근접한 용접금속과 모재가 열부하를 받기 때문에 이 영역에서 재료는 어느 정도 소성변형을 받게되며 이 용융영역이 경화될 것이라는 예상할 수 있다[37]. 경화에 따라 소재의 용융영역(Fusion Zone)과 열영향부(Heat Affected Zone)의 항복강도 및 경도와 같은 재료물성이 달라질 수 있다. 용접 후에 발생하는 용접변형 및 용접잔류응력은 용접 구조물의 좌굴강도, 피로수명 및 취성균열의 진전에 영향을 미친다[38]. 또한, 용접잔류응력은 파괴가 발생하는 구속조건을 변화시킴으로써 재료의 파괴인성 거동에도 영향을 미칠 수 있다[39]. 따라서 용접 잔류응력의 크기와 분포를 파악하고 그 영향을 평가하는 것은 용접 구조물의 안전성 평가에 중요하다. 이처럼 용접잔류응력은 구조물의 신뢰성평가에 매우 중요한 인자이며 상세한 검토가 필요하다.

본 장에서는 앞서 도출한 최적 개선형상과 기존 개선형상의 잔류응력을 측정하고, 기존의 개선형상과 최적의 개선형상의 용접 시 나타나는 용접잔류응력의 변화를 검토하였다.

## 제2절 최적 개선형상의 용접부 잔류응력 평가

### 1. 시험편 제작 및 잔류응력 측정 방법

용접잔류응력은 용접구조물의 좌굴강도, 피로수명 및 취성균열의 진전에 영향을 미치고, 재료의 인성거동에 영향을 미치기 때문에 용접잔류응력의 크기 및 분포의 검토가 구조물의 신뢰성평가에 매우 중요하다. 따라서 본 절에서는 앞서 도출한 최적 개선형상과 기존 개선형상의 용접잔류응력 변화와 고Mn강 용접부의 용접잔류응력의 크기와 분포를 정량적으로 파악하기 위해 절단법을 이용한 실험적인 검토를 수행하였다. 용접잔류응력 검토를 위한 시험편의 치수 및 개선형상을 Fig. 4.1에 나타냈다. 시험편은 폭 600mm, 길이 1000mm, 두께 30mm이고 기존 개선형상과 최적개선형상 용접 이음부를 각각 제작하였다. FCAW 시험편의 경우 용접자세는 3G(수직상향용접)이고 적용된 입열량은 40.3~46.5kJ/cm 로 총 5패스로 용접이 수행되었다. SAW 시험편의 경우 2G(수평용접) 용접자세로 12.2~14.3kJ/cm 의 입열량으로 다층용접부로 제작되었다.

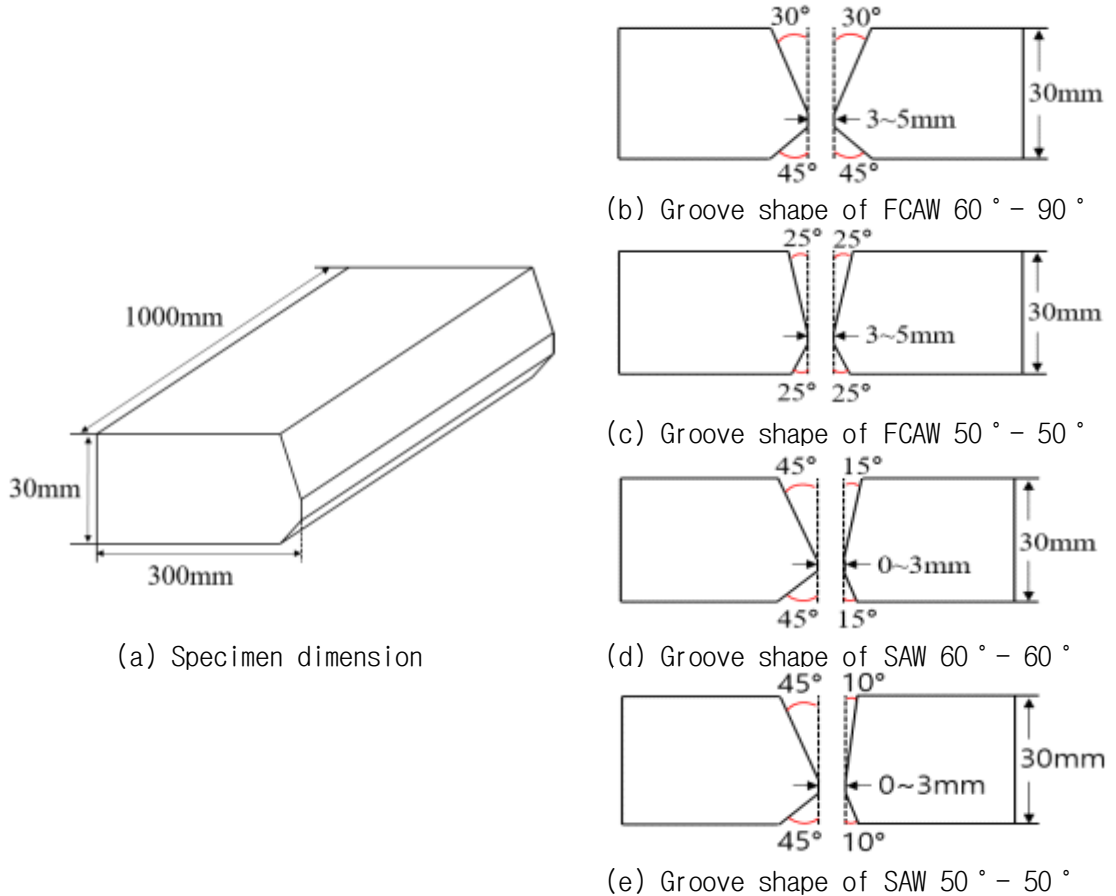


Figure 4.1 Specimen dimension and groove shape of FCAW, and SAW weld joints.

용접부 잔류응력 평가는 절단법을 사용하여 고Mn강 용접부 잔류응력을 검토하였다. 용접잔류응력 측정을 위하여 1축 및 2축 스트레인게이지를 부착하고 스트레인게이지 축의 수직인 방향으로 밴드쇼우로 절단하여 용접잔류응력을 측정하였다. 스트레인게이지는 주변의 절단을 통해 기계적인 미세한 변화(strain)를 전기신호로 검출하여 변형률( $\epsilon$ )을 측정할 수 있다. 스트레인게이지는 아주 민감하기 때문에 절단 시 발생하는 열에 의한 영향을 최소화 하기 위해 절삭유와 물을 사용하여 절단 시 발생하는 열을 제어하였고, 절단속도는 1mm/min로 하였다. 또한 게이지 손상을 방지하고 발열을 최소화하기 위해 방전가공을 통해 절단하였다. 잔류응력측정은 절단 전 초기값을 측정하고 절단 후 응력의 해방에 의한 변형률의 변화된 값을 측정하고, 변형과 힘 사이의 관계식인 후크법칙을 사용하여 용접잔류응력을 계산하였다. 후크법칙은 아래의 식 4.1과 같다. 잔류응력측정을 위하여 절단법에 사용된 1축 및 2축 스트레인게이지 정보는 Table 4.1에 나타냈다. 스트레인게이지 길이 1mm, 폭 0.7mm, backing 길이와 폭  $\Phi$  4.5, 저항 120 $\Omega$ 의 재원을 갖는 스트레인게이지를 적용하였다. 한편, 열영향부의 미소한 영역에서의 잔류응력의 변화가 급격하게 발생하는 부분의 잔류응력을 계측하기 위하여 1축 5-elements 스트레인게이지를 사용하였으며, 그 정보는 Table 4.2에 나타냈다. 1축방향에서 5개의 게이지를 통하여 연속적인 변형률 측정이 가능하기 때문에 좁은 부분의 잔류응력 측정이 가능하다. 스트레인게이지의 길이 1mm, 폭 1.4mm이며, base의 길이 12mm, 폭 4mm, 저항 120 $\Omega$ , 게이지간의 간격 pitch는 2mm이다. 스트레인게이지 부착위치를 Fig. 4.2에 나타냈다. 용접잔류응력 분포는 주로 열영향부(HAZ: heat affected zone)에서 급격한 변화가 생기므로 HAZ에 측정간격이 촘촘한 1축다게이지를 통해 측정하였고, HAZ 이후는 2축게이지를 사용하여 측정하였다. 부착위치는 fusion line을 기준으로 시험편 폭방향으로 50mm까지 촘촘히 부착하였고 그 이후 잔류응력의 변화폭이 거의 없기 때문에 75mm, 100mm, 125mm, 150mm, 250mm 위치에 부착하였다.

$$\sigma = E\epsilon \quad (4.1)$$

여기서,  $E$  : 탄성계수

$$\epsilon : \text{변형률} = \frac{\Delta L}{L}$$

Table 4.1 2-axis strain gauge information in used.

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

Table 4.2 Uniaxial 5-elements strain gauge information in used.

Basic type	Gauge L	Gauge W	Base L	Base W	Resistance	Pitch
KFGS-1	1mm	1.4mm	12mm	4mm	120 Ω	2mm

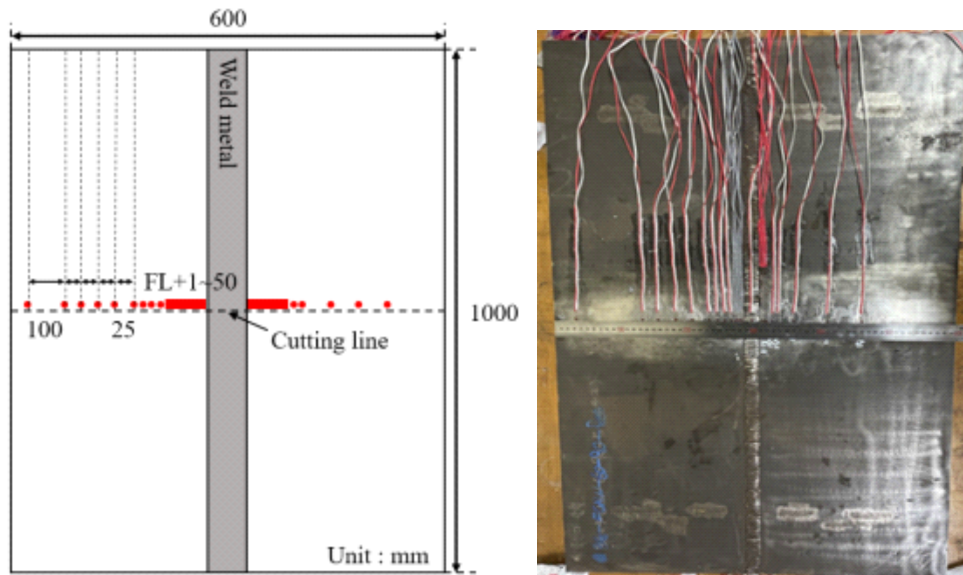
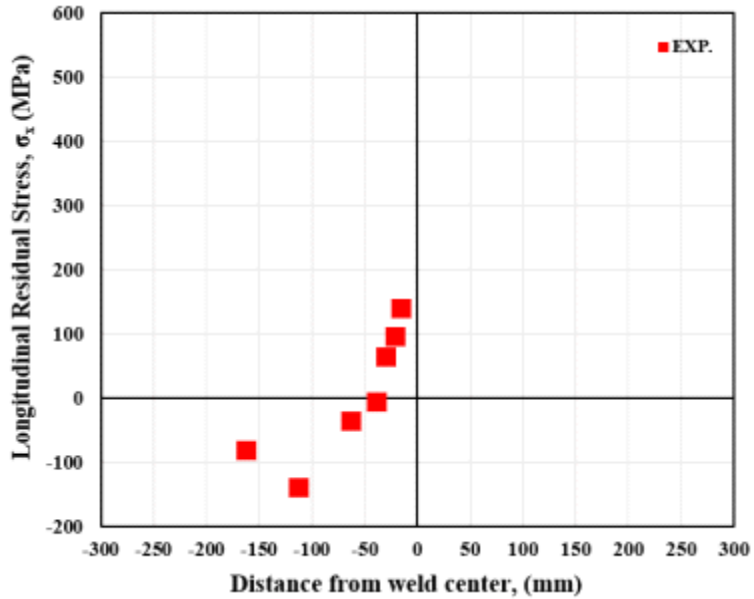


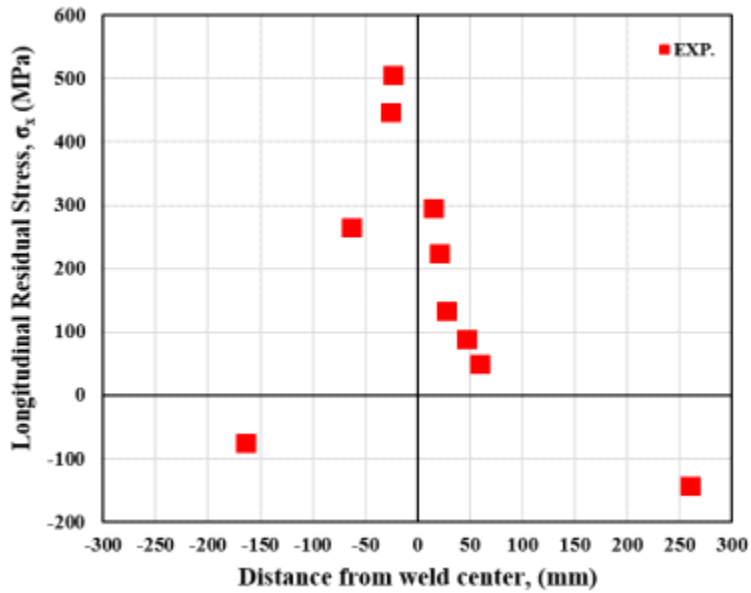
Figure 4.2 Strain gauge attachment positions.

## 2. 잔류응력 평가 결과 및 고찰

고Mn강 용접부의 기존 개선각과 최적 개선각에 대해 절단법을 통한 FCAW 용접부의 용접잔류응력 측정결과를 Fig. 4.3에 나타냈고, SAW 용접부의 용접잔류응력 측정결과를 Fig. 4.4에 나타냈다. 용접잔류응력 검토를 통해 기존의 개선각과 최적 개선각의 변화에 따른 잔류응력 거동이 어떻게 변화하는지 확인하였다. 측정방법은 절단법을 통해 측정하였고, 용접선 수직방향을 절단하여 용접부로부터 모재방향으로 떨어진 위치에서의 용접선 방향( $\sigma_x$ )의 용접잔류응력을 측정하였다. 종래의 연구결과 용접잔류응력은 용접선방향의 잔류응력이 지배적이기 때문에 개선각의 변화에 따른 용접선방향의 용접잔류응력이 어떻게 변화하는지 검토하였다[36]. 절단과정에서 스트레인 게이지 파손 및 손실로 인한 미도출 값이 존재했다. FCAW 시험편의 기존 개선각(Inside 60° - Outside 90°)의 경우 용접선 수직방향 절단 후 용접부 중앙에서 폭방향으로의 용접잔류응력을 검토하였다. 용접부 중앙에서 15mm 떨어진 HAZ 부근에서 140MPa의 인장잔류응력이 분포하였으며, 용접부에서 떨어진 용접부 중앙 160mm 부근에서 -81MPa의 압축잔류응력이 분포하는 것을 확인하였다. 최대 인장잔류응력을 측정하지 못했지만, 종래의 전형적인 용접잔류응력의 분포와 유사하게 HAZ부에서 용접잔류응력의 크기가 감소하고 모재부에서 압축잔류응력이 분포하는 것을 확인하였다. FCAW 시험편 최적 개선각(Inside 50° - Outside 50°)의 경우 용접부 중앙에서 23mm 떨어진 부분에서 505MPa의 최대인장잔류응력이 분포하였고, 용접부 중앙에서 63mm 떨어진 HAZ부에서 상대적으로 감소된 364MPa의 인장잔류응력이 분포하였으며 용접부 중앙에서 160mm 떨어진 모재부에서 -76MPa의 압축잔류응력이 분포함을 확인하였다. 최대 인장잔류응력은 용접부 중앙부근에 분포하는 것을 확인하였고 그 크기는 약 500MPa으로 강재의 항복응력 수준의 인장잔류응력이 분포함을 확인하였고, HAZ에서 잔류응력이 감소하고, 모재부에서 압축잔류응력이 분포하는 것을 확인하였다. 또한 SAW 용접부의 용접잔류응력 측정결과를 Fig. 4.4에 나타냈다. FCAW 용접부와 동일하게 용접선 수직방향 절단 후 용접선 방향( $\sigma_x$ )의 용접잔류응력을 측정하였다. SAW 시험편의 기존 개선각(Inside 60° - Outside 60°)의 경우 용접부 중앙에서 27mm 떨어진 HAZ부에서 341MPa의 인장잔류응력이 측정되었고, 용접부 중앙에서 170mm 떨어진 모재부에서 -198MPa의 압축잔류응력을 갖는 것을 확인하였다. 한편 최적 개선각(Inside 50° - Outside 50°)의 경우 용접부 중앙에서 14mm 떨어진 HAZ부에서 328MPa의 인장잔류응력을 측정하였고, 용접부 중앙에서 165mm 떨어진 모재부에서 -163MPa의 압축잔류응력을 측정하였다. 용접잔류응력 측정결과 종래의 연구결과와 동일하게 용접부 중앙에서 항복응력과 유사한 잔류응력이 분포하고 있음을 확인하였고, 용접부에서 폭방향으로 멀어지면서 잔류응력이 감소하는 전형적인 용접잔류응력 분포경향을 가지고 있는 것을 확인하였다.

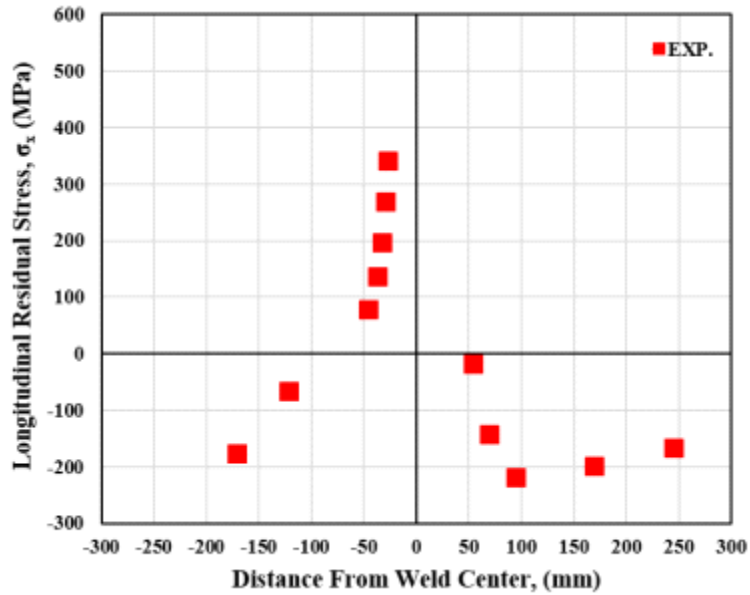


(a) Welding residual stress distribution of 3G-FCAW-60° - 90°

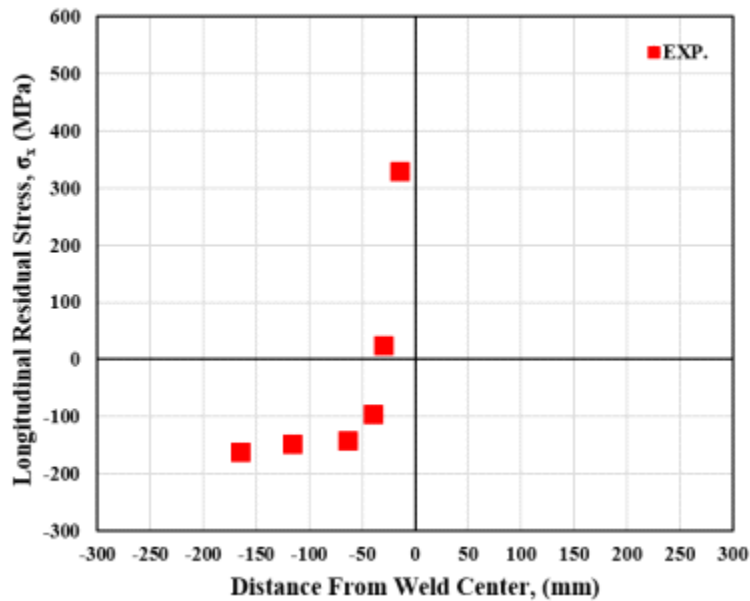


(b) Welding residual stress distribution of 3G-FCAW-50° - 50°

Figure 4.3 Results of welding residual stress of FCAW welded joints by cutting method.



(a) Welding residual stress distribution of 2G-SAW-60° - 60°



(b) Welding residual stress distribution of 2G-SAW-50° - 50°

Figure 4.4 Results of welding residual stress of SAW welded joints by cutting method.



### 제3절 유한요소법에 의한 용접부 개선형상 변화에 따른 잔류응력 분포 특성 검토

#### 1. 수치해석조건 및 재료물성

고Mn강의 용접부 개선형상 변화에 따른 용접잔류응력 분포 특성을 파악하기 위해 실험적인 방법으로 파악이 어려운 부분에 대한 잔류응력 검토를 위하여 일반적으로 많이 사용되는 수치해석적 방법으로도 검토하였다. 열탄소성해석은 실제 용접 현상을 반영하여 실험적 검토에서 발생하는 많은 비용을 절감 할 수 있는 장점이 있다. 해석에 사용한 프로그램은 MSC. marc(2017)[34]를 사용하여 열탄소성해석을 수행하였다. 본 연구에서 검토한 용접프로세스 별 적합한 결과를 얻기 위해서는 적절한 용접열원의 적용이 중요하다. 또한 국부적인 가열에 의해 불균일한 온도분포가 형성되고 팽창과 수축에 의해서 잔류응력이 발생하게 된다[36]. 용접열원의 모델은 아크 용접의 아크 열원 모델로 잘 알려진 Goldak이 제시한 아크 열원의 수학적 모델을 사용하였고, 열원 방정식은 식 4.2, 4.3에 나타내었다. 또한 Fig. 4.5 와 같이 부피를 갖는 열원을 통해 열탄소성해석을 진행하였다. MSC.Marc 에서는 Goldak이 제시한 아크 열원의 수학적 모델을 직접 제공하여 계수 값만을 지정하여 열원 모델링이 가능하고, Marc옵션인 weld flux, weld filler, weld path를 사용하였다[34]. Fig. 4.6에는 해석에 적용된 용접부 모델링을 나타냈다. 해석모델은 실제 용접부의 macro 단면을 이용하여 폭과 높이 등을 측정하였고, 전류, 전압, 속도 등의 기초데이터는 2장에서 소개한 용접조건과 동일하게 적용하여 해석을 수행하였다. Fig. 4.7에는 전체적인 해석 모델링을 나타냈다. 앞에서 소개한 시험편과 같은 사이즈로 모델링 하였고, 3D해석을 통해 잔류응력 분포 특성을 검토하였다. 또한 열탄소성 해석을 위하여 사용한 온도에 따른 각종 물성 그래프를 Fig. 4.8에 나타냈다.

$$q_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{abc_f\pi\sqrt{\pi}} \exp\left(\frac{-3x^2}{a^2}\right) \exp\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right) \exp\left(\frac{-3z^2}{c_f^2}\right), z \geq 0 \quad (4.2)$$

$$q_r(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{abc_r\pi\sqrt{\pi}} \exp\left(\frac{-3x^2}{a^2}\right) \exp\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right) \exp\left(\frac{-3z^2}{c_r^2}\right), z < 0 \quad (4.3)$$

여기서,  $q_f$  : 전방 용융풀 단위 체적 입열량

$q_r$  : 후방 용융풀 단위 체적 입열량

$Q = \eta VI$  : 총 입열량

$a$  : X 방향 용접 폭

$b$  : Y 방향 용접 깊이

$c_f$  : Z 방향 전방 용융풀 길이

$c_r$  : Z 방향 후방 용융풀 길이

$\eta$  : 효율

$f_f f_r$  : 무차원 수

$$f_f = \frac{2}{(1 + c_f/c_r)} \quad f_r = \frac{2}{(1 + c_r/c_f)}$$

$$f_f + f_r = 2$$

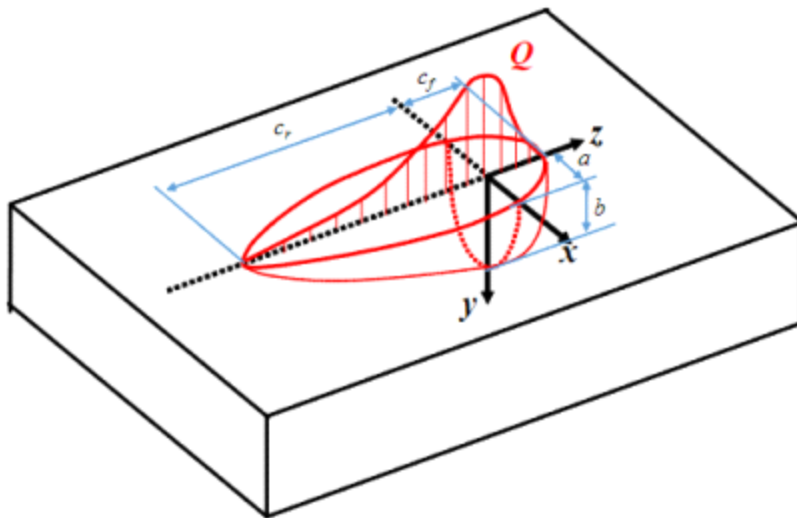


Figure 4.5 Goldak's model of Arc welding heat source[40].

	3G-FCAW- 60° - 90°	3G-FCAW- 50° - 50°
Macro section		
Weld joint model		

(a) Modeling of FCAW joints

	2G-SAW- 60° - 60°	2G-SAW- 50° - 50°
Macro section		
Weld joint model		

(b) Modeling of SAW joints

Figure 4.6 Macro section and FE-analysis modeling of FCAW and SAW joints.

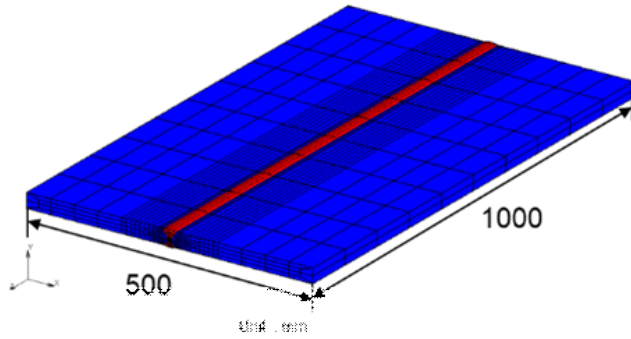


Figure 4.7 Specimen dimensions of FE-analysis model.

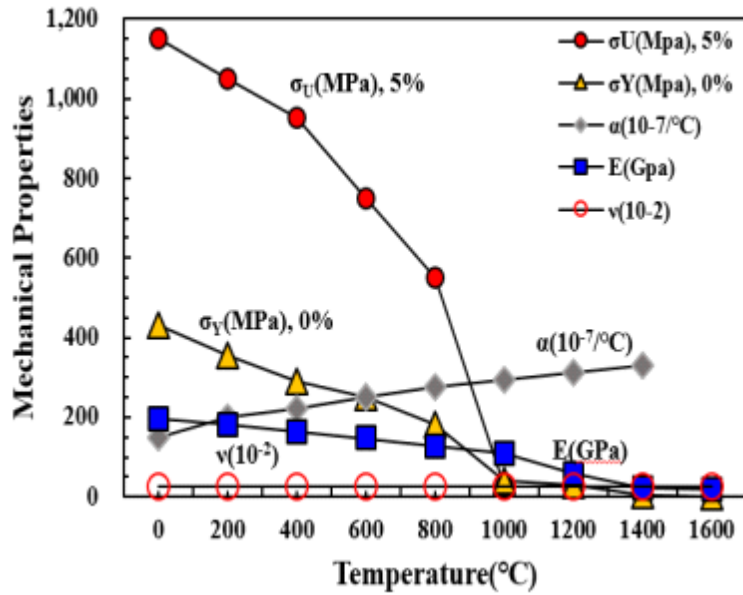
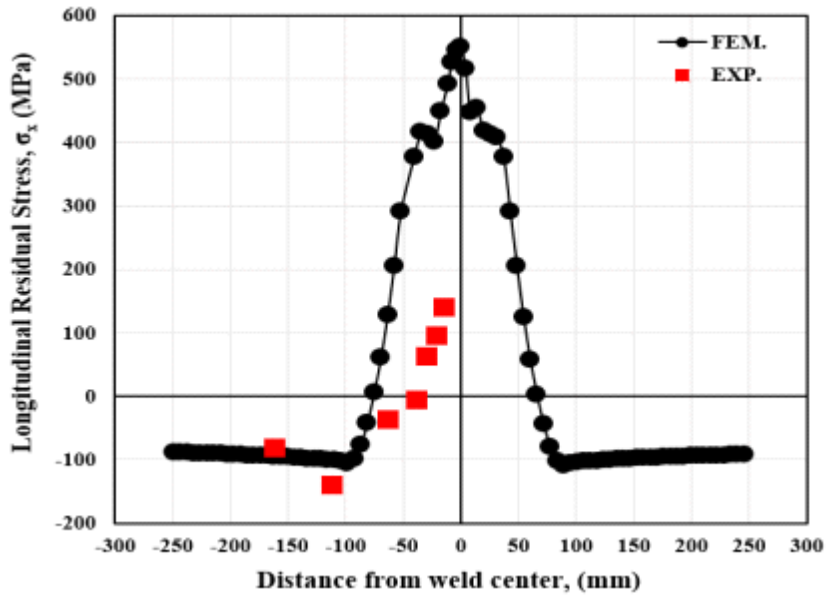


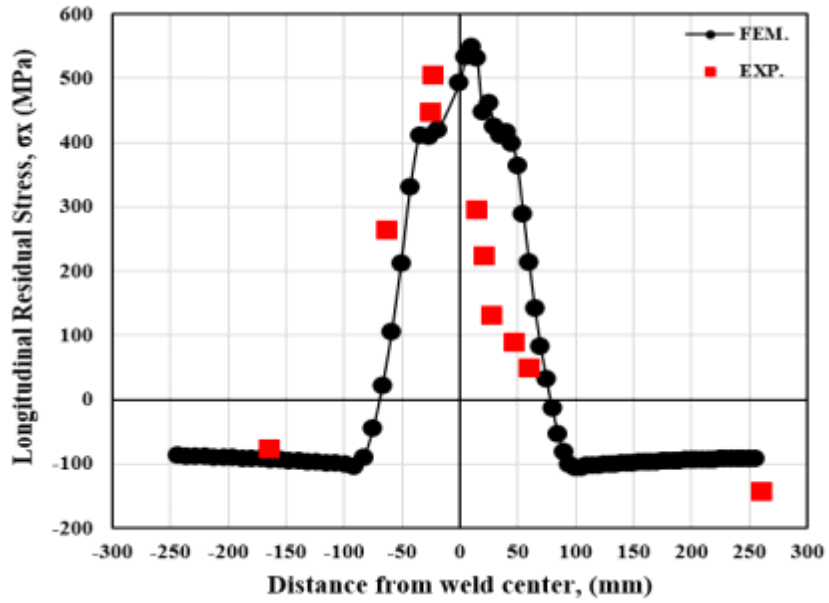
Figure 4.8 H-Mn steel Mechanical properties for FE-analysis.

## 2. 개선형상별 잔류응력분포 특성

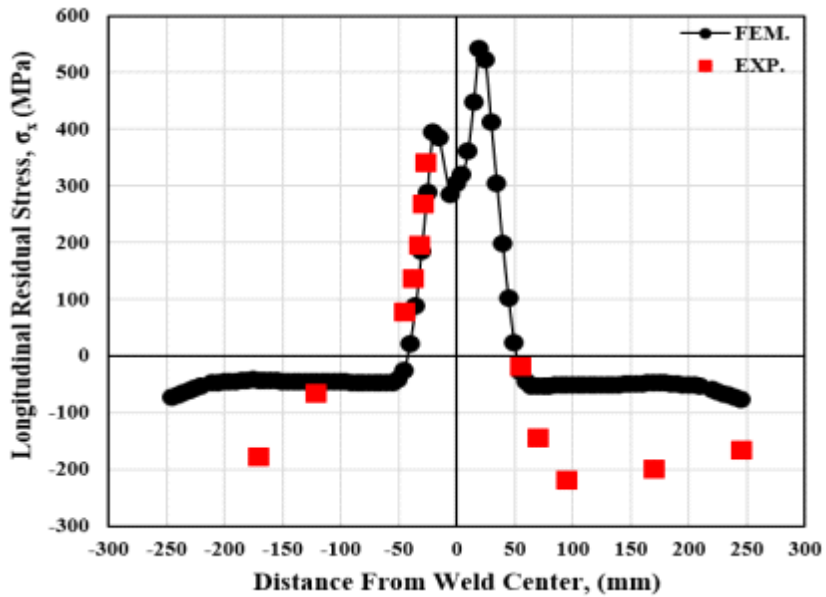
Fig. 4.9에는 유한요소해석 결과와 절단법에 의한 용접잔류응력 분포를 나타냈다. 종래의 연구결과 용접잔류응력은 용접선방향의 잔류응력이 지배적이기 때문에 개선각의 변화에 따른 용접선방향의 용접잔류응력이 어떻게 변화하는지 검토하였다. 절단과정에서 스트레인게이지의 소실로 인하여 모든 포인트에서의 측정이 어려웠지만 전체적인 분포양상은 유한요소해석 결과 유사함을 알 수 있었다. (a)에는 FCAW 시험편의 기존 개선각(Inside 60° - Outside 90°)의 용접잔류응력 분포를 나타냈다. 용접부 중앙에서 약 550MPa의 최대 인장잔류응력이 분포하였고, HAZ부에서 급격한 잔류응력 감소와 함께 모재부에서 약 -100MPa의 압축잔류응력이 분포하였다. (b)에는 FCAW 시험편의 최적 개선각(Inside 50° - Outside 50°)의 용접잔류응력 분포를 나타냈다. 용접부 중앙에서 15mm 떨어진 지점에서 530MPa의 최대 인장잔류응력이 분포하였고, HAZ부에서 잔류응력 감소와 함께 모재부에서 약 -100MPa의 압축잔류응력이 분포하였다. 용접잔류응력 유한요소해석 결과 FCAW시험편의 경우 개선각의 감소에 따라 최대인장잔류응력의 큰 변화는 없는 것을 확인하였다. (c)에는 SAW 시험편의 기존 개선각(Inside 60° - Outside 60°)의 용접잔류응력 분포를 나타냈다. 용접부 중앙에서 25mm 떨어진 부분에서 542MPa의 최대 인장잔류응력이 분포하였고, 용접부에서 떨어진 모재부에서 약 -50~70MPa의 압축잔류응력이 분포함을 확인하였다. (d)에는 최적 개선각(Inside 50° - Outside 50°)의 용접잔류응력분포를 나타냈다. 용접부 중앙에서 10mm 떨어진 부분에서 540MPa의 최대 인장잔류응력이 측정되었고, HAZ부에서 잔류응력 감소 후 모재부에서 약 -50~70MPa의 압축잔류응력이 분포함을 확인하였다. FCAW, SAW 시험편 모두 개선각의 감소에 따른 최대 인장잔류응력은 항복응력 수준으로 분포하였고, 최대 인장잔류응력의 변화는 거의 없는 것으로 보인다. 일반적으로 용접잔류응력의 최대값은 소재의 항복강도 수준으로 분포하는 것으로 알려져있다. 따라서 용접부의 개선형상 및 입열량이 변화 하여도 분포하는 최대잔류응력의 크기에는 영향을 미치지 못할 것으로 판단된다. 또한, 종래의 개선형상과 개선각을 축소시킨 용접부에 분포하는 용접잔류응력은 큰 차이가 없는 것으로 판단된다. 개선각이 감소 하더라도 각 패스별 입열량에는 큰 차이가 없으므로 최고온도등의 분포 양상은 거의 유사 하므로 용접잔류응력의 크기는 유사하였고, 개선형상이 좁아지면서 잔류응력의 분포 폭이 달라질 것으로 예상되었으나, 본 연구에서 적용한 개선형상의 차이에서는 잔류응력의 폭도 큰 차이가 없는 것으로 확인 되어서, 잔류응력적인 측면에서는 개선형상이 감소하더라도 유의미한 차이가 없는 것으로 판단된다.



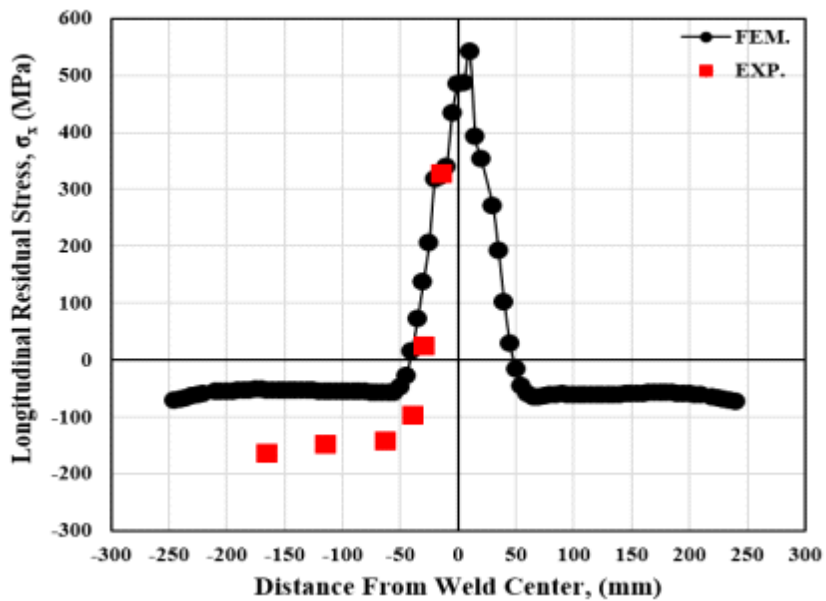
(a) 3G-FCAW-60° - 90°



(b) 3G-FCAW-50° - 50°



(c) 2G-SAW-60° - 60°



(d) 2G-SAW-50° - 50°

Figure 4.9 Welding residual stress distribution of previous groove shape and modified groove shape.

## 제4절 요약

본 장에서는 고Mn강의 FCAW 및 SAW 용접부에 대해 기존 개선각과 3장에서 도출된 최적개선각의 용접잔류응력을 절단법을 이용하여 계측하였고, 유한요소법을 이용한 FEM 해석을 통해 개선형상의 변화에 따른 용접잔류응력의 변화를 검토하였다. 본 장에서 얻어진 결과를 아래에 정리하였다.

- (1) 절단법을 이용하여 용접잔류응력을 측정한 결과, FCAW 이음부와 SAW 이음부 모두 용접부 중앙 부근에서 최대 인장잔류응력이 분포하였고, HAZ에서 용접잔류응력의 감소와 함께 모재부에서 압축잔류응력이 분포함을 확인하였다. 스트레인 게이지 손실로 인한 실험적으로 도출하지 못한 값이 존재했지만, 용접부 중앙에서 항복응력과 유사한 인장잔류응력이 분포하였고, 용접부에서 시험편 폭방향으로 멀어지면서 잔류응력이 감소하는 전형적인 용접부에서의 용접잔류응력 분포경향을 나타내는 것을 확인하였다.
- (2) 유한요소법을 이용한 수치해석적 방법을 통해 고Mn강의 용접부 개선형상 변화에 따른 용접잔류응력 분포 특성 검토 결과, 실험적 방법을 통한 용접잔류응력 측정 결과와 유사한 용접잔류응력 분포 경향을 가지고 있는 것을 확인하였다. FCAW, SAW 시험편 모두 개선각 감소에 따라 최대 인장잔류응력은 항복응력 수준으로 분포 하였고, 입열량에 따른 최대 인장잔류응력의 변화는 거의 없는 것으로 판단된다.
- (3) 종래의 개선형상과 개선각을 축소시킨 용접부에 분포하는 용접잔류응력은 큰 차이는 없는 것으로 확인되고, 개선각이 감소 하더라도 각패스별 입열량에는 큰 차이가 없으므로 최고온도등의 분포 양상은 거의 유사하고 용접잔류응력의 크기 또한 유사하였다. 개선형상이 좁아지면서 잔류응력의 분포 폭이 달라질 것으로 예상 되었으나, 본 연구에서 적용한 개선형상의 차이에서는 잔류응력의 폭도 큰 차이가 없는 것으로 확인 되어서, 잔류응력적인 측면에서 개선형상이 감소하더라도 유의미한 차이가 없는 것으로 판단된다.



## 제5장 극저온에서 용접부 불안정 파괴안전성 평가

### 제1절 서언

파괴인성을 평가하는 파라메타로는 탄성역 범위에서 파괴를 발생시키는 소재를 대상으로 인성을 평가하는 선형파괴역학의 대표적인 파라메타인  $K$ 와, 일정량의 소성변형을 동반한 후에 파괴에 도달하는 소재의 인성을 평가하는 탄소성파괴역학의 대표적인 파라메타인  $J$ , CTOD(Crack tip opening displacement)가 주로 사용된다. 그 중 CTOD는 최종적으로 취성파괴가 발생하기 전에 구조물에 존재하는 균열로부터 연성균열의 저항 특성을 평가하는 값으로, 강재에서 발생된 균열이 사용 환경에서 취성파괴 발생 전까지 연성균열의 저항 특성을 나타내는 파괴인성 파라메타이다. CTOD 개념은 1960년대 Wells에 의해 처음 발표되었다[18]. 당시 Wells는 Fig. 5.1과 같이 균열의 진전이 없는 상태에서 초기의 날카로운 균열선단이 소성변형에 의해 파단전에 균열선단이 본래의 위치보다 앞으로 나아가면서 벌어지는 현상(blunting)에 주목하였고, 이 현상을 통해 균열선단이 벌어지는 물리적인양을 CTOD( $\delta$ )라고 제안하였다[18].

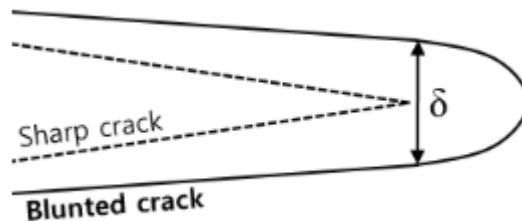


Figure 5.1 An initially sharp crack blunts with plastic deformation[41].

당시의 Wells는 위와 같은 균열 선단의 변형을 설명하기 위해 소규모 항복조건에서 응력확대계수를 통해 CTOD의 개념을 설명하고자 했다[18]. Wells는 Fig 5.2와 같이 Irwin이 제안한 균열선단에서의 응력확대계수와 변위의 식을 이용하여 CTOD값을 구하고자 하였다[41]. 균열선단으로부터 거리  $r$ 과 각도  $\theta$ 를 갖는 임의의 위치에서의 응력확대계수와 변위의 식은 식 5.1과 같다. 여기서  $\theta=\pi$ ,  $r=r_y$ 일 때  $u_y$ 는 식 5.2와 같이 나타낼 수 있다.

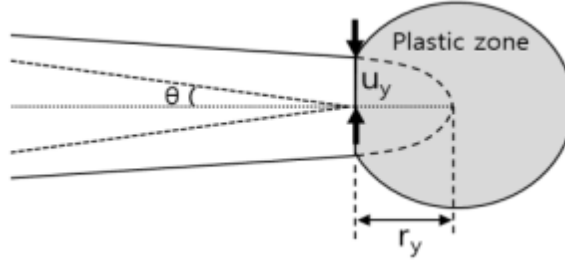


Figure 5.2 Estimation of CTOD from the Irwin plastic zone correction[41]

$$u_y = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[ k + 1 - 2\cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \right] \quad (5.1)$$

$$u_y = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r_y}{2\pi}} (k + 1) \quad (5.2)$$

여기서 Irwin이 제안한 소성영역 크기의 표현식인 식 5.3과 식 5.4를 대입하면  $u_y$ 는 식 5.5과 같이 나타낼 수 있다.

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (5.3)$$

$$k = \frac{(3-\nu)}{(1+\nu)} \quad \text{and} \quad E = 2\mu(1+\nu) \quad (5.4)$$

$$CTOD(\delta_{el}) = 2u_y = \frac{4}{\pi E} \frac{K_I^2}{\sigma_{ys}} \quad (5.5)$$

식 5.5와 같이 Wells는 균열 선단에서의 변위를 통해 CTOD를 예측하였다. Wells는 이와 같은 추론을 통해 얻어진 CTOD가 소규모 항복조건에서 소성변형의 크기가 범위내에 있다면, 선형파괴역학의 한계점을 극복할 것이라고 예상했다[41]. 하지만 금속재료의 발전과 함께 연성이 좋은 금속재료들의 개발이 진행되면서, Wells가 제안한 소규모 항복조건에서의 CTOD식의 한계가 드러나게 되었다. 따라서, 균열선단에 상대적으로 큰 소성변형이 발생하는 탄소성 재료들을 다루기 위해 추가적인 개념이 필요하게 되었다.

만약 임의의 재료에 항복강도의 이하의 하중이 가해지고, 제하 하게 되면 균열개구는 초기의 상태로 돌아가는 탄성적인 거동을 할 것이다. 이러한 탄성변형에 해당하는 CTOD 값을 식 5.5와 같이 나타낼 수 있었다. 이를  $\delta_{el}$ 이라고 하고, Fig. 5.3과 같이 항복강도를 넘어 소성변형이 발생한 후 제하하게 되면 탄성역의 기울기(E)와 같은 기울기로 하중과 변위가 감소할 것이다. 그리고  $V_p$ 와 같은 영구적인 변형이 발생하고 이것에 대응하는 CTOD값을  $\delta_{pl}$ 이라고 한다면  $\delta_{el} + \delta_{pl}$ 을 통해 탄소성 거동 모두를 포함한 CTOD값을 구할 수 있게 된다.  $\delta_{pl}$ 은 Fig. 5.4와 같이 구할 수 있다. 시험편에 항복강도를 넘어서는 하중을 가하게 되면 Fig. 5.4와 같이 한지점을 기준으로 회전하는 형태로 나타나게 된다. 이때 노치부의 변위  $V_p$ 와 균열 선단부의  $\delta$ 로 구성되는 삼각형을 나타낼 수 있다. 이 후 삼각형의 비례관계를 통해 식 5.6과 같은 비례식을 구할 수 있게 되고, 이를 통해 소성변형에 대응하는 CTOD 값( $\delta_{pl}$ )을 구할 수 있다. 따라서 탄성변형에 해당하는 CTOD 값  $\delta_{el}$ 과 소성변형에 해당하는 CTOD 값  $\delta_{pl}$ 의 합을 통해 탄소성 거동을 모두 포함하는 CTOD 값을 식 5.7과 같은 형태로 구할 수 있다. 식 5.7의 형태를 기반으로 지속적인 연구를 통해 현재의 ISO 12135/15653와 같은 통합된 규격으로써 CTOD를 평가할 수 있다[23,24].

본 장에서는 취성파괴가 발생하기 전에 연성균열의 진전특성을 평가하는 값인 CTOD를 통해 고Mn강의 파괴인성값을 평가하고, 고Mn강 용접부의 취성파괴 발생 가능성에 대하여 검토하였다.

$$\frac{\delta_{pl}}{r(W-a)} = \frac{V_p}{r(w-a)+a} \quad , \quad \delta_{pl} = \frac{r(W-a)V_p}{r(W-a)+a} \quad (5.6)$$

$$\delta = \delta_{el} + \delta_{pl} = \frac{4}{\pi E} \frac{K_I^2}{\sigma_{ys}} + \frac{r(W-a)V_p}{r(W-a)+a} \quad (5.7)$$

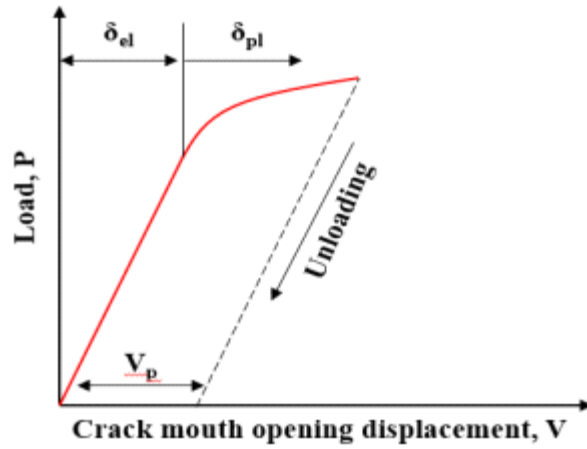


Figure 5.3 Determination of the elastic and plastic component of CTOD ( $\delta$ ).

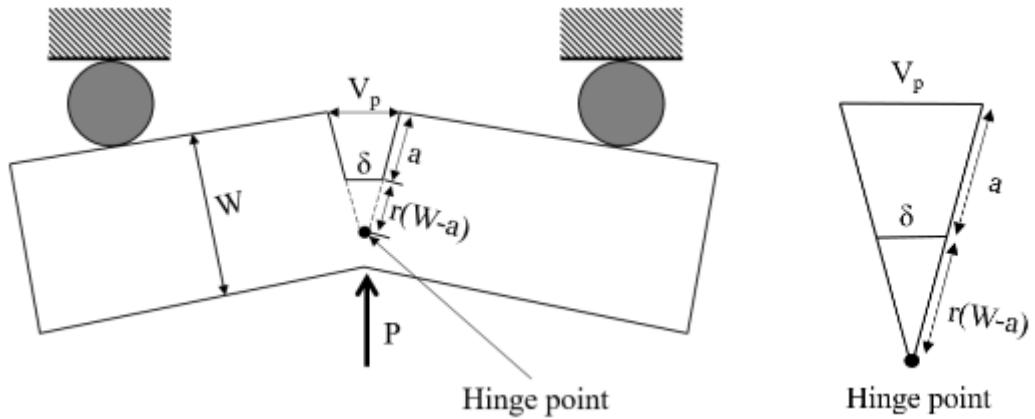


Figure 5.4 The hinge model for estimating CTOD from three-point bend specimen.

## 제2절 극저온 환경에서 파괴인성 평가

### 1. 시험편 제작 및 조건

파괴인성(CTOD) 평가실험은 시험편 제작, 예비피로균열 삽입, 요구온도에서 본 시험, 유효성 검증의 단계를 통해 진행된다. 먼저 시험편 제작에는 실제 육상용 LNG 저장탱크에 적용되는 판재의 전 두께를 고려하여 정도 높은 실험을 위하여,  $B \times 2B$  ( $B$ : 두께)로 제작하였고, 노치위치는 용접금속(WM), 열영향부(HAZ)에 노치를 삽입하여 시험편을 제작하였다. 시험편의 형상은 Fig. 5.5에 나타냈다. 실제 판재의 두께는 30t 이지만, 용접후 발생하는 각변형에 의해서 시험편의 두께는 각각 FCAW 시험편의 경우 28mm 이고, SAW 시험편의 경우 26mm로 적용하여 시험편을 제작 하였다.

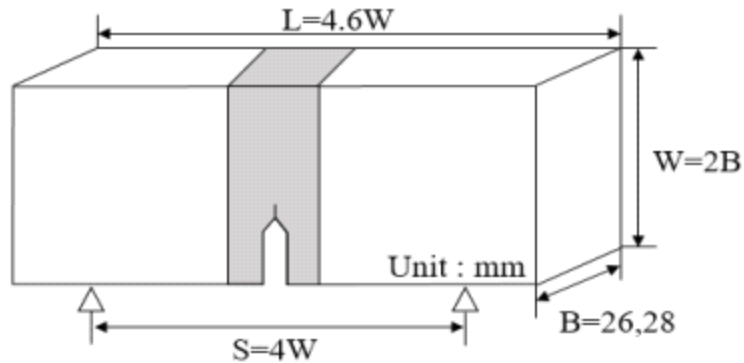


Figure 5.5 CTOD Specimen dimensions.

시험편 노치선단에 존재하는 압축용접잔류응력은 예비피로균열의 성장방향에 영향을 주기 때문에 원하는 방향으로 피로균열을 진전시키기 위해서는 규격에서 규정하고 있는 식을 통해 적용하중을 계산하여 리버스밴딩 방법을 통하여 잔류응력을 재분포 시켰다. 리버스밴딩 하중( $P_{rb}$ )는 식 5.8를 통하여 계산되었다. FCAW 이음부는 65.12kN, SAW 이음부는 59.86kN을 적용하였다

$$P_{rb} = L_r \frac{B(W-a_m)^2}{S-S_s} R_{p0.2} \quad (5.8)$$

여기서,  $L_r$  = load ratio(0.6~1.0)

$B$  = specimen thickness

$W$  = specimen width

$a_m$  = length of machined notch

$S$  = span between outer loading points

$S_s$  = short span between loading points

$R_{p0.2}$  = 0.2% offset yield strength

예비피로균열에 대한 하중( $F_f$ )은 ISO 12135/15653에서 규정하고 있는 식 5.9에 의하여 계산하였다. FCAW 이음부는 29.6kN, SAW 이음부는 27.1kN의 하중을 적용하여 예비피로 균열을 약3~4mm 목표로 수행하였으며 모든 시험편의 응력변화율(R)은 R=0.1의 조건으로 피로균열을 생성하였다. 또한, 균열이 성장하면서 균열선단에서의 응력집중계수, K 값이 변화하기 때문에 균열의 성장에 따라서 K값의 변화를 고려하여 하중을 변화시키면서 피로균열을 목표 길이까지 진전시켰다.

$$F_f = \frac{B(W-a)^2 (\sigma_{ys} + \sigma_{ts})}{4S} \quad (5.9)$$

여기서,  $F_f$  = pre-crack load

$B$  = specimen thickness

$W$  = specimen width

$\sigma_{YSP}$  = 0.2% offset yield stress

$\sigma_{TSP}$  = ultimate tensile strength

예비피로균열이 생성된 시험편은 LNG의 사용온도인 -165℃에서 CTOD 실험을 진행하였다. 시험편 온도를 낮추기 위해 냉각챔버에 액체질소를 분사하였고, 시험편에는 열전대를 부착하여 실시간으로 온도를 측정하였다. 목표온도에 도달 후 약 30분정도(두께 1mm당 1분, 30mm 기준 30분) 유지 후 실험을 수행하였다. 균열개구변위값을 측정하기 위해 시험편 노치에 클립게이지를 부착하여 COD(Crack Opening Displacement) 값을 측정하였고, 실험 후  $\delta$  값은 식 5.10에 의해 계산하였다.

$$\delta = \left[ \left( \frac{S}{W} \right) \frac{F}{(BB_N W)^{0.5}} g_1 \left( \frac{a_0}{W} \right) \right]^2 \left[ \frac{(1-\nu^2)}{m R_{p0.2} E} \right] + \tau \left[ \frac{0.43(w-a_0) V_p}{0.43(w-a_0) + a_0} \right] \quad (5.10)$$

여기서,  $\tau = \left[ -1.4 \left( \frac{R_{p0.2}}{R_m} \right)^2 + 2.8 \left( \frac{R_{p0.2}}{R_m} \right) - 0.35 \right] \{0.8 + 0.2 \exp[-0.019(B-25)]\}$

$$m = 4.9 - 3.5 \frac{R_{p0.2}}{R_m}$$

$$g_1 \left( \frac{a_0}{W} \right) = \frac{3 \left( \frac{a_0}{W} \right)^{0.5} \left[ 1.99 - \frac{a_0}{W} \left( 1 - \frac{a_0}{W} \right) \left( 2.15 - \frac{3.93 a_0}{W} + \frac{2.7 a_0^2}{W^2} \right) \right]}{2 \left( 1 + \frac{2 a_0}{W} \right) \left( 1 - \frac{a_0}{W} \right)^{1.5}}$$

F = applied force

S = span between loading points

W = specimen Width

$a_0$  = nominal(Fatigue) crack length

$\nu$  = poisson' s ratio

E = young' s Modulus

$R_{p0.2}$  =0.2% offset yield strength

$V_p$  = CMOD(Crack mouth opening displacement) value

## 2. 파괴인성 평가결과 및 고찰

Table 5.1~5.9 까지 CTOD 실험결과를 정리하였고, 실험은 각 조건당 3회 반복하였다. Table 5.1는 종래의 개선형상에 대한 현수준을 파악하기 위하여 FCAW 이음부 60° - 90° 개선각도에 대한 WM 노치의 실험 결과를 나타냈다. WM 노치 시험편의 경우 -165℃에서 평균 0.34mm의 파괴인성을 갖는 것을 확인하였다. Table 5.2에는 FCAW 이음부의 60° - 90° 개선각도에 대한 HAZ에 노치를 삽입하여 실험한 결과를 나타냈고, WM 노치 시험편보다 상대적으로 낮은 평균  $\delta=0.25\text{mm}$ 의 파괴인성 값을 확인하였다. 개선각을 최적화한 FCAW 이음부 50° - 50° 개선각도에서 HAZ 및 WM 노치의 실험결과를 Table 5.3, 5.4에 각각 나타냈다. FL 노치의 경우 -165℃에서 평균  $\delta=0.27\text{mm}$ , WM 노치의 경우 평균  $\delta=0.36\text{mm}$ 의 파괴인성값을 확인하였다. 또한, SAW 이음부 60° - 60° 개선각도에 대한 현수준 파악을 위하여 HAZ, WM 노치 실험결과를 Table 5.5, 5.6에 나타냈다. HAZ 노치의 경우 평균  $\delta=0.3\text{mm}$ , WM 노치의 경우 평균  $\delta=0.33\text{mm}$ 의 파괴인성 값을 확인하였고, 개선각을 최적화한 SAW 이음부 50° - 50°의 HAZ 노치의 실험결과를 Table 5.7, 5.8에 나타내었다. 평균  $\delta=0.26\text{mm}$ , WM 노치의 경우 평균  $\delta=0.27\text{mm}$ 의 파괴인성을 갖는 것으로 평가되었다. 본 실험 결과로부터 최적 개선형상에서 FCAW 및 SAW 용접프로세스 모두 종래의 개선형상과 유사한 파괴인성을 나타내고 있음을 확인하였으며, 6호기 육상용 LNG저장탱크 제작의 기준값인 0.18mm이상의 값을 갖는 것으로 평가되었다. 파괴인성의 경우 개선형상이 좁아지더라도 입열량이 동일하기 때문에 용접금속 및 열영향부에서의 차이는 크게 없는 것으로 판단된다. 따라서, 최적개선 형상을 갖는 고Mn강 용접이음부에서의 파괴인성값은 모두 기준을 만족하는 우수한 성능을 갖는 것으로 확인하였다. 또한, 극저온인 -165℃ 조건에서도 완전한 취성파괴가 발생하지 않고 모두 연성파괴를 발생시켜서 취성파괴에 대한 가능성이 거의 없는 것으로 판단된다. Fig. 5.6에 종래의 개선형상과 최적개선 형상에 대한 CTOD 실험결과를 정리하였다. 전체적으로 WM의 파괴인성 값이 우수하였으며, HAZ에서도 육상용 LNG저장탱크의 시공에서 요구하는 수준  $\delta \geq 0.18\text{mm}$ 을 상회하는 우수한 파괴인성을 나타냈다. 용접 프로세스의 영향인 FCAW와 SAW에서는 큰 차이를 보이지 않았지만, 용접자세에 의한 입열량의 영향에 의해서 FCAW 이음부가 SAW이음부가 다소 파괴인성이 저하하였지만, -165℃에서 육상용 LNG저장탱크의 시공에서 요구값인  $\delta \geq 0.18\text{mm}$ 을 모두 만족하였다.



Table 5.1 CTOD test results of FCAW-60° - 90° WM specimens at -165°C.


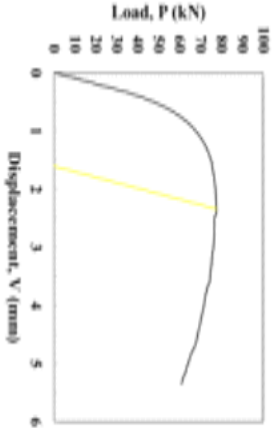

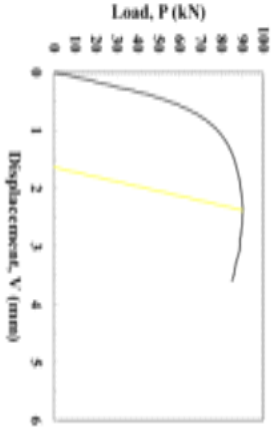

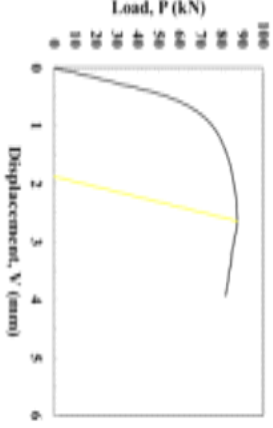
CTOD ( $\delta$ , mm)	Fracture surface	P-V curve	
0.31	 <p>F69 WM#1</p>	 <p>Load, P (kN)</p> <p>Displacement, V (mm)</p>	3G-FCAW-60° - 90° #M # 1
0.34	 <p>F69 WM#2</p>	 <p>Load, P (kN)</p> <p>Displacement, V (mm)</p>	3G-FCAW-60° - 90° #M # 2
0.39	 <p>F69 WM#3</p>	 <p>Load, P (kN)</p> <p>Displacement, V (mm)</p>	3G-FCAW-60° - 90° #M # 3

Table 5.2 CTOD test results of FCAW-60° - 90° HAZ specimens at -165°C.

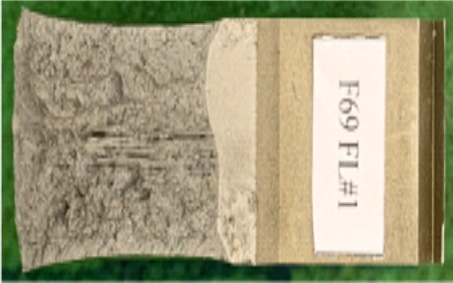
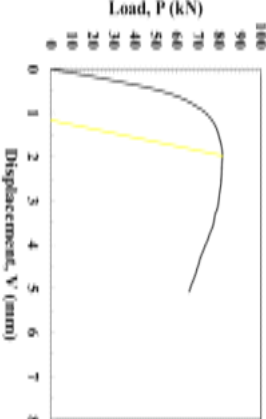

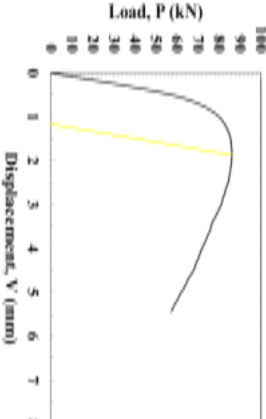
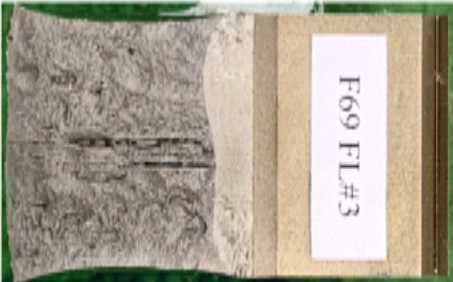
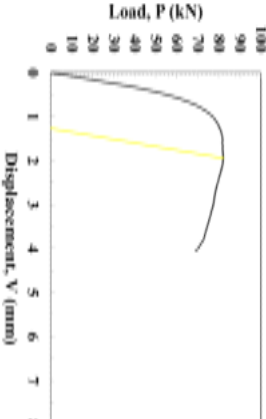
CTOD ( $\delta$ , mm)	Fracture surface	P-V curve	
0.24	 <p>F69 FL#1</p>		3G-FCAW-60° - 90° HAZ # 1
0.25	 <p>F69 FL#2</p>		3G-FCAW-60° - 90° HAZ # 2
0.27	 <p>F69 FL#3</p>		3G-FCAW-60° - 90° HAZ # 3

Table 5.3 CTOD test results of FCAW-50° - 50° WM specimens at -165°C.


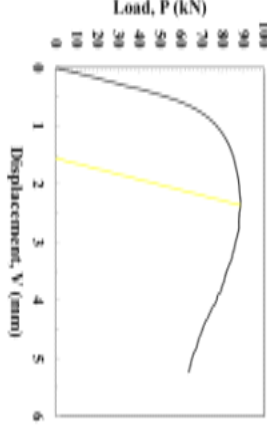

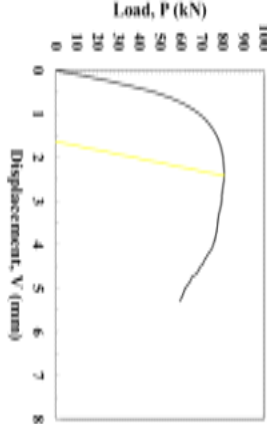

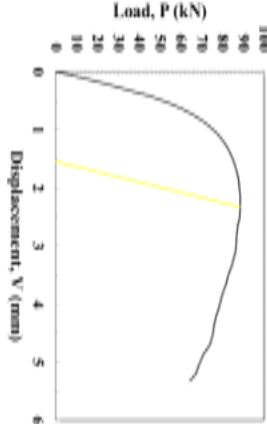
CTOD ( $\delta$ , mm)	Fracture surface	P-V curve	
0.36	 <p style="text-align: center;">F55 WM#1</p>		<p style="text-align: center;">3G-FCAW-50° - 50° WM # 1</p>
0.36	 <p style="text-align: center;">F55 WM#2</p>		<p style="text-align: center;">3G-FCAW-50° - 50° WM # 2</p>
0.36	 <p style="text-align: center;">F55 WM#3</p>		<p style="text-align: center;">3G-FCAW-50° - 50° WM # 3</p>

Table 5.4 CTOD test results of FCAW-50° - 50° HAZ specimens at -165°C.


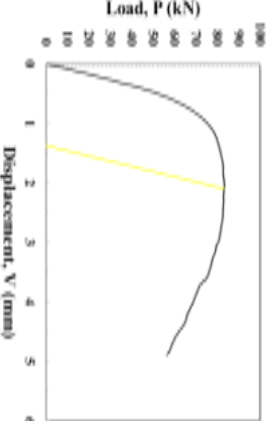

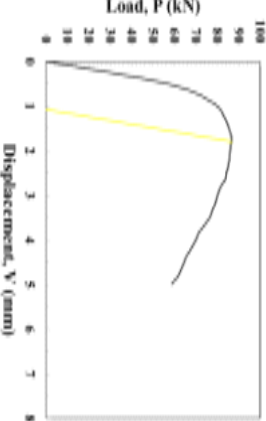
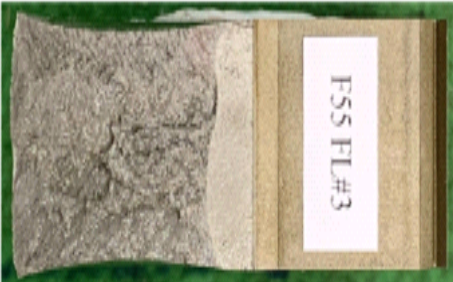
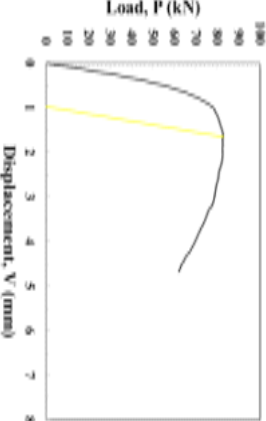
CTOD ( $\delta$ , mm)	Fracture surface	P-V curve	
0.33	 <p>FSS FL#1</p>		<p>3G-FCAW-50° - 50° HAZ # 1</p>
0.25	 <p>FSS FL#2</p>		<p>3G-FCAW-50° - 50° HAZ # 2</p>
0.23	 <p>FSS FL#3</p>		<p>3G-FCAW-50° - 50° HAZ # 3</p>

Table 5.5 CTOD test results of SAW-60° - 60° WM specimens at -165°C.

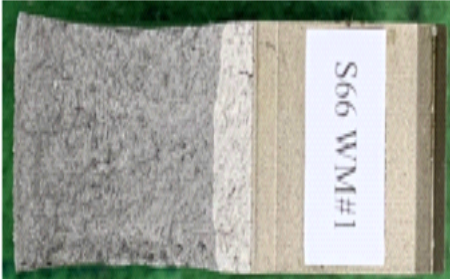
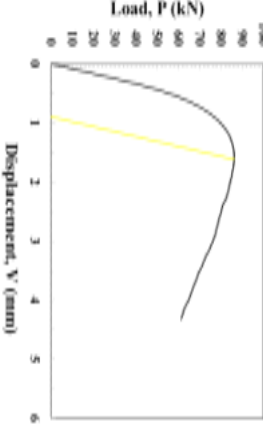
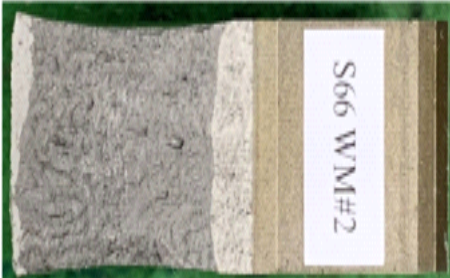
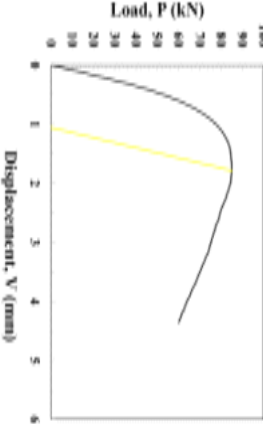
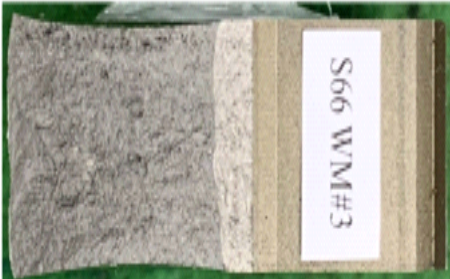
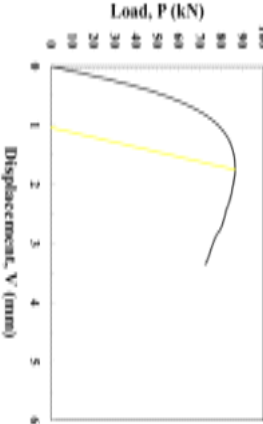
CTOD ( $\delta$ , mm)	Fracture surface	P-V curve	
0.31	 <p data-bbox="668 465 729 672">S66 WM#1</p>	 <p data-bbox="943 343 1043 369">Load, P (kN)</p> <p data-bbox="839 484 858 678">Displacement, V (mm)</p>	<p data-bbox="1165 430 1193 653">2G-SAW-60° - 60° WM # 1</p>
0.34	 <p data-bbox="668 915 729 1122">S66 WM#2</p>	 <p data-bbox="943 794 1043 819">Load, P (kN)</p> <p data-bbox="839 954 858 1147">Displacement, V (mm)</p>	<p data-bbox="1165 880 1193 1103">2G-SAW-60° - 60° WM # 2</p>
0.34	 <p data-bbox="668 1365 729 1572">S66 WM#3</p>	 <p data-bbox="943 1244 1043 1269">Load, P (kN)</p> <p data-bbox="839 1404 858 1597">Displacement, V (mm)</p>	<p data-bbox="1165 1331 1193 1553">2G-SAW-60° - 60° WM # 3</p>

Table 5.6 CTOD test results of SAW-60° - 60° HAZ specimens at -165°C.


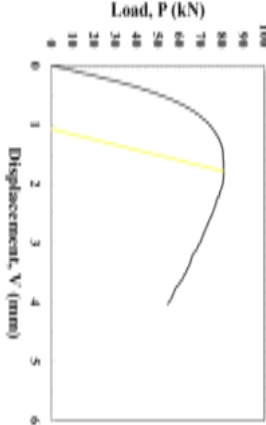
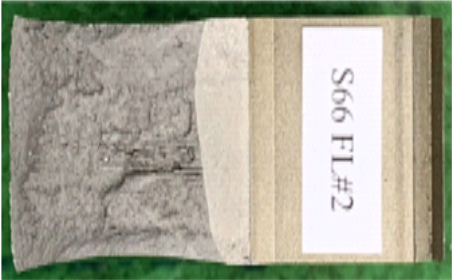
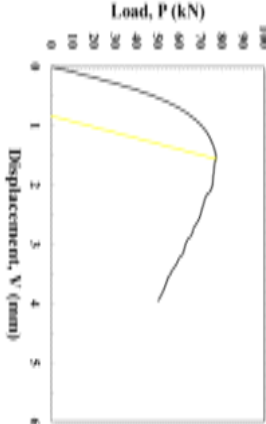

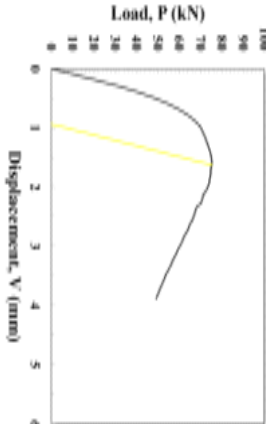
CTOD ( $\delta$ , mm)	Fracture surface	P-V curve	
0.34	 <p>S66 FL#1</p>		2G-SAW-60° - 60° HAZ # 1
0.27	 <p>S66 FL#2</p>		2G-SAW-60° - 60° HAZ # 2
0.29	 <p>S66 FL#3</p>		2G-SAW-60° - 60° HAZ # 3

Table 5.7 CTOD test results of SAW-50° - 50° WM specimens at -165°C.

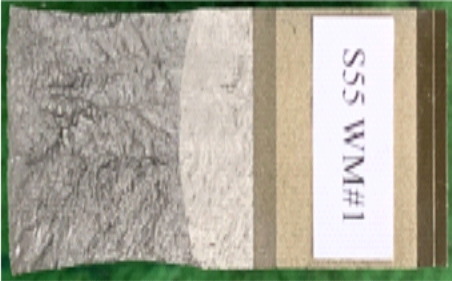
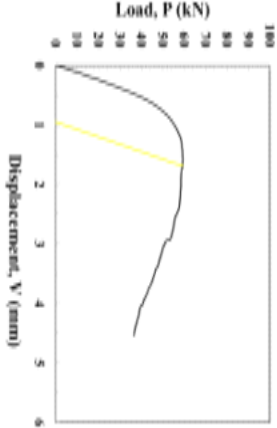
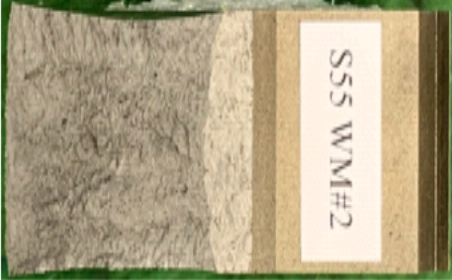
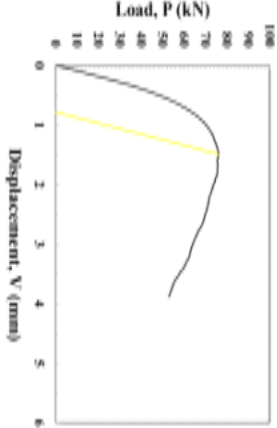
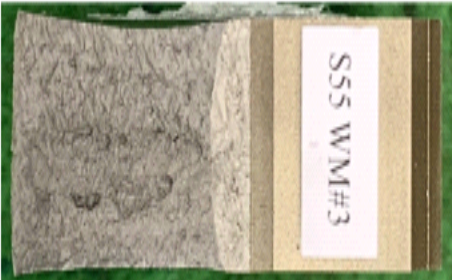
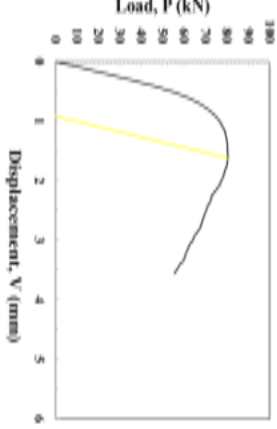

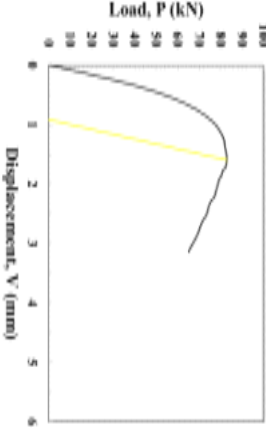
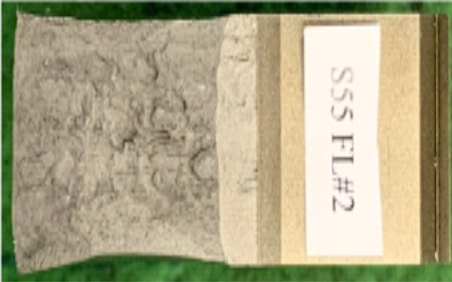
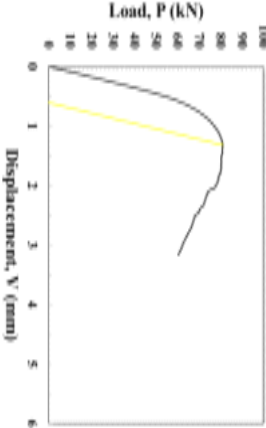

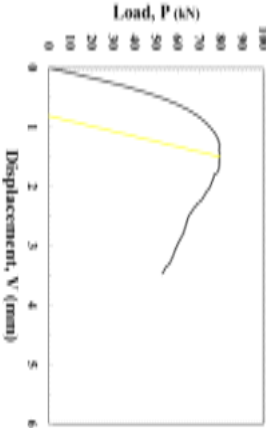
CTOD ( $\delta$ , mm)	Fracture surface	P-V curve	
0.26	 <p style="text-align: center;">S55 WM#1</p>		2G-SAW-50° - 50° WM # 1
0.26	 <p style="text-align: center;">S55 WM#2</p>		2G-SAW-50° - 50° WM # 2
0.30	 <p style="text-align: center;">S55 WM#3</p>		2G-SAW-50° - 50° WM # 3

Table. 5.8 CTOD test results of SAW-50° - 50° HAZ specimens at -165°C.

CTOD ( $\delta$ , mm)	Fracture surface	P-V curve	
0.30	 <p>SSS FL#1</p>		2G-SAW-50° - 50° HAZ # 1
0.23	 <p>SSS FL#2</p>		2G-SAW-50° - 50° HAZ # 2
0.27	 <p>SSS FL#3</p>		2G-SAW-50° - 50° HAZ # 3



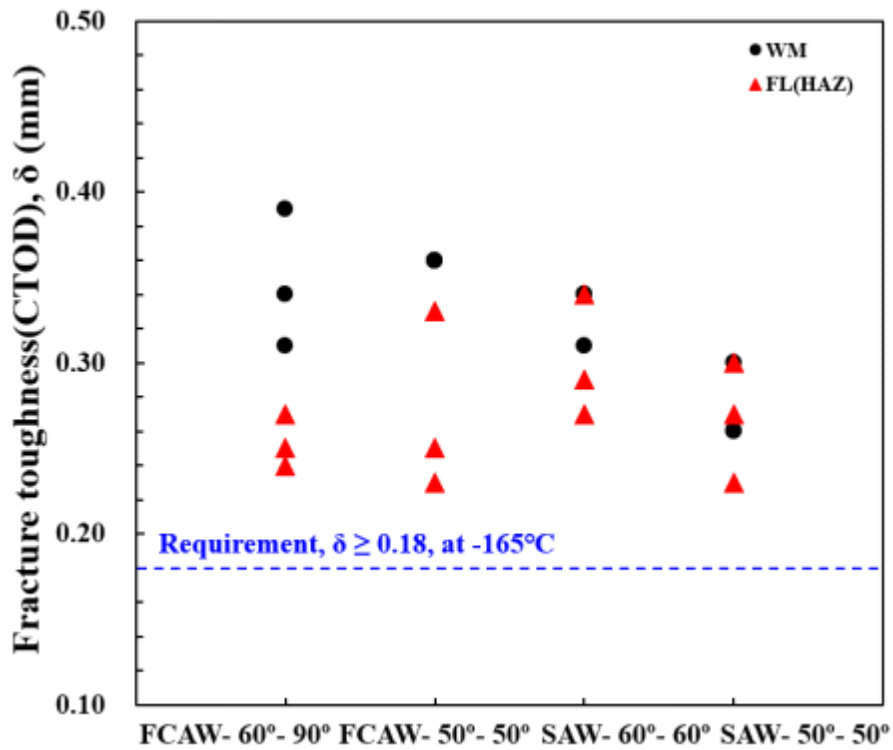


Figure 5.6 CTOD test results summary.

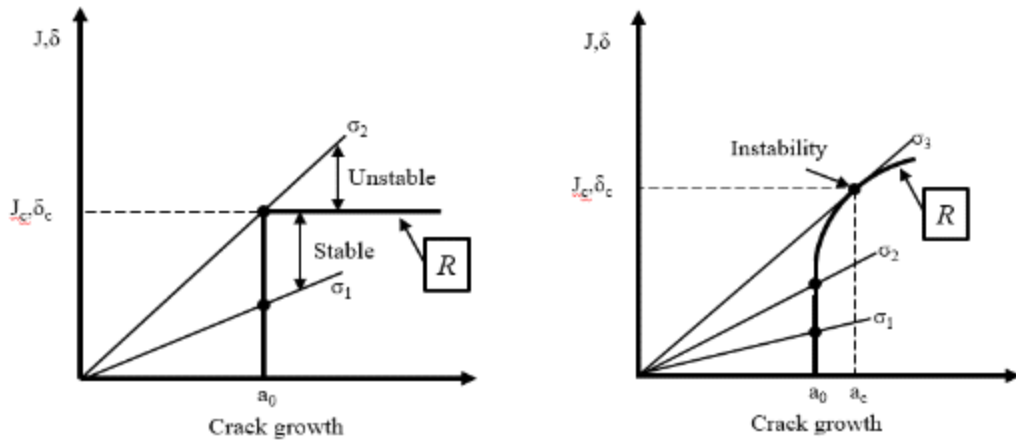
### 제3절 극저온환경에서 불안정 연성파괴특성 평가

#### 1. 균열진전 저항곡선(R-curve)의 정의

앞 절에서는 고Mn강 용접부의 취성파괴 발생 가능성을 CTOD실험을 통해 검토하였고, 그 결과 고Mn강 용접부에서는 본 연구에서 수행한 실험조건에서는 취성파괴의 가능성이 거의 없는 것으로 판단되었다. 본 절에서는 파괴인성이 우수한 강재에서 나타날 수 있는 불안정연성파괴의 가능성에 대해서 평가하기 위하여 연성균열의 진전에 따른 저항성능을 평가할 수 있는 대표적인 파라메타인 균열진전 저항곡선(R-curve)를 통해 극저온에서 불안정 연성파괴를 평가하였다. 일반적으로 균열진전 저항곡선의 거동은 재료의 인성에 따라 달라지게 된다. 일부 연성재료는 상승하는 저항곡선을 나타내는 반면에 취성재료의 저항곡선은 선형적인 거동을 나타낸다. 균열진전 저항곡선의 재료에 따른 거동을 Fig. 5.7에 나타냈다. Fig. 5.7(a)에는 일반적인 탄소강과 같은 취성재료의 균열진전 저항곡선 거동을 나타냈다. 응력이  $\sigma_1$ 일 때 균열은 안정적이며, 응력이  $\sigma_2$ 가되면 균열이 성장함에 따라 구동력이 증가하기 때문에 균열전파가 불안정하지만, 재료의 저항은 일정하게 된다. Fig. 5.7(b)는 극저온용강재와 같이 인성이 아주 우수한 연성재료의 균열진전 저항곡선의 거동을 나타냈다. 재료에 가해지는 응력이  $\sigma_2$ 에 도달하면 균열은 소량 진전 하지만 응력이 증가하지 않는 한 더이상 성장하지 않는 상태이면서, 응력이 증가함에 따라 안정적인 균열성장이 지속된다. 하지만  $\sigma_3$ 에 도달하게 되면 구동력 곡선이 저항곡선과 접하게 되고, 구동력의 변화 속도가 저항곡선의 기울기보다 커지게 되면서 균열은 더욱 진전하게 되어서 불안정하게 된다. 이에 따라서 구동력 곡선과 R 곡선이 접하는 시점부터 균열의 상태가 불안정함을 알 수 있다. 보통 연성재료의 파괴양식은 보이드의 생성과 보이드의 성장에 따른 보이드들이 서로 연결되면서 파괴가 진행된다. 따라서 연성재료의 경우 균열성장이 개시되는 균열성장 개시점이 중요하다. 하지만 대부분의 연성재료에서 균열이 시작되는 정확한 순간을 파악하는 것은 매우 어렵다. 따라서 균열진전 저항곡선의 기울기는 균열의 상대적인 안정성을 나타내기 때문에 이를 통해 재료의 균열진전 저항성능을 파악할 수 있다[41].

본 연구에서 사용한 고Mn강은 극저온용재료로써 극저온에서 인성이 무척 우수하여 취성파괴가 발생하지 않고 연성파괴를 나타내는 것이 특징이다. 연성이 큰 재료에서는 하중을 증가시키지 않으면 균열이 즉시 정지하게 되는 안정적인 연성파괴를 한다. 그러나 균열의 성장에 의한 에너지 해방률이 지나치게 커지게 되면 균열은 급속하게 성장하게 되고 재료는 불안정하게 파괴를 계속하기 때문에, 하중을 다소 감소시켜도 최종 파단에 이르게 되는 것을 불안정 연성파괴라 한다. 불안정 연성파괴모드는 연성파괴와 동일하지만, 파괴의 발생 형태는 취성파괴와 동일한 경향을 보인다. 이러한 현상

은 인성이 아주 우수한 강재에서 발생하게 된다. 따라서 이와 같은 균열진전 저항곡선을 통해 균열진전 저항성을 평가하여 불안정 연성파괴의 발생가능성 및 파괴 방지를 위한 허용균열길이를 도출하였다.



(a) Flat R curve

(b) Rising R curve

Figure 5.7 Schematic diagram of driving force-R curve.

## 2. 균열진전 저항곡선 도출 및 불안정 파괴 안전성 평가

불안정 연성파괴 발생에 대한 균열저항특성을 검토하기 위하여 종래부터 사용되어온 R-curve 곡선을 통해 고Mn강 용접부의 불안정 연성파괴 평가를 실시 하였다[11]. 실험은 5장에서 평가한 CTOD 시험편과 동일한 형상의 시험편을 사용하여 수행하였다. 실험 순서는 Fig. 5.8과 같이 시험편에 하중을 부가한 후 균열을 진전시키고, 제하 후 진전된 균열량을 측정하고, 다수의 시험편을 사용하여 균열을 진전시키며 실험을 수행하였다. 균열진전저항 평가는 각 용접프로세스별 최적화된 개선각에 대해서 평가하였고, WM과 HAZ에 노치를 삽입하여 평가하였다. 또한 균열진전저항을 나타내는  $\delta_R$  계산에는 Wells가 제안한 식 5.11에 의해 계산하였다. 해당 식은 다소 오래된 식이지만, 종래의 연구인 9%Ni강을 적용하여 육상용 LNG 저장탱크의 안전성을 평가한 결과[11]와 비교 검토하기 위하여 본 연구에서도 동일한 식을 사용하였다. FCAW 및 SAW 시험편의 P-V 곡선과  $\delta$ -R 곡선을 Table 5.9, 5.10에 나타냈다. SAW 시험편의 경우 WM은 FL(HAZ)보다 다소 우수한 균열진전 저항성능을 가지고 있는 것을 확인하였고, FCAW 시험편의 경우 WM과 FL(HAZ) 두 조건 모두 큰 차이가 없는 것을 확인하였다.

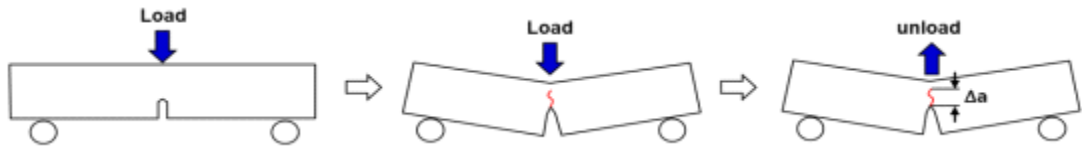


Figure 5.8 Procedure of  $\delta$ -R curve experiment procedure

$$\delta_R = \frac{0.45(W - a_n)}{(0.45W + 0.55a_n + z)} \left[ V - \frac{\gamma \sigma_y W (1 - \nu^2)}{E} \right] \quad (5.11)[11]$$

여기서,  $\sigma_y = 0.2\%$  offset yield stress

$\nu =$  Poisson's ratio

$\gamma = 3.3956X + 1.9282X^2 - 7.10161X^3 + 4.0484X^4$  ( $X = a_n/W$ )

Table 5.9 Results of SAW specimens P-V curve and  $\delta$ -R curve test at -165°C.

	P-V curve	$\delta$ -R curve
2G-SAW-50° - 50° WM	<p>Load, P (kN)</p> <p>Displacement, V (mm)</p>	<p><math>\delta_R</math>, (mm)</p> <p>Crack extension, <math>\Delta a</math>(mm)</p>
2G-SAW-50° - 50° HAZ	<p>Load, P (kN)</p> <p>Displacement, V (mm)</p>	<p><math>\delta_R</math>, (mm)</p> <p>Crack extension, <math>\Delta a</math>(mm)</p>

Table 5.10 Results of FCAW specimens P-V curve and  $\delta$ -R curve test at  $-165^{\circ}\text{C}$ .

	P-V curve	$\delta$ -R curve
3G-FCAW-50° - 50° WM	<p>Load, P (kN)</p> <p>Displacement, V (mm)</p>	<p><math>\delta_R</math>, (mm)</p> <p>Crack extension, <math>\Delta a</math>(mm)</p>
3G-FCAW-50° - 50° HAZ	<p>Load, P (kN)</p> <p>Displacement, V (mm)</p>	<p><math>\delta_R</math>, (mm)</p> <p>Crack extension, <math>\Delta a</math>(mm)</p>

### 3. 극저온환경에서 불안정 연성파괴 방지조건

불안정 연성파괴 발생 가능성 평가를 위하여 CTOD 실험에 적용한 시험편과 동일한 시험편을 이용하여 불안정 연성파괴 평가를 수행했다. 앞서 실험을 통해 얻어진  $\delta$ -R curve를 이용해 육상용, 해상용 LNG 저장탱크의 설계응력별 불안정 연성파괴 발생 가능성을 평가하였다. 해상용 LNG저장탱크의 설계시 고Mn강의 설계응력은 IMO에서 제공하는 IGC코드를 기준으로 계산하였으며[2], 육상용 LNG 저장탱크의 설계응력은 한국가스공사에서 제공하는 설계응력을 기준으로 계산하였다[42]. 본 연구에서는 육상용 LNG 저장탱크의 설계응력 230MPa, 해상용 LNG 저장탱크의 설계응력인 264MPa를 적용하였다. LNG 저장탱크의 용접부에 존재하는 결함에 의해서 발생한 균열의 진전과 그 정지된 상태에서부터 시작되는 불안정 연성파괴를 가정하였고, 용접이음부에 작용하는 주응력에 탱크의 내부에서 내용물이 유출될 때 균열부는 내측에서부터 개구(팽창)가 발생하고, 그 효과에 의해서 구동력은 증가하기 때문에 이러한 팽창 효과를 고려한 CTOD( $\delta$ ) 값을 보정하였다. 보정에는 Dugdale의 균열모델을 사용하였고, 보정식은 식 5.12와 같다.

$$\delta = \frac{8\sigma_{YS}a}{\pi E \cdot \ln \left[ \sec \left( \frac{\pi M \sigma}{2\sigma_{YS}} \right) \right]} \quad (5.12)[11]$$

여기서,  $\sigma$  = design stress

$\sigma_{YS}$  = Yield stress

$$M = \left[ 1 + 2.51X - 0.054X^2 \right]^{\frac{1}{2}}, \quad X = A^2/Dt$$

식 5.12와 같이 보정한 식을 사용하여 계산된 균열의 구동력 선( $\delta$ )과 앞서 수행한  $\delta$ -R curve를 Fig. 5.9, 5.10, 5.11, 5.12에 나타냈다. Fig. 5.9에는 SAW 용접부의 HAZ 노치 시험편의 불안정연성파괴 평가 결과를, Fig. 5.10에는 SAW 용접부의 WM 노치 시험편의 결과, Fig. 5.11, Fig. 5.12 에는 FCAW 용접부의 HAZ 노치 시험편의 결과 및 WM 노치 시험편의 불안정연성파괴 평가 결과를 정리했다. 불안정연성파괴는 R곡선을 균열길이에 대해 평행이동 시키고, 이에 따른 균열의 구동력 선( $\delta$ )과 인접한 선에서 발생한다. Fig. 5.9에 나타낸 결과로부터 SAW의 FL(HAZ) 노치에서 불안정 연성파괴에 대응 가능한 각각의 설계응력에서의 허용균열길이는 437mm, 316mm로 계산되었다. WM 노치에서의 허용균열길이는 572mm, 408mm로 계산되었다. 또한 FCAW 시험편의 FL(HAZ)

의 경우 각 조건에서 579mm, 418mm로 계산되었고, WM의 경우 FL(HAZ)와 비슷한 578mm, 416mm으로 예측되었다. 본 연구에 사용한 고Mn강의 불안정연성파괴가 발생하지 않을 허용균열길이는 충분하게 크게 나타났다.

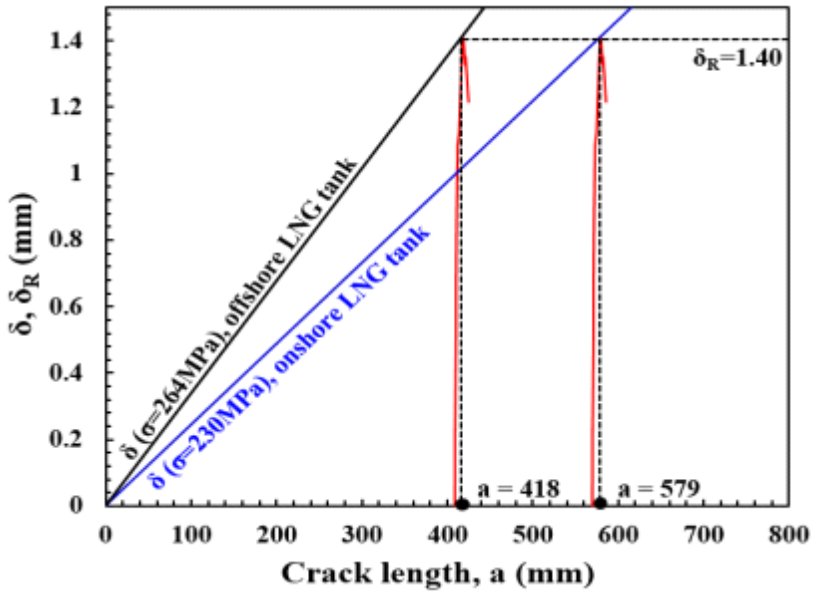


Figure 5.9 Unstable ductile fracture instability analysis for HAZ at SAW.

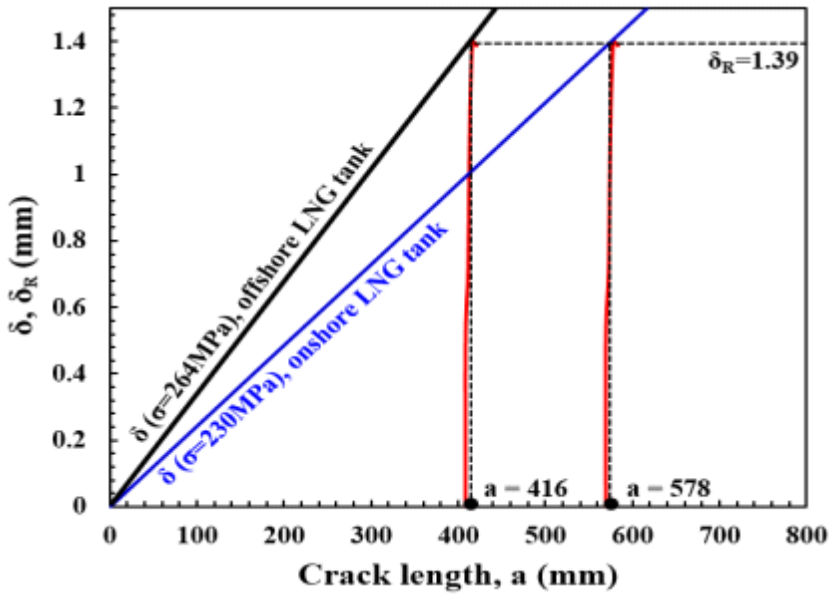


Figure 5.10 Unstable ductile fracture instability analysis for WM at SAW.



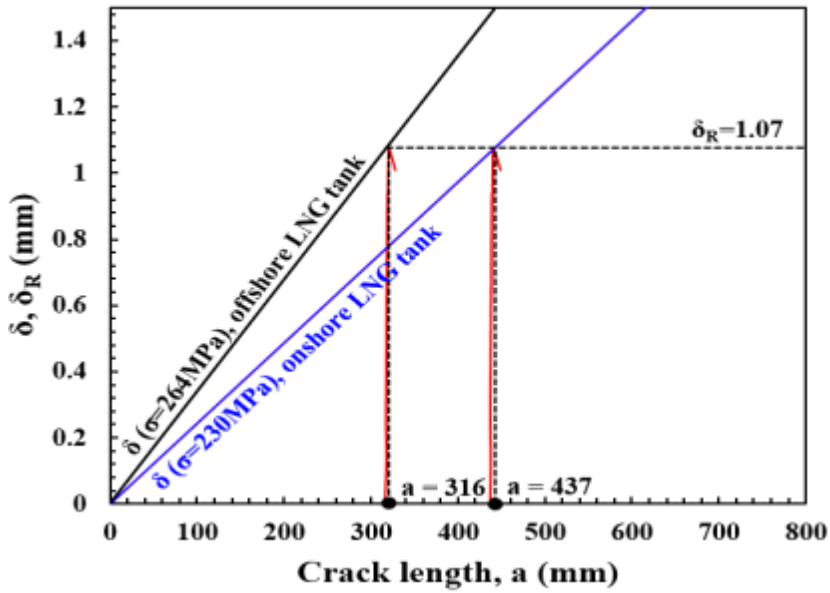


Figure 5.11 Unstable ductile fracture instability analysis for HAZ at FCAW.

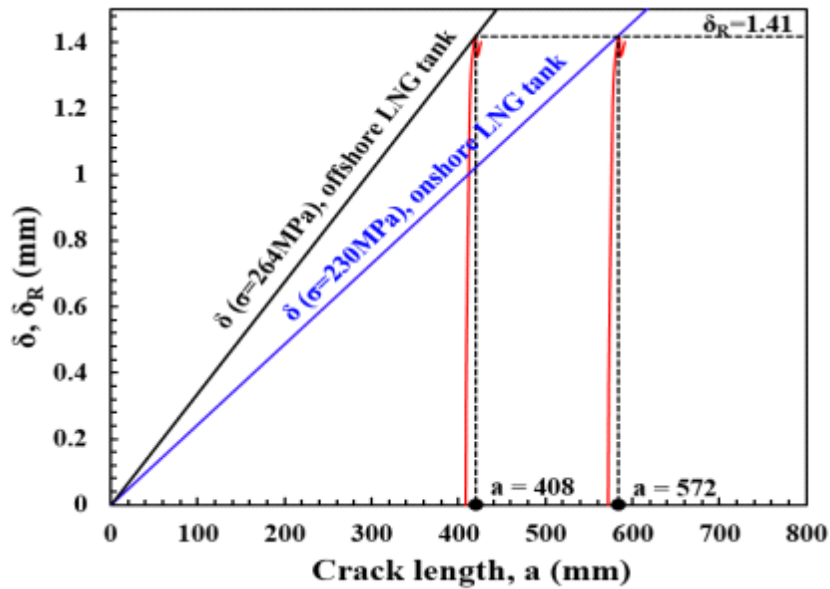


Figure 5.12 Unstable ductile fracture instability analysis for WM at FCAW.

## 제4절 요약

본 장에서는 고Mn강의 FCAW 및 SAW 용접부에 대해 종래의 개선각과 최적 개선각에 대하여 파괴인성을 CTOD 실험을 통해 평가하였다. 또한 최적 개선각에 대한 용접부의 균열저항성을 평가하고, 불안정 연성파괴 방지를 위한 허용균열길이를 도출 하였다.

- (1) CTOD 실험을 통한 파괴인성 평가 결과 개선각 감소에 따른 고Mn강 용접부의 파괴인성 변화는 큰 차이가 없는 것을 확인하였고, 모든 조건에서의 WM의 파괴인성이 HAZ보다 다소 높음을 확인하였다. 또한 FCAW, SAW 두 용접 조건에서의 파괴인성 값은 육상용 LNG 저장탱크 건설을 위하여  $-165^{\circ}\text{C}$ 에서 한국가스공사 요구 값인  $\delta \geq 0.18\text{mm}$ 를 모두 만족하였다. 또한 극저온 환경에서도 소성변형을 동반한 연성파괴가 발생한 것으로 보아 본 연구에서 적용된 고Mn강 용접부의 취성파괴 발생 가능성은 거의 없는 것으로 판단된다.
- (2) 고Mn강 용접부의 균열진전 저항성능 평가 결과, SAW 시험편의 경우 WM이 HAZ보다 다소 우수한 균열진전 저항성능을 가지고 있는 것을 확인하였고, FCAW 시험편의 경우 WM과 HAZ 두 조건 모두 큰 차이가 없는 것을 확인하였다.
- (3) 고Mn강 용접부의 불안정 연성파괴 방지를 위한 허용균열길이 도출 결과, SAW 시험편의 HAZ에서 각 조건에 따른 허용균열길이는 437mm, 316mm로 평가되었고, 다른 조건의 허용균열길이는 400mm 이상으로 예측되었다. 불안정연성파괴 발생까지 충분한 결함길이를 갖고 있기 때문에 본 연구에서 사용된 고Mn강 용접부에서 불안정 연성파괴가 발생할 가능성은 낮다고 판단된다.

## 제6장 결론

본 연구는 육상용 LNG저장탱크에 적용되는 고Mn강의 용접부에 대한 이음부강도, 파괴인성, 용접잔류응력 평가 및 균열진전저항성을 통해 허용균열길이를 도출하였고, 고Mn강을 이용한 육상용 LNG 저장탱크의 용접생산성 향상을 위한 용접개선행상 최적화를 목표로 수행하여 다음과 같은 결과를 얻었다.

- (1) 고Mn강 모재 및 용접부 미세조직은 상온 강도와 극저온 인성이 좋은 완전한 오스테나이트 기지조직을 나타내었고, 용융선(FL)에서 미세조직 관찰 결과 고Mn강 용접부에서 상변태가 발생하지 않음을 확인하였다.
- (2) 고Mn강 모재 및 용접부의 경도분포 확인 결과 용접금속(WM)에서 200~230Hv, 모재(BM)에서는 약 240Hv의 경도값으로 두 용접 프로세스 모두 용접금속이 모재 대비 낮은 강도를 갖는 언더매칭된 이음부로 제작되었으며, 선급률 등에서 요구하는 값( $Hv \leq 450$ )을 만족하였다[43].
- (3) 유한요소해석을 통한 FCAW, SAW 이음부에 대한 인장강도평가 결과 개선각의 감소에 따라 용접부 강도는 큰 변화가 없는 것을 확인하였고, 실험적인 평가를 수행 결과 유한요소해석 결과와 동일하게 인장강도에는 큰 변화가 없는 것으로 확인하여 FCAW 및 SAW 모두 최적의 개선형상을 Inside 50°, Outside 50°로 설정하였다. 또한 고Mn강에 적용되는 IMO interim guideline에서 제안하는 강도 기준( $\sigma_{YS} \geq 400$ ,  $\sigma_{TS} \geq 660$ ) 또한 모두 만족였다.
- (4) 유한요소해석, 절단법을 통한 용접잔류응력 평가 결과 절단과정에서 스트레인게이지의 소실로 인하여 모든 포인트에서의 측정이 어려웠지만, 전체적인 분포경향은 유한요소해석 결과와 유사함을 확인하였다. 이를 통해 FCAW, SAW의 용접법의 차이 및 개선형상 변화에 의한 잔류응력분포 양상에는 큰 차이가 없음을 확인했다. 또한 개선각의 감소에 따른 최대 인장잔류응력은 항복응력 수준으로 형성되었으며, 최대 인장잔류응력의 변화는 거의 없는 것으로 판단된다.

- (5) CTOD 실험을 통한 파괴인성 평가 결과 개선각 감소에 따른 파괴인성의 변화는 큰 차이가 없는 것을 확인하였고, WM의 파괴인성이 FL(HAZ)보다 다소 높음을 확인하였다. FCAW, SAW 두 용접 조건에서 파괴인성 값은  $-165^{\circ}\text{C}$ 에서 육상용 LNG 저장탱크 건설 공사에서 요구되는 값인  $\delta=0.18$ 을 모두 만족하였다. 또한 파면분석 결과 극저온 환경에서도 취성파괴는 발생하지 않았고 극저온환경에서도 소성변형을 동반한 연성파면이 발견되어서 본 연구에서 적용한 고Mn강의 취성파괴 발생에 대한 가능성은 거의 없는 것으로 판단된다.
- (6) 고Mn강 용접부의 불안정 연성파괴 방지를 위한 허용균열길이 도출 결과, FCAW 시험편 WM노치의 각 설계응력 별 허용균열길이는 408mm, 572mm이고, HAZ노치의 경우 316mm, 437mm로 예측되었다. 또한 SAW 시험편 WM노치의 경우 각각 416mm, 578mm이고, HAZ노치의 경우 418mm, 579mm로 예측되어, 본 연구에서 사용된 고Mn강 용접부에서 불안정 연성파괴가 발생할 가능성은 낮다고 판단된다.

본 연구결과로부터 고Mn 강을 적용한 육상용 LNG 저장탱크에 적용중인 용접프로세스 (FCAW, SAW)에 대한 최적 개선형상에서 용접이음부 강도 및 파괴인성이 우수한 것으로 판단되며, 본 연구에서 도출된 용접부 개선형상으로 시공이 이루어 지더라도 본 연구에서 수행한 범위내에서는 불안정연성파괴의 발생 가능성은 미미한 것으로 판단된다.

## 참고문헌

- [1] Benjamin Bajema, Suyog Padgaonkar, Foundational Paper: The Current State of Natural Gas Supply and Demand, Energy Futures Initiative foundation, January, 2023.
- [2] Alexander M. Goulielmos, A critical evaluation of EU maritime policy(1957, 1986–2010), Int. J. Ocean Systems Management, Vol. 1, No. 3/4, 2012.
- [3] RESOLUTION MSC.370(93), Amendments to The International Code for The Construction and Equipment of Ships Carrying Liquefied Gases in Bulk (IGC CODE), 2014.
- [4] RESOLUTION MSC.391(95), Adoption of The International Code of Safety for Ships using Gases or Other Low-Flashpoint Fuels (IGF CODE), 2015.
- [5] J.K. Choi, S.G. Lee, Y.H. Park, I.W. Han, and J. W. Morris, Jr., High Manganese Austenitic Steel for Cryogenic Applications, Offshore and Polar Engineering, ISOPE, Vol. 4, No. 1, pp. 29~35, 2012.
- [6] Young-Sik Kim, Sang-Cheol Kil., Latest welding technology for storage and transportation facilities of liquified natural gas, Journal of the Korean Society of Marine Engineering, Vol. 40, No. 1, pp. 17~27, 2016.
- [7] Gyubaek An, Jeongung Park, Hongkyu Park, Ilwook Han., Fracture Toughness Characteristics of High-Manganese Austenitic Steel Plate for Application in a Liquefied Natural Gas Carrier, Metals 2021, 11, 2047.
- [8] Takayuki KAGAYA, Hitoshi FURUYA, Takahiro KAMO, Yasunori TAKAHASHI, Hironori WAKAMATSU, Toshimichi NAGAO, Kazushi OHNISHI., New Steel Plate for LNG Storage Tank, Nippon Steel & Sumitomo metal technical report, No. 110, September, 2015.
- [9] Jae-il Jang, Young-Chul Yang, Woo-sik Kim, Dong-il Kwon., Evaluation of Cryogenic Fracture Toughness in SMA-Welded 9% Ni Steels through Modified CTOD test, Metals and materials, Vol. 3, No. 4, pp. 230~238, 1997.
- [10] Manabu Hoshino, Naoki Saitoh, Hirohide Muraoka, Osamu Saeki., Development of Super-9%Ni Steel Plates with Superior Low-Temperature Toughness for LNG Storage Tanks, Nippon steel technical report, No. 90, July, 2004.
- [11] Machida S., Ishikura N., Katayama N., Muramoto S., Hagiwara Y., Arimochi K., Fracture Characteristics of Heavy Thickness 9% Ni Steel Plate and its Applicability to Large Scale LNG Storage Tanks, JHPI, Vol. 31, No. 1, pp. 19~33, 1999.

- [12]INTERNATIONAL MARITIME ORGANIZATION. Interim guidelines on the application of high manganese austenitic steel for cryogenic service, 2018.
- [13]G. R. Irwin., Encyclopedia of Physics, Springer, 6, 1958.
- [14]A. A. Wells., Proc. Roy. Soc. London, A285, 34, 1965.
- [15]Rice JR., A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks, J Appl Mech 35, 379-86, 1968.
- [16]Irwin GR., Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate, J Appl Mech, 24, 361-64, 1957.
- [17]Burdekin., F.M. and Dawes, M.G., Practical use of linear elastic and yielding fracture mechanics with particular reference to pressure vessels. Proceedings of the Institute of Mechanical Engineers Conference, London, pp. 28-37, May, 1971.
- [18]Wells AA., Application of fracture mechanics at and beyond general yielding. Br Weld, J 10, 563-70, 1963.
- [19]Dugdale., D.S., Yielding in steel sheets containing slits. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 8, 100-104, 1960.
- [20]Barenblatt., G.I., The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture, Advances in Applied Mechanics, Vol.VII. Academic Press, New York, pp. 55-129, 1962.
- [21]British Standard Institue, Fracture Mechanics Toughness Tests-Part 1, Method for Determination of K<sub>IC</sub>, Critical CT<sub>OD</sub> and Critical J Values of Welds in Metallic Materials, BS7448, 1997.
- [22]ASTM E1290-89, -02, -08. Standard test method for crack-tip opening displacement (CT<sub>OD</sub>) fracture toughness measurement, West Conshohocken, American Society for Testing and Materials, 2008.
- [23]International Organization for standardization, Metallic materials-Method of test for the determination of quasistatic fracture toughness, ISO 15653, 2022.
- [24]International Organization for standardization, Metallic materials-Method of test for the determination of quasistatic fracture toughness, ISO 12135, 2022.
- [25]Xian-Kui Zhu., James A., Joyce., Review of fracture toughness (G, K, J, CT<sub>OD</sub>, CT<sub>OA</sub>) testing and standardization, Engineering Fracture Mechanics 85, pp. 1-46, 2012.
- [26]Tetsuya Tagawa., Yoichi Kayamori., Mitsuru Ohata., Tsunehis Handa., Tomoya Kawabata., Yoichi Yamashita., Kazuyuki Tsutsumi., Hitoshi Yoshinari., Shuji

Yoshinari., Shiji Aihara., Yukito Hagihara., Comparison of CTOD standards, BS 7448-Part 1 and revised ASTM E1290, Engineering Fracture Mechanics 77, 327-336, 2010.

[27]Tagawa T., Kawabata T., Sakimoto T., Kayamori Y., Ohata M., Yamashita Y., et al., Experimental measurements of deformed crack tips in different yield-to tensile ratio steels, Engng Fract Mech, 128, 157-70, 2014.

[28]Tomoya K., Tetsuya T., Takahiro S., Yoichi K., Mitsuru O., Yoichi Y., Ei-ichi T., Hitoshi Y., Shuji A., Fumiyoshi M., Hiroshi M., Yukito H., Proposal for a new CTOD calculation formula, Engineering Fracture Mechanics 159, pp. 16~34, 2016.

[29]Kihara H., Recent Studies in Japan on Brittle Fracture of Welded Steel Structure under Low Applied Stress Level, I.I.W. Document, X-291-62, 1962.

[30]Kihara H., Akita Y. and Ikeda K., Brittle Fracture Work in Japan, including Evaluation of Ductility of Steels and Deposited Metals, Paper contributed to Joint Colloquium of Commissions IX and X of I.I.W.at Helshinki, 1963.

[31]G An, J Park, D Seong, I Han, FRACTURE SAFETY OF LIQUEFIED NATURAL GAS TANK IN CRYOGENIC CONDITIONS, TRANS RINA, VOL 165, PART A1, INTL J MARITIME ENG, JAN-MAR, 2023.

[32]Ilwook Han, Microstructure and Mechanical Properties of Cryogenic High-manganese Steel Weld Metal, 2018.

[33]American Society for Testing and Materials, Standard Test Methods for Notched Bar Impact Testing of Metallic Materials, ASTM E23-7a, 2007.

[34]MSC/MARC, Online user' s guide, MSC Software Corporation, california, USA, 2017.

[35]K. Satoh and M. Toyoda, Static Tensile Properties of Welded Joints Including Soft Interlayer, Trans of JWS, 1, No.1, 1970.

[36]Handbook of The Korean Welding and Joining Society, Volume 2, Construction of Inspection, 190-200(in Korean), 2008.

[37]T.L. Panontin, M.R. Hill, The effect of residual stresses on brittle and ductile fracture initiation predicted by micromechanical models, International Journal of Fracture, 82, 317-333, 1996.

[38]Gyubaek An., Hongyeol Bae., Jeongung Park., Wan Chuck Woo., Brittle Crack Propagation Path Due to the Effect of Welding Residual Stresses, J Weld Join, 36(6), 21-27, 2018.

[39]Dean Deng, Hidekazu Murakawa, Wei Liang, Numerical and experimental investigations on welding residual stress in multi-pass butt-welded austenitic stainless steel pipe, Computational Materials Science. 42, 234-244, 2008.

[40]Myungsu Yi, Jungkwan Seo, Residual Stress Study of High Manganese Steel Riser Pipe Manufactured by Longitudinal Butt Welding (1) : Residual Stress Measurement and FE Analysis, Journal of Welding and Joining, Vol.39 No.2, pp135~143, 2021.

[41]T.L.Anderson, Fracture mechanics fundamentals and applications, 2016.

[42]Facility/Technical/Inspection code for manufacture of LNG sotrage tanks, Korea Gas Safety AC115, 2018.

[43]Korean Register, List of KR Technical Rules, Vol. 2, Materials and Welding,pp 118~212, 2023.



## 연구실적

### <국내학회발표>

1. **조원준**, 성대희, 한일욱, 박정웅, 안규백, “극저온용 강재의 개선형상에 따른 파괴안전성 평가” , 대한용접접합학회 2023년 춘계학술대회
2. **조원준**, 윤상만, 우인수, 안규백, “자동차용 고장력강의 스파용접부 용접잔류응력분포 특성” , 대한용접접합학회 2023년 추계학술대회

### <국제학회발표>

1. **Wonjun Jo**, Daehee Seong, Jeongung Park, Jonghwan Kim, Gyubaek An, “Evaluation of fracture strength and welding residual stress in narrow groove shape with cryogenic steel” , IWJC(International Welding/Joining Conference) 2022
2. **Wonjun Jo**, Daehee Seong, Jeongung Park, Gyubaek An, “ Fracture assessment of narrow groove weld joint for onshore LNG sotrage tank with cryogenic steel” , IIW(International Institute of Welding) 2023

### <수상>

1. **조원준**, 이지승, 성대희, 안규백, 박정웅, 홍승래, “해양구조용강 구속도의 영향에 따른 각변형 특성에 관한 연구” , 대한용접접합학회 2021년 추계용접학회, 우수논문 발표상
2. **조원준**, 성대희, 한일욱, 박정웅, 안규백, “ 극저온용 강재의 개선형상에 따른 파괴안전성 평가” , 대한용접접합학회 2023년 춘계 용접학회, 우수논문 발표상
3. 김진경, **조원준**, 정유리, 황원오, 안규백, 임웅택, 한일욱, “극저온용강재 이재용접부의 온도변화에 따른 응력분포특성에 ++++++관한 연구” , 대한용접접합학회 2020년 추계 용접학회, 우수논문 발표상
4. 성대희, **조원준**, 안규백, 한일욱, “고Mn강 용접부 극저온 환경의 파괴인성에 관한 연구” , 대한용접접합학회 2022년 춘계 용접학회, 우수논문 발표상
5. 이지승, 안규백, 성대희, **조원준**, 김상규, 한세화, “ 해양구조용 고성능 형강의 온도 및 손상정도에 따른 파괴인성 평가” , 대한용접접합학회 2023년 춘계 용접학회, 우수논문 발표상

## 감사의 글

시간이 어떻게 흘렀는지 모를 하나의 과정의 마무리를 앞두고, 옆에서 도와주신 모든분들께 감사의 말씀을 드리면서 마무리하고자 합니다.

먼저, 본 연구와 논문을 잘 마무리할 수 있도록 세심한 지도로 학위과정을 마무리 할 수 있게 지도하여 주신 안규백 교수님께 깊이 감사드립니다. 특히 부족한 저를 위한 아낌없는 조언은 논문을 마무리하기까지 큰 힘이 되었습니다. 또한 교수님의 가르침은 앞으로 삶을 살아가는데 있어서 올바른 길로 갈 수 있게 나침반과 같다는 생각이 들었습니다. 교수님께서 가르쳐 주시고 걸어오신 길에 실망을 주지 않는 사람이 되도록 항상 노력하겠습니다. 그리고 심사과정에서 많은 도움을 주시고, 올바른 학문의 길을 제시해주신 조선대학교 선박해양공학과 이명수 교수님, 주성민 교수님께 머리숙여 감사의 말씀을 드리고 싶습니다.

많은 시간동안 함께하며 많은 추억과 정을 쌓은 우리 용접 및 파괴 연구실 일원인 성대희 선배님, 진경, 유리, 원오, 지승, 상규, 주성, 주호, 명진에게 감사의 뜻을 전합니다. 연구실 일원들의 도움은 지금 이 감사의 글을 쓸 수 있게 해준 일등공신입니다. 또한 난관에 닦혔을 때 아낌없는 조언과 힘이 되어주신 박흥규 선배님, 임웅택 선배님, 홍승래 선배님, 박준수 선배님, 오세훈 선배님께 감사의 말씀을 전하고 싶습니다.

마지막으로, 든든한 저의 지원군이자 응원해 주시는 아버지, 어머니, 동생 원석이에게 머리숙여 감사드립니다. 항상 긍정적인 말씀과 삶의 조언을 해주신 저의 영원한 롤모델 아버지, 아들을 위해 그리고 가족을 위해 많은 희생을 해주신 우리의 기둥 어머니, 항상 응원과 믿음을 보여준 사랑하는 동생 원석이에게 너무나 고맙고 사랑한다는 말 전하고 싶습니다. 그리고 그동안 저에게 힘이 되어 주신 모든분들과 우리 가족들에게 이 논문을 바칩니다.

2024 년 2 월  
조 원 준 올림