creative commons

COMMONS DEED

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

dCollection

[UCI]I804:24011-200000266890

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2018년 8월

석사학위 논문

극저온 환경에서의 고 Mn강 용접부의 파괴안전성 향상에 관한 연구

조선대학교 대학원

선박해양공학과

홍 승 래

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

극저온 환경에서의 고 Mn강 용접부의 파괴안전성 향상에 관한 연구

A Study on Improvement in Fracture Safety of High Manganese Steel Welded Joint in Cryogenic Environment

2018년 8월 24일

조선대학교 대학원

선박해양공학과

홍 승 래

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

극저온 환경에서의 고 Mn강 용접부의 파괴안전성 향상에 관한 연구

지도교수 안 규 백

이 논문을 공학 석사학위신청 논문으로 제출함

2018년 4월

조선대학교 대학원

선박해양공학과

홍 승 래

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

홍승래의 석사학위 논문을 인준함

위원장 조선대학교 교 수 주 성 민 (인)

위 원 조선대학교 교 수 안 규 백 (인)

위 원 조선대학교 교 수 박 정 웅 (인)

2018년 5월

조선대학교 대학원

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

CONTENTS

List of Figures ····· IV
List of Tables ····· VI
Abstract ····· VII

제 1 장. 서론 ····· 1
1.1 연구 배경 및 목적 ····· 1
1.2 국내·외 연구동향 ····· 4
1.3 본 연구의 구성 ····· 7

제 2 장. 고 Mn강 모재 및 용접부 기계적 성질 평가 ····· 9
2.1 서언 ····· 9
2.2 고 Mn강 모재 특성 ····· 10
2.2.1 화학적 조성 ····· 10
2.2.2 미세조직 ····· 10
2.2.3 인장시험 ····· 11
2.2.4 샤르피 충격시험 ····· 14

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2.3 고 Mn강 용접부 특성 ····· 16
2.3.1 용접조건 ····· 16
2.3.2 Macro 단면 및 경도분포 ····· 17
2.3.3 미세조직 ····· 19
2.3.4 인장시험 ····· 20
2.3.5 샤르피 충격시험 ····· 22
2.4 요약 ····· 24

제 3 장. 고 Mn강 용접부 저온 파괴인성 ····· 25
3.1 서언 ····· 25
3.2 극저온환경에서의 파괴인성 ····· 25
3.3 실험결과 ····· 30
3.4 CTOD(δ)와 샤르피 충격에너지의 상관성 ····· 35
3.4.1 CTOD(δ)와 샤르피 충격에너지의 상관성 ····· 35
3.4.2 파괴인성 예측 방법에 관한 종래의 연구 동향 ····· 36
3.4.3 고 Mn강의 CTOD 예측식 제안 및 논의 ····· 37
3.5 요약 ····· 39

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

제 4 장. 고 Mn강 용접부 파괴안전성 평가 ····· 40
4.1 서언 ····· 40
4.2 불안정 파괴인성 ····· 40
4.2.1 불안정 연성파괴 ····· 41
4.2.2 불안정 취성파괴 ····· 41
4.3 고 Mn강 용접부의 파괴안전성 평가 ····· 42
4.3.1 용접 결함 및 취성균열 전파 ····· 42
4.3.2 피로균열 전파 평가 ····· 43
4.3.3 굽힘 하중에 의한 불안정 파괴안전성 평가(δ-R) ····· 44
4.3.4 인장 하중에 의한 불안정 파괴안전성 평가(δ-R) ····· 47
4.4 적용하중에 따른 파괴인성 검토 ····· 49
4.5 극저온 환경에서의 고 Mn강 용접부 불안정
파괴안전성 평가 ····· 51
4.5.1 설계응력 정의 ····· 51
4.5.2 불안정 연성파괴 방지 특성 ····· 53
4.6 요약 ····· 56

제 5 장. 결론 ····· 57
참고문헌 ····· 59

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

List of Figures

Fig. 1.1 Flow of this study ····· 7
Fig. 2.1 Tensile test specimen geometry ····· 11
Fig. 2.2 S-S curve of high Mn steel base metal ····· 11
Fig. 2.3 Comparison with other cryogenic materials at 25℃ ····· 12
Fig. 2.4 S-S curve of high Mn steel at various temperature ····· 13
Fig. 2.5 Charpy impact test specimen geometry ····· 14
Fig. 2.6 The results of charpy impact test at -196℃ ····· 15
Fig. 2.7 Welded joint shape (K) ····· 16
Fig. 2.8 Macrostructure of each welding process ····· 17
Fig. 2.9 Hardness distribution of each specimen ····· 18
Fig. 2.10 S-S curve of each specimen ····· 21
Fig. 2.11 Charpy impact test results of each specimen ····· 23
Fig. 3.1 Flow of CTOD test ····· 26
Fig. 3.2 3-point bend CTOD test specimen geometry ····· 27
Fig. 3.3 Definition of a_0 ····· 29
Fig. 3.4 Relation between experimental value and estimated value · 38
Fig. 4.1 Kinds of unstable fracture ····· 40
Fig. 4.2 LNG tank constructed of high Mn steel ····· 42
Fig. 4.3 Initial crack length ····· 43
Fig. 4.4 Fatigue crack propagation ····· 43
Fig. 4.5 3-point bend CTOD R-curve test specimen geometry ····· 44
Fig. 4.6 Wide plate ductile test specimen geometry ····· 47
Fig. 4.7 CTOD R-curves obtained by WPT & 3-point bend test at F/L+2mm ····· 49

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

Fig. 4.8 CTOD R-curves obtained by WPT & 3-point bend test at WM ····· 50
Fig. 4.9 Internal and external structural members of IMO B-type LNG tank ····· 51
Fig. 4.10 Ductile fracture instability analysis for crack in SAW F/L+2mm ····· 54
Fig. 4.11 Ductile fracture instability analysis for crack in SAW WM ····· 55

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

List of Tables

Table 2.1 Mechanical properties of cryogenic steels ····· 9
Table 2.2 Chemical composition of high Mn steell ····· 10
Table 2.3 Microstructure images of base metal ····· 10
Table 2.4 Tensile test result of high Mn steel base metal ····· 12
Table 2.5 Charpy impact test results at -196℃ ····· 14
Table 2.6 Welding conditions for FCAW & SAW ····· 16
Table 2.7 Microstructure images of each specimen ····· 19
Table 2.8 Tensile test results of each specimen ····· 20
Table 2.9 Charpy impact test results of each specimen ····· 22
Table 3.1 CTOD Test results of FCAW-F/L specimens at -165℃ ····· 31
Table 3.2 CTOD Test results of SAW-F/L specimens at -165℃ ····· 32
Table 3.3 CTOD Test results of SAW-F/L+2mm specimens at -165℃ 33
Table 3.4 CTOD Test results of SAW-WM specimens at -165℃ ····· 34
Table 3.5 Comparison of experimental and estimated CTOD value with FCAW and SAW joint ····· 37
Table 3.6 Comparison of experimental and estimated CTOD value (after modification) with FCAW and SAW joint ····· 38
Table 4.1 CTOD R-curve test record & CTOD R-curve at RT ····· 45
Table 4.2 CTOD R-curve test record & CTOD R-curve at -165℃ ····· 46
Table 4.3 Wide plate R-curve test record & CTOD R-curve at RT ····· 48
Table 4.4 Structural members of B-type LNG tank ····· 52
Table 4.5 Design criteria ····· 52

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

ABSTRACT

A Study on Improvement in Fracture Safety of High Manganese Steel Welded Joint in Cryogenic Environment

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

Recent trends in shipbuilding and offshore industries are huge increase in structure size, and the environment for exploration, production of oil and natural gas is becoming more severe. Therefore, high performance steel is required by these industrial trends. Recently, the operation of these ships faces environmental pollution problems. The issue of environmental change such as global warming caused by greenhouse gas emission has been increasingly regulated. IMO(International Maritime Organization) has begun to regulate ship fuels for environmental protection. Therefore it is difficult to use continuously bunker-C oil in working ship.

As these environmental regulations have been strengthened, the use of LNG(Liquid Natural Gas) as a clean fuel has increased. As a result, demands for LNG fuel ships and LNG carriers are rapidly increasing.

Cryogenic steels used in LNG storage tanks should have excellent strength and low temperature fracture toughness in cryogenic environments. LNG tanks are made of conventional cryogenic steels such as aluminum-alloy, SUS 304

Collection @ chosun

조선대학교 CHOSUN UNIVERSITY

and 9%-Ni steel.

These steels have disadvantages that they are expensive and difficult to weld. Therefore, the demand for the development of new usable materials in cryogenic environments has been increased. Domestic steel companies have developed high Mn steel considering economic feasibility and strength. The high Mn steels had developed with some advantages which were decreasing construction cost and easy to weld.

In this study, The evaluation for applying the newly developed high Mn steel to real structures including LNG storage tank was carried out as follows.

Firstly, the micro structure and chemical composition, and the mechanical properties were evaluated by tensile test and charpy impact test on the base material and FCAW, SAW joints.

Secondly, The fracture toughness was evaluated with CTOD(Crack Tip Opening Displacement) test and the possibility of brittle fracture was confirmed. Through this result, it was confirmed that brittle fracture did not occur in high Mn steel and ductile fracture occurred in spite of cryogenic condition. Getting CTOD value is relatively difficult experiment because it requires a lot of time and cost. Thus, the CTOD value is estimated by conventional research results more easily. In addition, a new estimated equation for the fracture toughness of high Mn steel was proposed to get more exact value of fracture toughness.

Finally, loading-unloading compliance method was conducted to different scale of 30mm thick specimen of high Mn steel welded joint to evaluate the unstable ductile fracture. The unstable ductile fracture was not occurred at least in this results.

As a result of evaluating fracture safety of high Mn steel as cryogenic materials, safety is secured from the fracture mechanics point of view.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

제 1 장. 서 론

1.1 연구배경 및 목적

선박을 이용한 운송은 전 세계화물의 80%를 운송하는 글로벌 운송시장에서 어떠한 운송수단보다 더 경제적이다. 또한, 선박의 운항으로 발생하는 이산화탄소의 양은 전 세계 이산화탄소 배출의 약 4%를 차지하고 있어, 철도나 항공운송에 비해 매우 적은 수치이다. 그러나 최근 지구 온난화가 심각해짐에 따라 전 세계적으로 온실가스 배출에 대한 환경규제가 점점 강화되고 미국과 EU를 비롯한 선진국들은 배출가스 통제구역을 설정하고 있다.[1] 이에 따라 화석연료의 사용을 줄이고, 친환경 연료를 사용한 Green ship의 요구가 증가하고 있다. 현재 Green ship의 주요 기술로는 에너지 효율 향상을 위한 선형 및 추진성능의 변화와 신 추진동력인 LNG(Liquid Natural Gas), 연료전지 등을 사용하여 운항하는 선박이 있으며 온실가스 저감을 위한 CO2 포집 장치와 연소가스의 후처리 기술이 발달되고 있다.[2]

2020년부터 선박연료유의 황산화물 함유량의 상한선을 0.5%로 줄여, 선박의 연료로 지난 50년간 사용되었던 벙커C유를 사용하기 어려우며, 해운 및 조선업계는 LNG를 선박 연료로 사용하는 것을 주목하고 있다. LNG 연료는 표준상태(0℃, 1atm)에서 메탄 1kg당 부피는 약 1.4m^3(1,400ℓ^3)이나 액상에서는 약 2.4ℓ^3 부피가 1/600로 줄어들어 액화된 상태로 저장과 운송이 쉬운 점이 있으며,[3] 청정연료로 기존 연료인 벙커C유에 비해 이산화탄소 75%, 질소산화물 20%, 황산화물은 5%의 비율로 온실가스의 배출량을 줄일 수 있고 석유계 연료보다 경제적이다.[4] 이에 따라 LNG를 사용하여 운항하는 선박과 LNG를 운반할 수 있는 LNG carrier의 수요가 증가하고 있다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

LNG 연료의 특성상 극저온 환경(-163℃)에서 저장되어야 하기 때문에 LNG 저장탱크 제작 및 개발에 있어서 안전성의 확보가 중요하다. LNG 저장탱크 및 연료탱크 제작에 사용되었던 극저온용 구조재료로는 Al-alloy, SUS 304, 9%-Ni 강이 IGC(International Code for The Construction and Equipment of Ships Carrying Liquefied Gases in Bulk) 코드[5]에 등록되어 있다. 극저온용 구조재료로서 LNG 저장탱크 및 연료탱크로 적용되기 위해서는 IGC[5], IGF(International Code of Safety for Ships using Gases or Other Low-Flashpoint Fuels) 코드[6]에 등재되어야 한다. 현재 IGC 코드[5]에 등록된 강재들은 일반 탄소강에 비하여 가격이 비싸고 용접이 어려운 단점이 있어 새로운 강재개발의 요구가 증가하고 있는 실정이다. 이러한 요구에 탄소강의 성분을 기반으로 하여 극저온에서 안전성이 향상된 강재의 개발이 1990년도 일본에서 처음 시작되었다. 일본에서의 강재개발 컨셉은 Mn 함유량을 20% 이상으로 높게 첨가하여 강도와 인성을 확보하는 개념이었으나, 연구단계에서 실용화 단계로의 발전을 이루지 못하고 강재개발이 멈추게 되었다. 그러나 국내의 철강사에서 2000년도부터 Mn을 기반으로 한 고강도강의 연구개발이 진행되어 TWIP(TWinning Induced Plasticity)강이라고 하는 자동차용 고강도 강재의 개발에 성공하였다.[7] 그와 동시에 Mn 함유량 및 제조조건의 변화를 통한 극저온용 고 Mn강의 개발에 성공하였다. 극저온용 고 Mn강은 LNG 선박 및 LNG 저장탱크를 비롯하여 극저온 환경에서 화물을 운반하는 탱크로 사용이 가능하다. 새로 개발된 극저온용 고 Mn강 LNG 저장탱크 건설에 주로 사용되는 용접프로세스는 FCAW(Flux Cored Arc Welding)와 SAW(Submerged Arc Welding)이다. 그러므로 새로 개발된 극저온용 구조재료를 LNG 저장탱크에 적용하기 위해서는 주로 사용되는 용접프로세스에서의 용접부 안전성 확보가 중요하다. 또한, LNG 저장탱크 제작용 강재로 사용되기 위해서는 IGC 코드[5]에 등재되어야 하며, 등재를 위해서는 각종 물성평가를 통한 기준 값이 만족 되어야 하고, 파괴안전성의 확보가 필요하다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

본 연구에서는 국내의 철강사에서 새로 개발한 극저온용 구조재료인 고 Mn강을 LNG 저장탱크 및 연료탱크 제작에 적용을 위한 기계적 성질 평가와 파괴인성 평가를 수행하였다. 또한, IGC 코드[5]에 새로운 극저온용 구조재료로서 등재를 위하여 극저온 환경에서 용접부의 불안정 파괴안전성을 검토하였다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

1.2 국내·외 연구동향

1960년대 용접 기술과 용접재료의 발전으로 파손에 앞서 현저한 소성변형이 일어나게 되며, 선형 탄성 파괴역학(Linear Elastic Fracture Mechanics : LEFM)의 적용이 어려움이 생기게 되었고, 소성변형과 함께 균열 면이 벌어지는 사실을 인지하였다. 1968년 Rice는 균열 앞에서의 비선형 재료 거동을 특성화하는 다른 변수를 개발하였다. 그는 비선형 에너지 해방률을 선적분으로 표현하여 J 적분이라 불렀으며 균열 주변의 임의의 윤곽선을 따라 값을 구하였다.[8] 영국에서는 Wells의 CTOD 매개변수가 1960년대 후반에 용접구조물 해석에 널리 적용되기 시작하였으며,[9] 1971년 Burdekin과 Dawes는 Wells의 개념[9]을 적용하여 용접구조물을 반 경험적 파괴역학적 방법론인 CTOD 설계곡선을 개발하였다.[10] 영국에서의 원자력발전 산업은 Dugdale과 Barenblatt의 스트립 항복 모델에 기초를 둔 파괴설계 해석을 개발하였다.[11][12] Shih는 J 적분과 CTOD의 관계를 설명했으며, 두 매개변수가 파괴를 특정 짓는 데 대등한 관계를 갖는 것으로 의미를 부여하였다.[13] 이러한 연구결과를 바탕으로 파괴현상을 기술하는 시험법이 제정되었다.

파괴인성을 평가하는 파라메타로는 K, J, CTOD가 주로 사용된다. K는 응력확대계수(Stress Intensity Factor)로 취성 또는 연성이 덜한 재료에 응력 단위로 나타내며, J 적분은 연성의 재료에 응력 단위로 나타낸다. CTOD의 경우 연성의 재료에 변위단위로 파괴인성을 나타낼 수 있다.[14]

파괴인성(CTOD)을 평가하기 위한 시험법은 BS 7448(British Standard 7448)[15][16]이 주로 사용되었으나, 현재 ISO 12135(International Organization for standardization 12135)[17] / 15653[18]으로 통합되었다. CTOD의 평가는 대표적인 파괴인성을 평가하는 파라메타로서 널리 이용되고 있으며, 그 값을 통하여 파괴안전성의 예측이 가능하다.

Collection @ chosun

조선대학교 CHOSUN UNIVERSITY

입열량, 미세조직, 용접조건에 따라 파괴인성에 미치는 영향에 관한 연구가 진행되었다. 입열량이 증가함에 따라 전반적으로 CTOD 값이 낮아지는 경향이 있으며 [19][20],Groove 형상에 따른 FCAW 이음부의 CTOD 천이온도를 평가한 결과 X형 Groove의 천이온도가 K형 Groove보다 낮은 천이온도를 가지므로 동일한 용접조건으로 구조물에 적용 시 X형 Groove가 더 적합하다고 평가하였다.[21] 따라서 파괴안전성이 우수한 용접구조물의 제작에 있어서 용접부의 개선형상의 고려는 중요한 인자로 판단된다.

또한, 널리 이용되고 있는 간편한 파괴인성 평가 파라메타는 충격인성이다. 종래의 연구에서는 충격인성은 입열량에 따라 결정립 조대화 영역에서 떨어지는 결과를 보이며, 용접열영향부의 결정립 크기와 충격인성 사이에는 반비례 관계가 있는 것으로 보고되고 있다.[22] 이처럼 인성에 미치는 영향 인자들이 많이 있으므로 파괴인성의 확보에 많은 주의가 필요하다. 특히 상온보다는 저온에서 인성이 저하된다는 것은 이미 잘 잘 알려진 사실이다.[23]

LNG와 같은 극저온의 화물을 운반하기 위한 저장탱크 제작에는 Al-alloy, SUS 304, 9%-Ni 강이 사용되고 있으며, 이러한 강재들은 IGC 코드[5]에 등록되어 있으며, 극저온용 구조재료에 대한 기계적 평가 및 파괴인성이 확보된 강재이다. Al-alloy의 경우 SUS304, 9%-Ni 강과 비교하였을 때, 요구 사항을 충족시키고, 중량이 최소이기 때문에 최소한의 비용으로 건설할 수 있는 것으로 알려져 있다.[24] 한편, 9%-Ni 강은 SMAW, GTAW 이음부의 HAZ에서 파괴인성 평가를 한 결과, -162℃에서 SMAW의 이음부는 F/L에서 약 0.5mm의 CTOD 값을 가지며, GTAW 이음부는 F/L에서 1.1mm, F/L+1mm에서는 약 1mm의 CTOD 값을 나타내고 있으므로, 기존의 해양구조용 강의 CTOD 기준인 API RP 2Z[26]를 참고하면 0.25mm(-10℃에서 두께가 75mm 이하인 경우)로 9%-Ni 강은 우수한 파괴인성 성능을 가지고 있는 것으로 판단된다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

또한, 실 구조물의 파괴안전성을 평가하기 위해서 대형 시험편을 이용한 파괴안전성 평가가 많이 이루어졌다.[27] 일본에서는 9%-Ni 강을 지상용 LNG 연료탱크에 적용하기 위하여 소규모 시험과 대규모 시험을 이용해 용접이음부의 취성파괴 발생과 균열 정지 능력에 대한 평가를 수행하였다. 두께가 38mm~45mm, 50mm, 55mm 시험편에 대하여 육상용 저장탱크에서 가장 취약한 용접부를 평가모델로 선정하여, 용접부에서의 파괴안전성을 평가한 결과, 지진과 같은 큰 하중이 발생한 경우와, 통상조건에서의 하중, 두 조건 모두에서 만족할 만한 안전성이 확보 되었다 [27][28].

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

1.3 본 연구의 구성

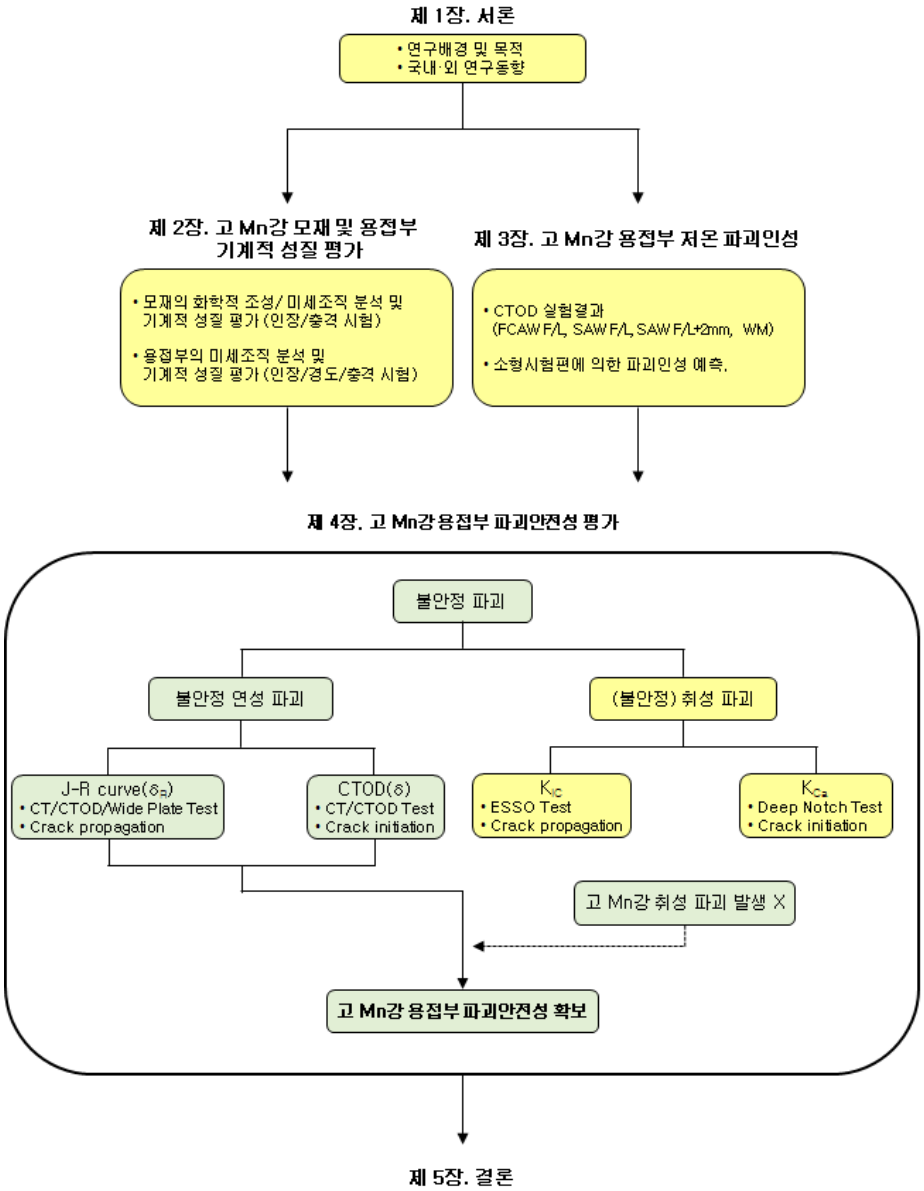


Fig.1.1 Flow of this study

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

1장에서는 연구배경 및 목적, 국내외 연구동향, 본 논문의 구성을 나타내었다.

2장에서는 고 Mn강 모재의 화학적 조성 및 조직 분석과 인장 시험, 샤르피 충격 시험을 통하여 기계적 성질을 평가하였고, FCAW, SAW 용접부에 대하여 조직분석 및 인장시험, 경도분포, 샤르피 충격시험을 실시하여 기계적 성질을 평가하였다.

3장에서는 극저온 환경에서의 고 Mn강 용접부의 파괴인성 평가를 위한 CTOD 실험을 하였다. CTOD 실험은 ISO 12135 /1 5653에 의거하여 진행하였으며, 용접시 생성되는 용접열영향부는 일반적으로 용접구조물에서 가장 취약한 부위로 나타날 것으로 판단하고, FCAW 이음부의 용융선(Fusion Line, F/L)과 SAW 이음부의 F/L, F/L+2mm, WM에 대하여 CTOD 값을 계산하여 평가하였다.

4장에서는 취성파괴 정지 후 발생 가능한 불안정 연성파괴에 대하여 연구하였다. 종래의 연구를 참고하여 30t SAW 이음부의 F/L+2mm, WM에 노치를 삽입시키고 IGC 코드에서 요구하는 설계응력에 따른 허용결함크기를 결정하였다.

5장에서는 고 Mn강 모재 및 용접부에 대한 실험결과를 요약 및 결론을 도출하였다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

제 2 장. 고 Mn강 모재 및 용접부 기계적 성질 평가

2.1 서언

현재 국제해사기구(IMO)의 IGC 코드[5]에 등록된 LNG 저장탱크 제작을 위해 사용되는 강재로는 9%-Ni강, SUS304강, Aluminum 합금강 Invar강 등이 있다. LNG 저장탱크 제작에 사용되는 강재들은 극저온 환경에서 우수한 강도와 저온인성을 가져야 한다. Table 2.1은 LNG 저장탱크 제작에 사용되는 강재들의 기계적 성질을 나타내었다. 항복강도-인장강도의 비율(Yield to Tensile ratio, YR)을 보면 마르텐사이트계 9%-Ni강의 경우 약 0.85, 오스테나이트계 SUS 304 강재의 경우 약 0.4, Aluminum 5083의 경우 0.45이다. 9%-Ni강은 다른 극저온용 구조재료에 비해 YR 값이 큰 것이 확인되었다.

본 장에서는 새로 개발된 극저온용 구조재료인 고 Mn강을 대상으로 화학적 조성 분석 및 기계적 성질 평가를 통해 기존의 LNG 저장탱크 제작에 사용되었던 극저온용 구조재료와 비교 및 분석하였다.

Table 2.1 Mechanical properties of cryogenic steels

	Materials				
	9%-Ni	SUS 304	Al 5083	Invar	High Mn
Yield stress (MPa)	≥585	≥205	124~200	230~350	≥400
Ultimate tensile stress (MPa)	690~825	≥515	276~352	400~500	800~970
Charpy impact energy (J,-196℃, L-dir)	≥41	≥41	-	-	≥41

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2.2 고 Mn강 모재 특성

2.2.1 화학적 조성

본 연구에 사용된 강재는 극저온용 구조재료로 새로 개발된 오스테나이트계 고 Mn강이며, 화학적 조성은 Table 2.2에 나타내었다. 고 Mn강의 경우 다른 화학 성분보다 Mn의 함유량이 20% 이상으로 높은 것이 두드러지는 특징이다. 철에 Mn을 다량 첨가하게 되면 높은 인성을 가지는 기능을 부여하게 된다.

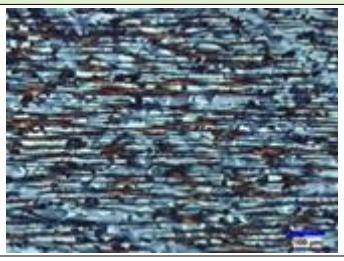
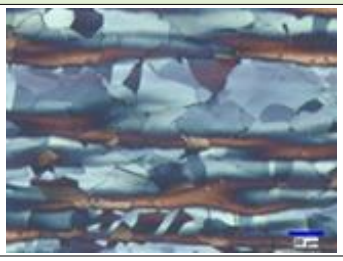
Table 2.2 Chemical composition of high Mn steel(weight %)

C	Si	Mn	P	S
≥0.2	≤0.5	≥20	≤0.05	≤0.005

2.2.2 미세조직

고 Mn강 모재의 미세조직은 Table 2.3에 나타내었다. 전자현미경을 이용하여 100배, 500배의 배율로 표면에서의 조직을 관찰하였으며, AGS의 크기는 약 19μm의 오스테나이트 조직을 확인할 수 있었다.

Table 2.3 Microstructure images of base metal

Micro examination image(Location - Head)			
	Magnification(×100)	Magnification(×500)	AGS* (μm)
surface			19

*AGS : Austenite Grain Size

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2.2.3 인장시험

인장시험은 표준시험법인 ASTM E8/E8M[29]에 의거하여 진행하였다. 시험편의 크기 및 형상은 Fig.2.1에 나타내었다. 시험편은 압연방향의 head 위치에서 전 두께의 시험편을 채취하였다. Fig.2.2에는 상온에서의 인장시험 결과를 나타내었다. 모재의 최대인장응력은 822MPa로 강도적인 측면에서 9%-Ni강보다 강도가 높았으며, 항복응력은 447MPa로 9%-Ni강 보다는 다소 낮은 항복강도를 갖는 특성이 있다. 또한, YR 값은 SUS 304, Al 5083과 비슷한 약 0.54의 값을 나타내었다. 고Mn강의 인장시험 결과를 Table 2.4에 정리 하였다.

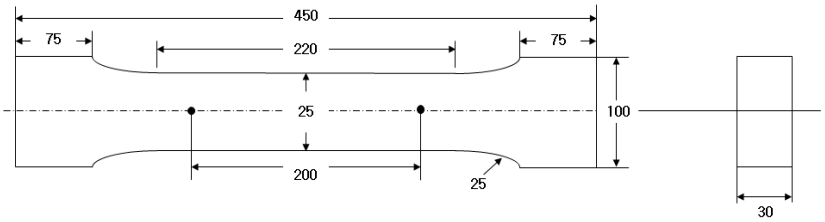


Fig.2.1 Tensile test specimen geometry

Fig.2.2 S-S curve of high Mn steel base metal

Collection @ chosun

조선대학교 CHOSUN UNIVERSITY

Table 2.4 Tensile test result of high Mn steel base metal

Location	Position	Y.S. (MPa)	U.T.S. (MPa)	EL. (%)
Head	Full	447	822	48

Fig.2.3에는 실온(25℃)에서 고 Mn강과 종래부터 사용되고 있는 극저온용 구조재료의 응력-변형률 선도를 나타내었다. 고 Mn강의 경우 종래의 극저온용 구조재료에 비해 최대인장강도가 높으며, 연신률은 오스테나이트계 강재인 SUS 304와 비슷한 역학적 거동을 하는 것을 알 수 있었다.

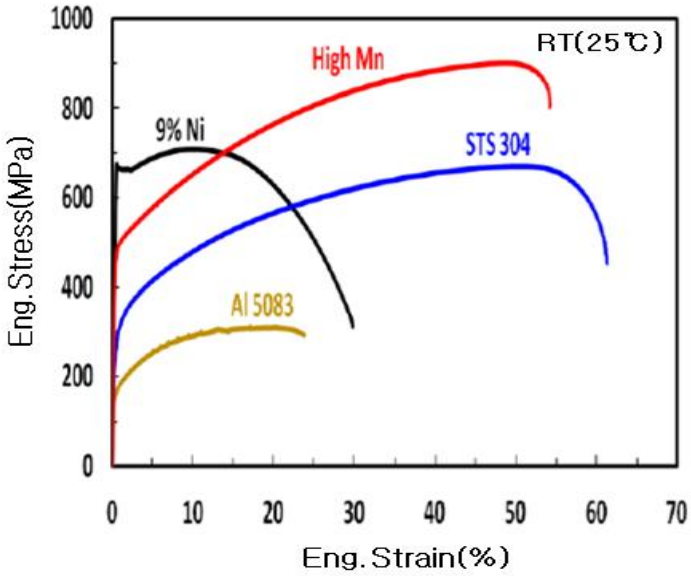


Fig.2.3 Comparison with other cryogenic materials at 25℃

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

온도 변화에 따른 고 Mn강 모재의 응력-변형률 선도는 Fig.2.4에 나타내었다. LNG의 경우 자체온도가 -163℃이므로 극저온에서의 강도특성의 평가가 필요하고, LNG를 하역하는 과정에서 저장탱크 내부의 온도가 -100℃ 정도로 유지 되므로, 실온(25℃), -100℃, -163℃에서 강재의 거동을 확인하기 위하여 인장시험을 실시하였다. 종래의 극저온용 구조재료와 동일하게 저온으로 갈수록 항복강도, 인장강도는 증가하는 경향을 보였으며, 변형률은 감소하는 경향을 보였다.

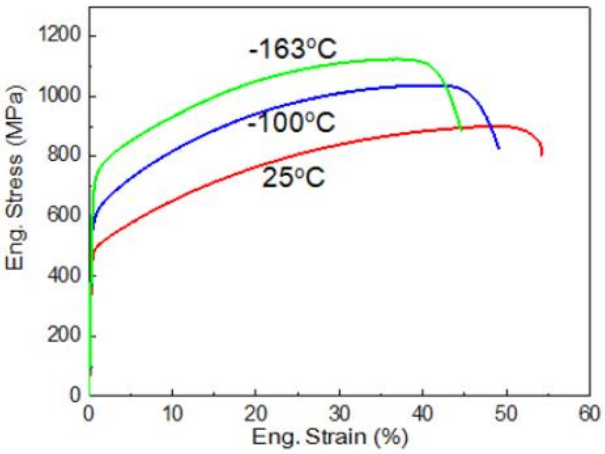


Fig.2.4 S-S curve of high Mn steel at various temperature

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2.2.4 샤르피 충격시험

샤르피 충격시험은 ASTM E23[30]에 의거하여 진행하였다. 시험편의 형상과 크기는 Fig.2.5에 나타냈었다. Rule에서 규정하고 있는 시편의 채취 위치와 동일하게 1/4t, 1/2t 위치에서 시험편을 채취했다. 시험은 LNG 사용온도를 고려하여 IMO-IGC코드에서 규정한 -196℃에서 실시하였으며, 그 결과를 Table 2.5에 나타내었다. Fig.2.6은 샤르피 충격시험 결과를 도식화하였다. IMO-IGC코드에서 요구하는 샤르피 충격 에너지는 -196℃에서 Transverse 방향일 때 27J, Longitudinal 방향일 때 41J로 규정하고 있으며, 본 연구에서 사용한 고 Mn강은 극저온 환경에서 우수한 충격인성을 갖는 것을 확인하였다.

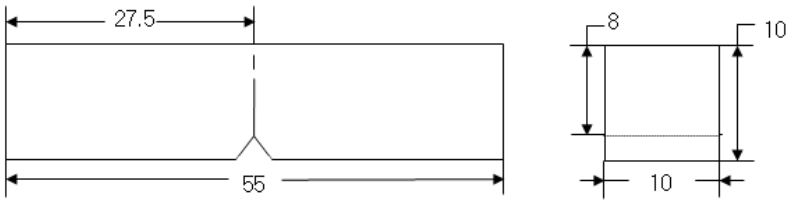


Fig.2.5 Charpy impact test specimen geometry

Table 2.5 Charpy impact test results at -196℃

Location / Position	Direction	Absorbed Energy (J)			
		1	2	3	Average
Requirement	Trans.	≥27			
	Longi	≥41			
1/4t	Trans.	82	90	88	87
	Longi	107	106	103	105
1/2t	Trans.	67	69	69	68
	Longi	79	83	79	80

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

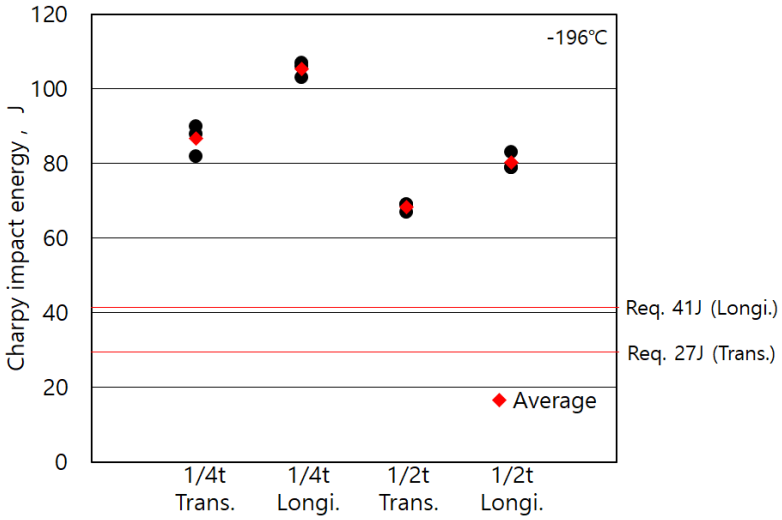


Fig.2.6 The results of charpy impact test at −196℃

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2.3 고 Mn강 용접부 특성

2.3.1 용접조건

LNG 저장탱크 제작 시 사용되는 용접프로세스로는 FCAW(Flux Cored Arc Welding), SAW(Submerged Arc Welding), GTAW(Gas Tungsten Arc Welding)등이 있으며, FCAW가 대부분의 공정에 널리 사용된다, 본 연구에서는 LNG 저장탱크 제작에 주로 사용되는 용접프로세스인 FCAW, SAW 이음부에 대하여 기계적 성질을 평가하였다. 각 용접프로세스의 용접조건은 Table 2.6에 나타내었다. 용접 시험편의 크기와 개선형상은 Fig.2.7에 나타내었다. 개선은 Fig.2.7과 같이 실제 LNG 저장탱크 제작에 적용되는 K-groove로 각도는 30°로 용접을 진행하였다. FCAW는 1.5kJ/mm의 입열량으로 80% Ar과 20% CO2 혼합가스를 보호가스로 사용하였고, SAW는 3.0kJ/mm로 용접하였다.

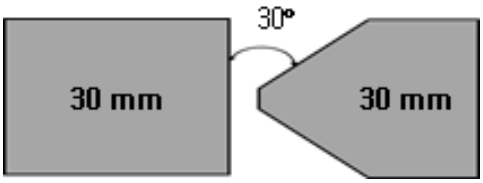


Fig.2.7 Welded joint shape (K)

Table 2.6 Welding conditions for FCAW and SAW

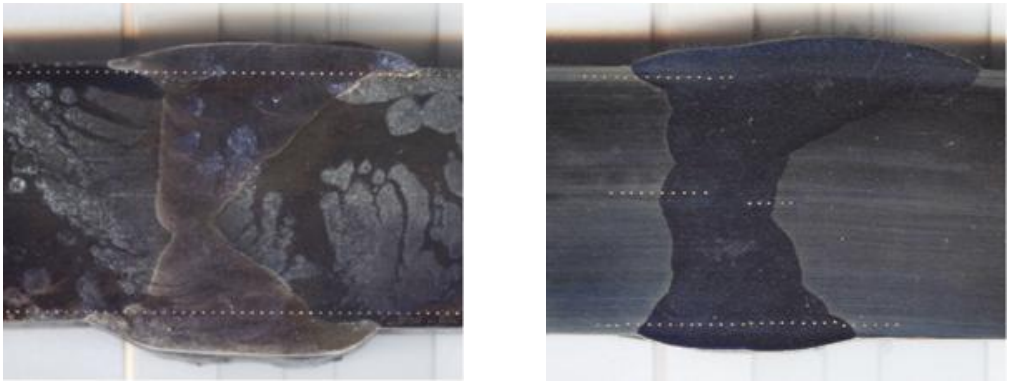
Welding process		FCAW (Flux Cored Arc Welding)	SAW (Submerged Arc Welding)
Heat input		1.5kJ/mm	3.0kJ/mm
Groove		K-groove Bevel	K-groove Bevel
Welding consumable	Size∅(mm)	1.2	4.0
Welding condition	Current(A)/ Voltage(V)/ Speed (cm/min)	160~190/25~28/17~21	580/28/32
	Position	1G	1G
Shielding gas	Gas Type	80% Ar / 20% CO_2	-

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2.3.2 Macro 단면 및 경도분포

FCAW와 SAW 이음부의 Macro 단면을 Fig.2.8에 나타내었다. SAW의 경우 FCAW보다 입열량이 많아 더 넓은 HAZ(Heat Affected Zone) 영역을 나타냄을 확인할 수 있었다. Fig.2.9에는 각 용접공정의 경도분포를 나타내었다. 용접금속(WM)이 모재 대비 낮은 강도를 갖는 under match된 이음부가 제작되었음을 확인하였고, HAZ로 갈수록 경도가 상승하는 경향을 보였다. 고온균열 민감도를 확인할 수 있는 최대경도는 Hv350의 값으로 종래의 연구결과[31]에 의하면 균열발생의 가능성은 낮은 것으로 판단된다.

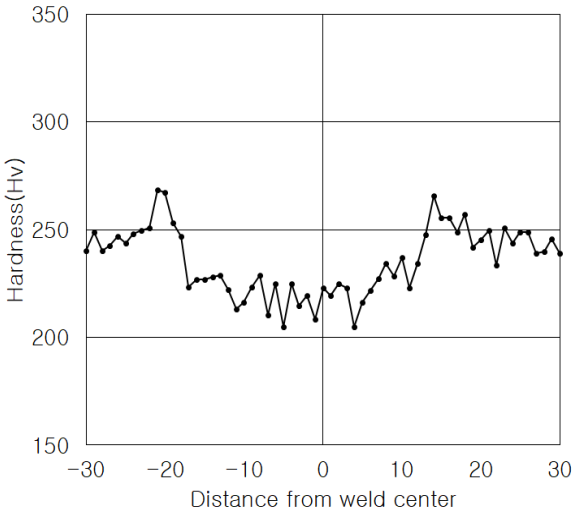


(a) Macrostructure of FCAW (b) Macrostructure of SAW

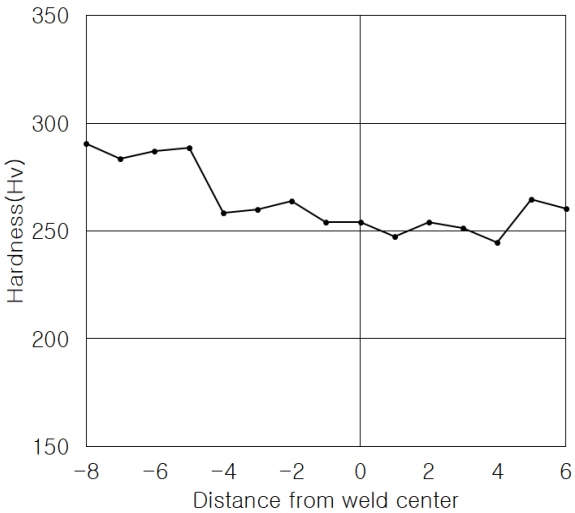
Fig.2.8 Macrostructure of each welding process

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY



(a) Hardness distribution of FCAW specimen.



(b) Hardness distribution of SAW specimen

Fig.2.9 Hardness distribution of each specimen

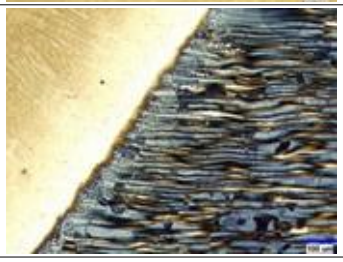
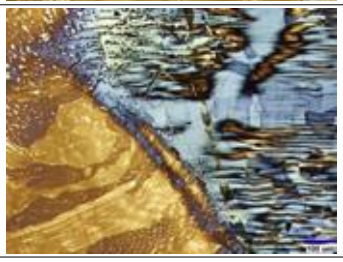
Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2.3.3 용접부의 미세조직

FCAW와 SAW 용접부의 WM(용접금속)과 F/L(Fusion Line)에서의 미세조직을 각각 Table 2.7에 나타내었다. FCAW, SAW 이음부 모두 오스테나이트 조직을 확인할 수 있었다.

Table 2.7 Microstructure images of each specimen

	FCAW	SAW
	Magnification(×100)	
WM		
FL		

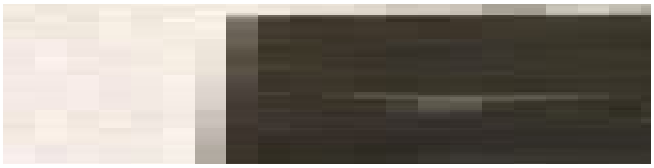
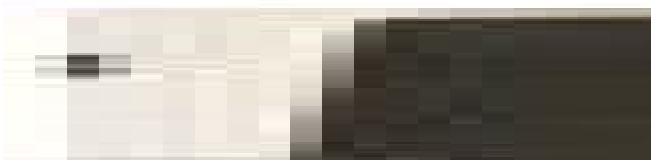
Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2.3.4 인장시험

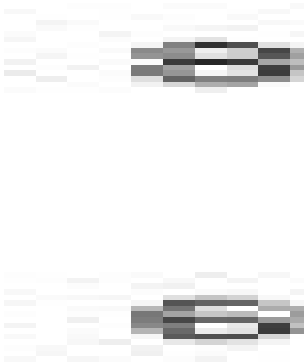
용접부의 인장시험은 ASTM E23[29]에 의거하여 실험하였다. 시험편의 형상과 크기는 Fig.2.1에 나타낸 모재의 인장시험편과 동일하다. 인장시험편은 FCAW, SAW 이음부에 대하여 용접방향의 횡 방향으로 시험편을 채취하여 실시하였다. Fig. 2.10은 FCAW, SAW 이음부의 응력-변형률 관계를 나타내었다. FCAW 이음부는 722MPa 정도의 인장강도를 나타냈으며, SAW 이음부도 동일한 거동을 하였으며, 765MPa 정도의 FCAW 이음부보다 다소 높은 인장강도를 나타내었다. 하지만 두 용접부 모두 모재의 인장강도에는 미치지 못하는 under match 된 이음부를 나타내었다. Table 2.8에는 각 용접공정의 인장시험 결과를 정리하였다.

Table 2.8 Tensile test results of each specimen

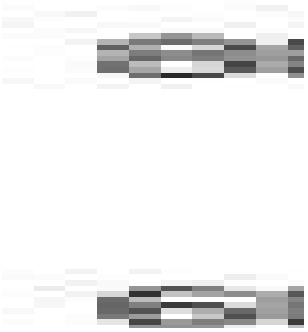
Welding process	Direction	U.T.S. (MPa)	Test specimen
FCAW	Trans. to welding direction	722	
SAW		765	

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY



(a) S-S curve of FCAW specimen



(b) S-S curve of SAW specimen

Fig.2.10 S-S curve of each specimen

Collection @ chosun

조선대학교 CHOSUN UNIVERSITY

2.3.5 샤르피 충격시험

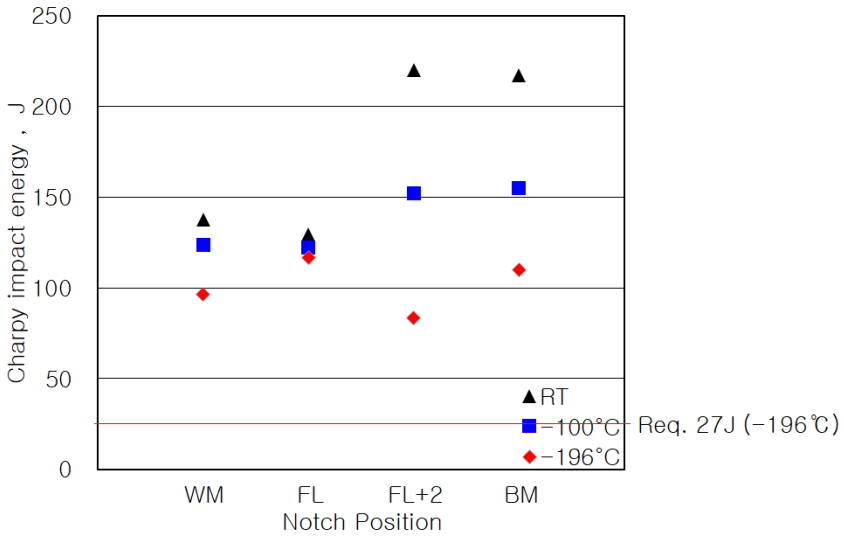
용접부의 샤르피 충격시험은 ASTM E23[30]에 의거하여 실험하였다. 시험편 형상 및 크기는 Fig.2.5에 나타낸 모재의 충격시험편과 동일하다. 실험 온도는 LNG의 경우 자체온도가 -163℃이므로 극저온에서의 강도특성의 평가가 필요하고, LNG를 하역하는 과정에서 저장탱크 내부의 온도가 -100℃ 정도로 유지되므로, 실온(25℃), -100℃, -196℃에서 실시하였고, 용접금속(WM). 용융선(F/L), F/L+2mm 위치에 노치를 삽입하여 실험을 실시하였다. 두 용접이음부에 대한 실험결과를 Table 2.9에 나타내었으며, Fig.2.11(a)에는 FCAW 이음부의 각 노치 위치에서의 시험온도변화에 따른 충격 에너지의 평균값을 나타내었다. -196℃에서 F/L+2mm에서 충격 에너지가 가장 낮은 값을 나타냈었고, 모재(BM) 쪽으로 갈수록 충격 에너지 값이 향상되는 종래의 극저온용 구조재료와 유사한 경향을 보였다. Fig.2.11(b)에는 SAW의 각 노치 위치에서의 온도변화에 따른 충격 에너지의 평균값을 나타내었다. FCAW와 유사하게 SAW도 우수한 충격에너지 값을 가지며, -196℃에서 F/L+2mm 위치가 가장 낮은 충격 에너지 값을 갖는 것을 확인하였다. 저온영역(-100℃, -196℃)에서 SAW 용접금속에 비하여 FCAW의 용접금속이 우수한 충격에너지 값을 가진 것을 알 수 있었다.

Table 2.9 Charpy impact test results of each specimen

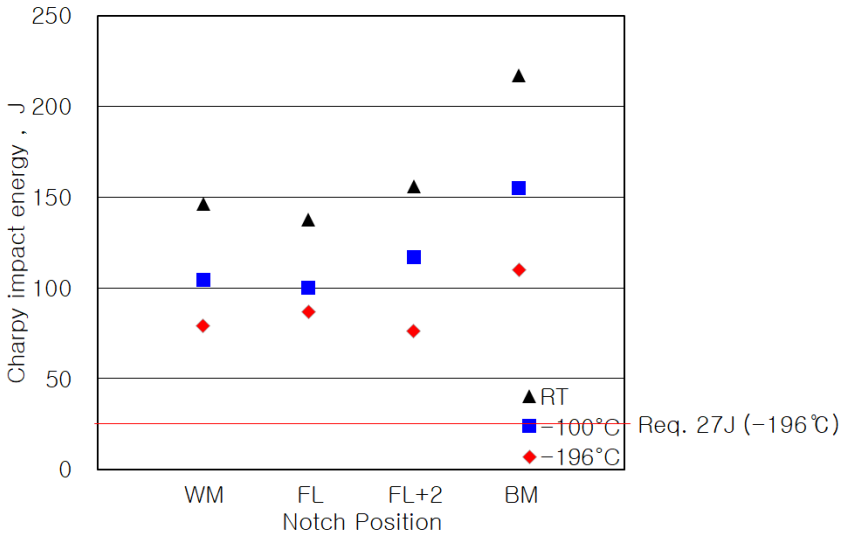
Absorbed Energy (J)						
Welding Process	FCAW			SAW		
	RT	-100℃	-196℃	RT	-100℃	-196℃
WM	137	124	96	146	104	79
F/L	129	122	117	138	100	87
F/L+2	220	152	83	156	117	76
BM	217	155	110	217	155	110

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY



(a) Charpy impact test results of FCAW at various temperature



(b) Charpy impact test results of SAW at various temperature

Fig.2.11 Charpy impact test results of each specimen

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2.4 요약

본 장에서는 고 Mn강의 모재 및 용접부의 화학적 조성 및 기계적 성질을 평가한 결과 다음과 같은 결과를 얻었다.

(1) 모재의 인장시험 결과 IMO-IGC코드에서 요구하는 최소 항복강도 400MPa을 만족시켰고, 강도적인 측면에서는 9%-Ni강 보다 더욱 높은 인장특성을 나타내었다.

(2) 모재의 미세조직은 오스테나이트 조직을 갖고 있으며, 종래부터 극저온용 구조재료로 사용되고 있는 SUS 304와 YR 값을 비롯한 특성 및 미세조직 구조가 비슷한 것을 확인하였다.

(3) 극저온 환경(-196℃)에서 수행한 모재의 샤르피 충격시험 결과, IMO-IGC 코드에서 요구하는 최소 충격 에너지 값(Transverse 방향일 때 27J, Longitudinal 방향일 때 41J)을 만족시켰으며, 평균적으로 요구하는 충격 에너지 값보다 약 2~3배 뛰어난 저온 충격인성을 가진 것을 알 수 있었다.

(4) 용접부의 인장실험 결과, 최대인장응력이 822MPa인 모재에 비해 FCAW의 경우 722MPa, SAW의 경우 765MPa로 용접금속의 강도가 under match 되어 있음을 확인하였다. 또한, 용접부의 경도분포도 용접금속에서 다소 경도가 낮고, HAZ 영역으로 갈수록 경도가 증가하는 경향을 나타내었다.

(5) 용접부의 샤르피 충격시험 결과 극저온에서는 FCAW, SAW 이음부 모두 IMO-IGC 코드에서 요구하는 기준 값(27J)을 모두 만족시켰으며, FCAW 이음부의 용접금속이 SAW이음부의 용접금속보다 다소 우수한 충격인성을 갖는 것을 확인하였다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

제 3 장 고 Mn강 용접부 저온 파괴인성

3.1 서언

최근 선박 및 해양구조물에 대한 경량화 및 대형화와 함께 강재의 고강도화가 진행되고 있으며, LNG 탱크 제작에 사용되는 강재는 극저온 환경에서 우수한 저온인성을 확보해야 한다. 따라서 극저온용 강재의 요구특성 중에서도 파괴인성과 밀접한 관련성을 가진 CTOD(Crack Tip Opening Displacement)특성이 중요시되고 있으며, 강재의 성능을 평가 하는 파라메타로서 높은 CTOD 값이 요구되고 있다. 본 장에서는 고 Mn강의 용접부 파괴인성 실험(CTOD)을 통하여 한계 CTOD(δ_c) 값을 계산하여, 새로 개발된 고 Mn강의 극저온용 구조재료로서 적합성을 평가하였다.

또한, CTOD 시험의 어려움을 고려하여 실제 실험에서 구한 CTOD 값을 예측하기 위한 예측 시스템을 개발하였다. 본 예측 시스템은 종래의 연구결과를 이용하여, 새로 개발된 고 Mn강 용접부에 적합하게 수정/보완하였다.

3.2 극저온 환경에서의 파괴인성

CTOD란 취성파괴가 발생하기 전에 연성균열의 진전특성을 평가하는 값으로 강재에서 발생된 균열이 사용 환경에서 취성파괴 발생 전까지 어느 정도의 변형까지 취성파괴의 기점이 되지 않고 견딜 수 있는가를 나타내는 파괴인성 파라메타이다.

CTOD 실험은 BS 7448(British Standard 7448)[15][16]이 주로 사용되었으나, 현재 ISO 12135[17]/15653[18] (International Organization for standardization 12135/15653)으로 통합되어서 통합된 규격에 의하여 수행하였으며, CTOD 실험의 개략도는 Fig.3.1에 나타내었다.[17] CTOD 실험은 시험용접, 노치표기, 시험편 가공, 피로예비균열 삽입, 메인 시험, 유효성 검증의 단계로 나눌 수 있다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

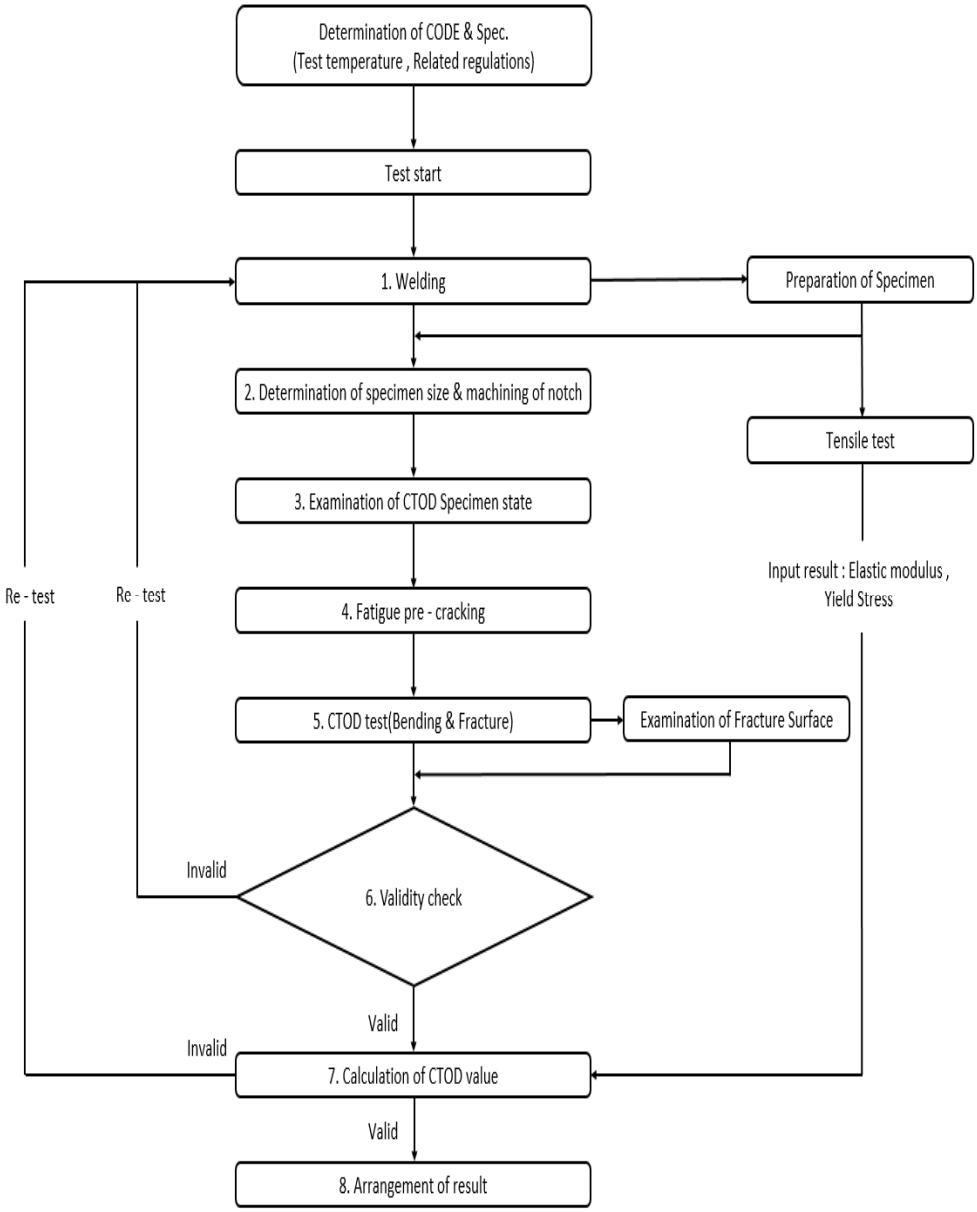


Fig.3.1 Flow of CTOD Test[17]

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

CTOD 실험은 강재의 사용 환경과 동일한 온도에서 평가되므로, -165℃를 시험 온도로 설정하였다. 실험에 사용한 용접프로세스는, 조선 산업에서 가장 범용적으로 사용되는 FCAW와 SAW 로 하였다. LNG 저장탱크의 제작 시 아래보기는 주로 SAW가 많이 사용되고 탱크의 조립단계에서는 주로 FCAW가 사용되기 때문이다. 본 실험에 사용한 강재의 두께는 실제 LNG 탱크 제작 시 최대두께로 적용될 30mm 판재를 사용하였다. CTOD 시험편은 두께를 고려하여 보다 정도 높은 실험값을 얻기 위하여, B×2B로 제작하였다. 노치위치는 제2장에서 이미 실험한 용접부 기계적 성질평가 결과를 바탕으로 F/L, F/L+2mm, WM에 노치를 삽입하여 시험편을 제작하였다. 시험편의 형상 및 크기는 Fig.3.2에 나타내었다.

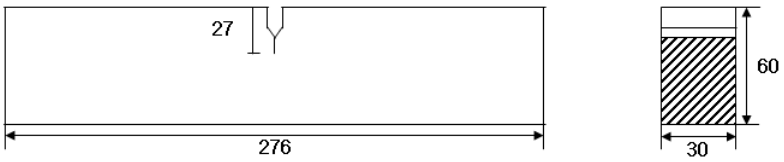


Fig.3.2 3-point bend CTOD test specimen geometry

용접부에 존재하는 잔류응력은 피로예비균열의 직진도를 떨어트리기 때문에 BS 7448[15][16]에는 local compression, reverse bending, high R-ratio를 용접잔류응력을 완화시키는 방법으로 규정하고 있지만, 현재 ISO 12135[17]/15653[18]에는 reverse bending을 제외한 두 가지 방법을 용접잔류응력을 완화시키는 방법으로 규정하고 있다. 하지만 본 연구에서는 reverse bending 방법(2018년 9월부터는 ISO 규격에 reverse bending 방법이 추가되었다)을 이용하여 잔류응력을 재분포시켜 피로균열의 성장에 잔류응력의 영향을 최소화 하고자 하였다. 적용하중은 다음의 식(3.1)에 의하여 계산하였으며, FCAW, SAW 시험편 모두 약 6ton의 하중을 주어 reverse bending을 실시하였다.

Collection @ chosun

조선대학교 CHOSUN UNIVERSITY

$$F_y = \sigma_{YS} \frac{B(W-a_0)^2}{3(2W-0.5d)} \times 0.9 \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (3.1)$$

여기서, B는 시험편의 두께, W는 시험편의 폭, a_0는 기계가공노치 길이, d는 노치 주변 롤러의 간격, σ_{YS}는 항복응력을 나타낸다.

잔류응력이 재분포 된 시험편은 피로예비균열을 약 3~5mm 발생시킨 후 0.45 ≤ a_0/W ≤ 0.55의 값을 가지도록 하였다. 이때의 a_0는 기계가공노치 길이+피로예비균열 길이를 나타낸다. 피로예비균열에 대한 하중은 다음의 식(3.2)에 의하여 계산하였다.

$$F_f = \frac{B(W-a)^2(\sigma_{YSP}+\sigma_{TSP})}{4S} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (3.2)$$

여기서, F_f는 피로예비균열 적용 최대하중, B는 시험편의 두께, W는 시험편의 폭, a는 균열의 길이, σ_{YSP}는 항복강도, σ_{TSP}는 최대인장강도, S는 롤러 사이의 거리(S=4.0W)를 나타낸다. FCAW 시험편은 시작하중을 3.5ton으로 가하고 균열이 성장함에 따라 종단 하중은 3.1ton으로 가했으며 SAW 시험편은 시작하중을 3.2ton으로 가하고 종단하중은 2.8ton을 가했으며 모든 시험편은 R=0.1의 조건으로 피로예비균열을 생성하였다.

피로예비균열이 삽입된 시험편은 CTOD 시험을 진행하였다. 극저온 환경을 모사하여 CTOD를 평가하기 위하여 냉각챔버에 액체질소를 투입하였다. 시험편에는 열전대를 부착시켜 실시간으로 온도를 측정하여 -165℃로 만들었으며 규격에 따라 온도가 시험온도에 이르고 나서 두께 1mm당 1분의 온도 유지시간을 가지고 시험을 수행하였다. 균열개구변위를 측정하기 위해 시험편 노치에 클립 게이지를 장착하여 굽힘 시험 중에 COD 값을 측정하였으며, 실험 후 CTOD 값을 구하기 위하여 ISO12135[17]/15653[18]에서 제안한 식(3.3)을 적용하였다.

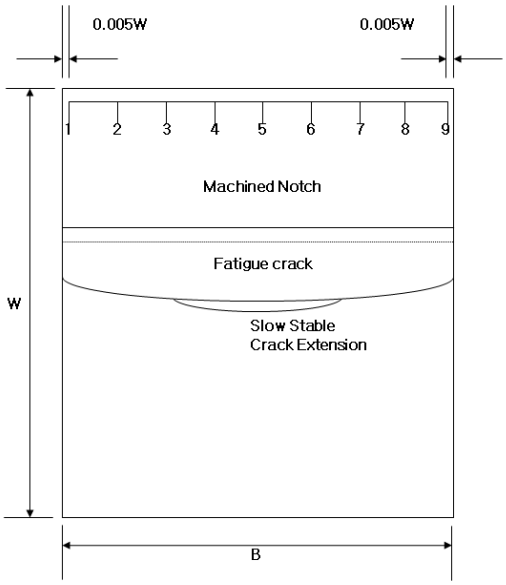
Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

$$\delta = \left[\frac{FS}{BW^{1.5}} \times f\left(\frac{a_0}{W}\right)\right]^2 \frac{(1-\nu^2)}{2\sigma_{YS}E} + \frac{0.4(W-a_0)V_p}{0.4W+0.6a_0+z} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (3.3)$$

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

δ는 CTOD 값, F는 적용하중, S는 롤러사이의 거리(S=4.0W), W는 시험편의 폭, a_0는 균열의 길이, v는 포아송비, σ_{YS}는 항복강도, E는 영률, V_p는 CMOD(Crack Mouth Opening Displacement) 값, z는 시편의 표면에서 노치 개구 게이지까지의 거리를 의미하며 a_0 에 관해서는 Fig. 3.3에 정리하였다.



$$a_0 = \frac{\frac{a_1+a_9}{2}+a_2+a_3+a_4+a_5+a_6+a_7+a_8}{8}$$

$$a_{max} - a_{min} < 0.1\%a_0$$

$$a_{min} - a_{machined\ notch} > 1.3mm\ or\ 2.5\%W$$

$$4.5 \le \frac{a_0}{W} \le 0.55$$

$a_0 = averaged\ crack\ length$

$a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_6, a_7, a_8, a_9$
$= crack\ length\ measured\ in$
$divied\ location$

Fig. 3.3 Definition of a_0

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

3.3 실험결과

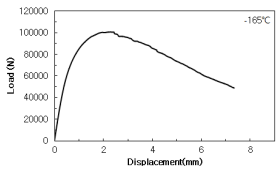
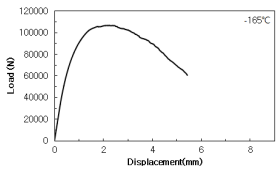
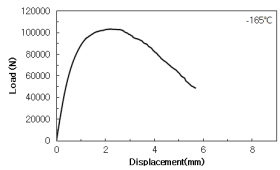
Table 3.1은 FCAW이음부에 F/L 노치의 실험결과를 나타내었다. 실험은 3번 수행하였고, -165℃에서 평균 δ=0.51mm의 파괴인성을 가지는 것을 알 수 있었다. Table 3.2는 SAW이음부에 F/L 노치의 실험결과를 나타내었다. FCAW와 유사하게 SAW F/L 노치 위치에서 평균 δ=0.5mm의 CTOD 값을 갖는 것으로 확인되었다. Table 3.3은 SAW 이음부의 F/L+2mm 노치의 실험결과를 나타내었다. F/L+2mm 시험편의 경우 F/L 위치에서 보다 낮은 δ=0.4mm의 CTOD 값을 나타내었다. Table 3.4는 SAW 이음부의 WM 노치의 실험결과를 나타내었다. 용접금속(WM)의 경우 δ=0.74mm로서 F/L, F/L+2mm보다 더 우수한 파괴인성을 갖는 것으로 확인되었다.

일반적으로 조선용 강재에 대해서는 특별하게 파괴인성 값을 요구하지 않았지만, 최근에 개발된 조선용 강재에 대해서는 파괴인성 값을 참고 값으로 요구하는 경우가 종종 있었다. 하지만 그 요구 값은 무척 낮은 값이므로, 본 연구에서 사용한 강재와 비교가 어렵고, 해양구조용 강재의 경우 API Recommended Practice 2Z에서는 -10℃에서 두께가 75mm 이상의 강재의 경우, CTOD 값이 0.38mm 이상을 요구하고 75mm 이하의 강재의 경우, CTOD 값이 0.25mm 이상을 요구하고 있다.[26] 사용 환경에 차이가 있지만 고 Mn강의 CTOD를 통해 검증한 파괴인성은 무척 우수하다고 할 수 있다. 또한, 고 Mn강의 경우 실험온도인 -165℃에서 취성파괴가 발생하지 않고 계속된 소성변형을 발생시키는 거동을 하였으므로 CTOD 값에 큰 의미가 없는 것으로 판단된다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

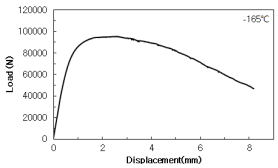
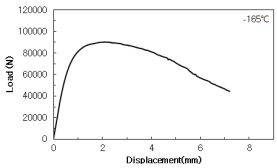
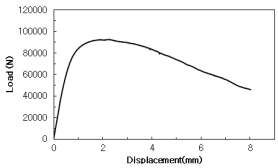
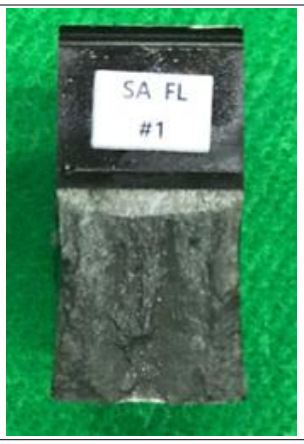
Table 3.1 CTOD Test results of FCAW-F/L specimens at -165℃

Specimen No.	#1	#2	#3
P-V Curve			
Fracture surface			
CTOD (mm)	0.51	0.5	0.5
Avg.	0.5		

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

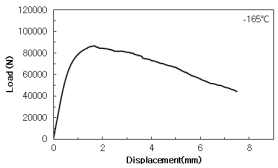
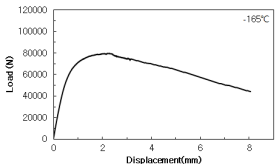
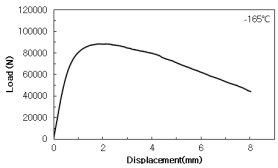
Table 3.2 CTOD Test results of SAW-F/L specimens at -165℃

Specimen No.	#1	#2	#3
P-V Curve			
Fracture surface			
CTOD (mm)	0.57	0.45	0.5
Avg.	0.51		

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

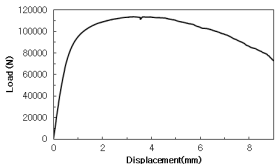
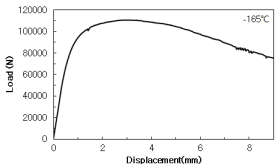
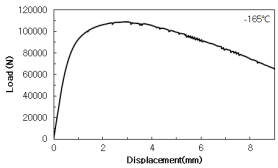
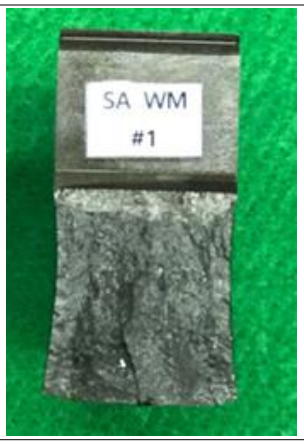
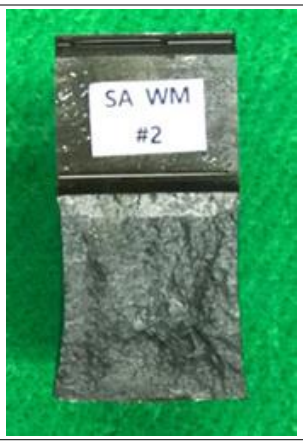
Table 3.3 CTOD Test results of SAW-F/L+2 specimens at -165℃

Specimen No.	#1	#2	#3
P-V Curve			
Fracture surface			
CTOD (mm)	0.35	0.47	0.39
Avg.	0.4		

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

Table 3.4 CTOD Test results of SAW-WM specimens at -165℃

Specimen No.	#1	#2	#3
P-V Curve			
Fracture surface			
CTOD (mm)	0.82	0.70	0.71
Avg.	0.74		

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

3.4 CTOD(δ)와 샤르피 충격에너지의 상관성

3.4.1 CTOD(δ)와 샤르피 충격에너지의 상관성

용접부의 CTOD 실험은 많은 시간과 비용을 필요로 하는 비교적 평가가 어려운 실험이다. 샤르피 충격시험의 경우는 소형시험편(10mm×10mm×55mm)을 사용하여 충격인성을 구하기 때문에, 전 두께의 CTOD 실험보다 비교적 간단하게 파괴인성을 찾을 수 있다. 따라서 종래부터 CTOD 값 예측을 위한 연구가 많이 수행되었으며, 간단한 실험으로 용접부의 파괴인성을 예측하는 기술개발이 요구되고 있었다.

따라서 본 연구에서는 비교적 쉽게 실험이 가능한 샤르피 충격시험 결과를 통하여 CTOD 값을 예측한 종래의 연구결과를 이용하여 새로 개발된 극저온용 구조재료에 대한 용접부의 샤르피 충격시험 결과로부터 CTOD 값을 예측하고자 하였다.

종래의 개발된 예측 식은 고 Mn강의 성능을 반영하지 못하고 있으나, 종래의 예측 식을 활용하여 고 Mn강 용접부에 적용 가능성을 검토하고, 결과를 바탕으로 고 Mn강 용접부에 적합한 파괴인성 예측 식을 제안하고자 한다.

Collection @ chosun

조선대학교 CHOSUN UNIVERSITY

3.4.2 파괴인성 예측 방법에 관한 종래의 연구 동향

WES 3003(1995)[32], WES 2808(2003)[33]에는 와 샤르피 충격 에너지에 관한 전형적인 상관관계를 나타내는 방정식이 수록되어있다. WES 3003(1995)[32]은 박판과 모재에 대한 CTOD와 샤르피 충격 에너지의 관계를 다음의 식(3.4)로 정리하였다.

$$\delta_c(T) = \left(\frac{1}{1000}\right) vE(T + \triangle T) \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (3.4)$$
$$\triangle T = 133 - 0.125\sigma_{Y0} - 6\sqrt{t}$$

여기서, T는 온도(℃), δ_c(T)는 온도T에서의 CTOD 값(mm), vE(T+△T) 온도 T+△T에서의 샤르피 충격에너지(J), σ_{Y0}는 상온에서의 항복강도(MPa), t는 시험편의 두께(mm)를 나타낸다.

반면에 WES 2808(2003)[33]은 400-570MPa 강도의 구조용 강재와 아크용접 이음부에 관해서 다음의 식(3.5)로 정리하였다.

$$\delta_c(T) = \left(\frac{1}{250}\right) vE(T + \triangle T) \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (3.5)$$
$$\triangle T = 123 - 0.19\sigma_{Y0} - 6\sqrt{t}$$

WES 3003(1995)[32]은 CTOD 값의 범위가 0.01-0.1mm의 범위 안에서 좋은 상관성을 보였으나 400-570MPa 강도의 강재에 대하여는 좋지 않은 상관성을 나타내었다. 반면에 WES 2808(2003)[33]은 400-570MPa 강도의 구조용 강재에 대하여 좋은 상관성을 보였다.[34]

Collection @ chosun

조선대학교 CHOSUN UNIVERSITY

3.4.3 고 Mn강의 CTOD 예측식 제안 및 논의

Table 3.5에는 WES 2808(2003)[33]에 수록된 식을 이용하여 2.3.5에 나타낸 FCAW와 SAW 이음부의 F/L 노치에서의 샤르피 충격에너지로부터 예측한 CTOD 값과 실험을 통해 구한 CTOD 값을 나타내었다. FCAW는 기존의 상관관계 방정식을 이용하여 계산하여도 96%의 정확도를 갖지만, SAW는 73%로 다소 정확도가 떨어지는 결과를 나타내었다.

Table 3.5 Comparison of experimental and estimated CTOD value with FCAW and SAW joint

Welding process	Notch position	δ experiment	δ estimate	Accuracy
FCAW	FL	0.50	0.48	96%
SAW	FL	0.51	0.37	73%

WES 2808(2003)[33]에서 제안한 상관관계 방정식은 400-570MPa의 강재에 적합한 것으로 제안 하고 있으며, 본 연구에서 사용한 고 Mn강의 FCAW와 SAW의 이음부는 인장강도가 700-800MPa로 무척 강도가 높은 강재이므로 강도를 나타내는 항의 계수를 조정함으로써 새로운 상관관계 방정식을 제안하였다. 새로 제안한 식은 식(3.6)에 나타내었다.

$$\delta_c(T) = \left(\frac{1}{250}\right) v E(T + \triangle T) \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots (3.6)$$
$$\triangle T = 123 - 0.05\sigma_{Y0} - 6\sqrt{t}$$

Table 3.6에는 WES 2808(2003)[33]에서 제안한 식을 수정한 상관관계 방정식을 이용하여 FCAW와 SAW 이음부의 F/L 노치에서의 샤르피 충격에너지로부터 예측한 CTOD 값과 실험을 통해 구한 CTOD 값을 나타내었다. 수정한 상관관계 방정식을 이용하여 계산한 결과 FCAW는 2%의 정확도가 증가하여 98%, SAW는 11% 증가한 84%의 정확도를 나타내었다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

Table 3.6 Comparison of experimental and estimated CTOD value (after modification) with FCAW and SAW joint

Welding process	Notch position	δ experiment	δ modified	Accuracy
FCAW	FL	0.50	0.49	98%
SAW	FL	0.51	0.43	84%

Fig.3.4에는 실험으로 얻어진 CTOD 값, 종래에 상관관계 방정식을 이용하여 계산한 값과 수정된 상관관계 방정식을 이용하여 계산한 값의 관계를 도식화하였다. 본 연구에서 사용한 극저온용 구조재료 CTOD 값을 종래에 제안된 식을 이용하여서 예측할 수 있었지만, 보다 정도 높은 예측을 위해서 새롭게 제안한 식으로 예측한 결과 그림에서 보는 것과 같이 오차범위가 줄어드는 것을 확인하였다.

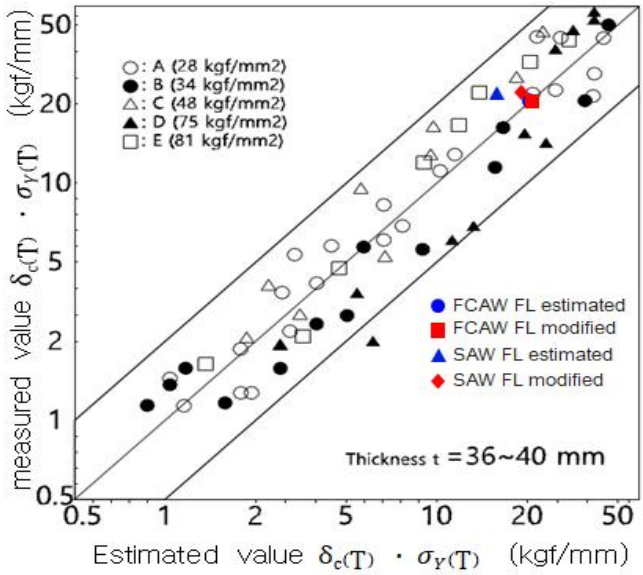


Fig.3.4 Relation between experimental value and estimated value[34]

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

3.5 요약

본 장에서는 새로 개발된 극저온용 구조재료인 고 Mn강의 CTOD 실험을 통한 파괴인성 평가와 CTOD 값을 예측하기 위하여 종래의 연구결과를 바탕으로 샤르피 충격 에너지 값으로 부터 CTOD 값을 예측하는 방정식을 제안하였다.

(1) -165℃에서 고 Mn강의 파괴인성 실험결과 FCAW, SAW 이음부의 F/L 위치에서 δ=0.50mm의 CTOD 값을 갖는 것을 알 수 있었다. SAW 이음부의 F/L+2mm 위치에서는 F/L보다 낮은 δ=0.40mm의 CTOD값을 나타냈으며, SAW 이음부의 WM 위치에서는 δ=0.74mm로 F/L, F/L+2보다 더 높은 파괴인성을 가지고 있는 것을 알 수 있었다.

(2) WES 2808(2003)에서 제안한 파괴인성 예측 식을 사용하여 샤르피 충격 에너지를 통해 고 Mn강의 용접부 CTOD값을 예측한 결과 FCAW 이음부는 96%의 높은 정확도를 가졌으나, SAW 이음부는 73%의 비교적 낮은 정확도를 가졌다.

(3) 파괴인성 예측의 정확도를 높이기 위해 WES 2808(2003)에 제안한 파괴인성 예측 식의 강도와 관련된 항의 계수를 변경시켜서 SAW 이음부도 정확도를 증가시킬 수 있었으며, FCAW, SAW 각각 98%, 84%의 정확도를 확보할 수 있었다. 본 연구결과를 통하여 고 Mn강과 같이 강도가 높고, 인성이 우수한 강재도 본 연구에서 제안한 예측 식에 의해서 파괴인성의 예측이 가능할 것으로 판단된다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

제 4 장. 고 Mn강 용접부 파괴안전성 평가

4.1 서언

제3장에서 고 Mn강의 CTOD 시험결과를 분석한 결과 극저온에서 취성파괴가 발생하지 않음을 확인하였다. 극저온에서 하중의 증가와 함께 큰 소성변형이 발생하면서 연성파괴 모드를 나타내고 있지만, 불안정 연성파괴의 가능성을 완전하게 배제하기 어려우므로 본 연구에서는 불안정 연성파괴 안전성을 평가하였다. 불안정 연성파괴 안전성 평가를 위하여 Compliance 법을 활용하였으며 CTOD 시험에 사용하였던 시험편과 동일한 형상을 적용하였다. 또한, 실 구조물에서의 불안정 연성파괴 안전성을 평가하기 위하여 WPT(Wide Plate Test)을 실시하였다. 본 실험을 통해 δ-R값을 계산하여 IGC 코드[5]에서 요구하는 설계응력에 대한 허용결함길이를 도출하였다.

4.2 불안정 파괴인성

일반적인 파괴 모드는 Fig.4.1과 같이 연성파괴와 취성파괴로 구분된다. 취성파괴를 좀 더 구분하면 연성파괴 중에서 매우 취성파괴와 유사한 거동을 하는 파괴양식을 불안정 파괴로 분류하여 불안정 연성파괴와 (불안정) 취성파괴로 구분할 수 있다. 본 절에서는 불안정 파괴에 대해서 설명하고, 고 Mn강의 파괴 거동을 평가한 결과를 기술하였다.

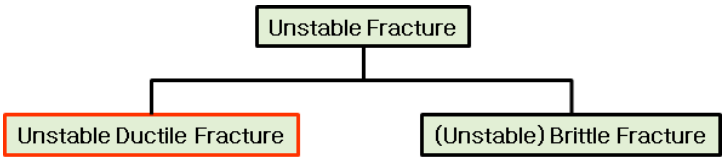


Fig.4.1 Kinds of unstable fracture

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

4.2.1 불안정 연성파괴

연성이 큰 재료에서는 하중을 증가시키지 않으면 균열이 즉시 정지하게 되는 안정적인 연성파괴를 한다. 그러나 균열의 미소 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.[35] 불안정 연성파괴는 파단면 등 파괴모드는 연성파괴와 동일하지만, 파괴의 발생 형태는 취성파괴와 동일한 경향을 보인다. 순간적으로 파단이 발생하면서 파단면에서 전형적인 연성 파면을 보이고 있다. 이러한 연상은 인성이 아주 우수한 강재의 용접부에서 발생 가능성을 가지고 있다. 하지만 발생하는 정도가 빈번하지는 않은 것으로 보고되고 있다. 본 연구에서 사용한 새로 개발된 고 Mn강의 용접부에서 발생 가능성이 있는 파괴양식이 이러한 불안정 연성파괴라고 할 수 있다.

4.2.2 (불안정) 취성파괴

취성파괴는 균열이 발생하여 소성변형이 거의 수반되지 않고 매우 빠른 속도로 균열의 전파가 일어나는 파괴를 말하며 실제 구조물이나 기계부품에서 매우 위험한 결과를 초래하게 된다. 일반적으로 취성파괴를 일으키는 대표적인 재료는 소성변형이 거의 없는 유리와 세라믹 등과 같은 재료를 들 수 있다.

최근의 강재들은 대부분 취성파괴에 매우 강한 재료들이다. 하지만 사용 환경에 따라서 동일한 재료라 하더라도 취성파괴가 발생하기도 한다. 즉, 상온에서는 전형적인 연성 파면을 보이지만, 저온에서는 취성파괴로 천이 되는 경향이 종종 발생한다. 취성파괴는 강재의 특성이기도 하지만, 최근에 사용되는 강재들은 종래의 강재들과 달리 사용 환경의 영향을 많이 받는다. 본 연구에서 평가한 고 Mn강은 상온 및 극저온에서 취성 파면을 찾아보기 어려웠다. 따라서 취성파괴의 발생 가능성은 강재의 특성상 없는 것으로 판단된다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

4.3 고 Mn강 용접부의 파괴안전성 평가

4.3.1 용접 결함 및 취성균열 전파

본 연구에서는 극저온용 구조재료로 제작된 LNG 저장탱크를 대상으로 파괴안전성 평가를 수행하였다. 통상 탱크제작에 사용되는 용접프로세스는 FCAW와 SAW가 많이 사용된다. 또한, 각 이음부가 횡, 종 방향으로 용접되므로 횡 방향과 종 방향의 용접 seam 이 만난 이음부에서 파괴의 발생 가능성이 가장 높을 것으로 판단된다. 따라서 본 연구에서는 LNG 저장탱크 구조물에서 가장 파괴안전성이 가장 취약할 것으로 판단되는 Fig.4.2와 같이 횡 용접부와 종 용접부가 교차하는 지점을 파괴안전성 평가의 모델 위치로 선정하였다.

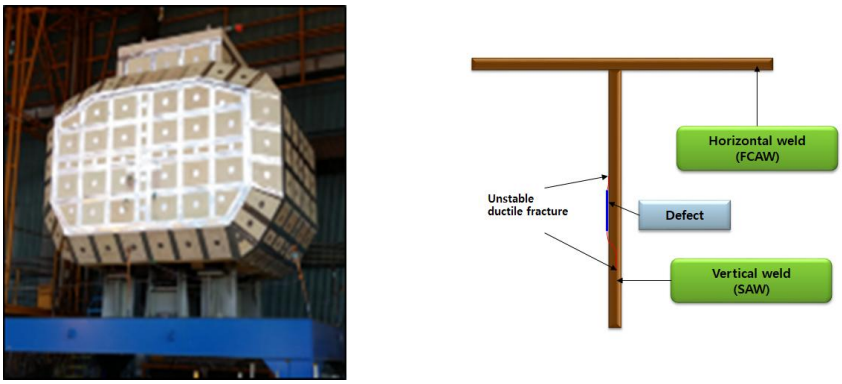
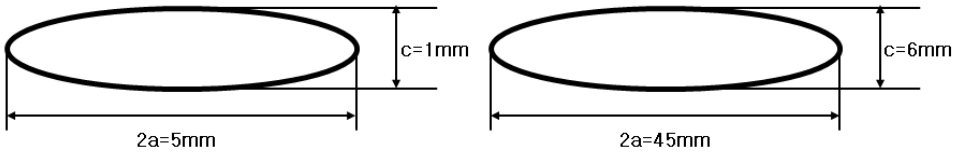


Fig.4.2 LNG tank constructed of high Mn steel

파괴의 발생은 용접부의 결함을 기점으로 발생하게 되므로, 시공단계에서 용접부 결함에 대한 관리를 철저하게 하고 있다. 또한, 각종 선급 rule에서는 시공상 허용 결함에 관한 규정을 가지고 있으며, DNV/GL 선급 rule[36]에 따르면 최초허용결함 크기를 Fig.4.3(a)와 같이 c=1mm, 2a=5mm를 초기 균열 길이로 가정하지만 본 연구에서는 종래의 연구결과[27]를 바탕으로 Fig.4.3(b)와 같이c=6mm, 2a=45mm를 초기 균열 길이로 설정하여 피로균열 진전 계산을 하였다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY



(a) (b)

Fig.4.3 Initial crack length

4.3.2 피로균열 전파 평가

4.3.1에서 용접부에서 발생 가능한 초기 균열 길이를 설정하였다. 일반적으로 초기 균열로부터 피로하중에 의한 균열이 진전 후 취성파괴가 발생하게 되고 인성이 우수하지 못한 재료는 완전한 취성파괴를 발생시킨다. 하지만 인성이 우수한 재료는 취성균열을 정지시키고, 다시 불안정 연성파괴를 발생시키게 된다.

본 연구에서 사용한 극저온용 구조재료는 피로균열 진전 후 취성파괴의 발생 가능성이 없지만, 더 보수적인 평가를 위하여 취성균열의 전파를 가정하고 불안정 연성파괴 안전성을 평가하였다. 취성파괴를 가정할 경우 취성균열의 길이는 종래의 연구결과[27][28]를 바탕으로 Fig.4.4에서와 같이 2a=5.5*t, c=0.2*t의 조건을 채용하였다.

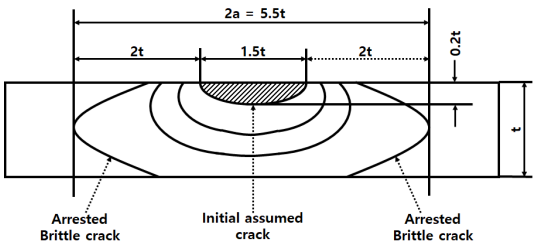


Fig.4.4 Fatigue crack propagation

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

4.3.3 굽힘 하중에 의한 불안정 파괴안전성 평가 (δ-R)

불안정 연성파괴 안전성을 평가하기 위하여 본 연구에서는 인장과 굽힘 하중모드에서 시험을 실시하였다. 굽힘 하중에 의한 불안정 파괴인성 측정은 ASTM E1820[37]에 의거하여 수행하였다. 시험편의 형상과 크기는 Fig.4.5에 나타내었다. 시험편의 형상은 SENB (Single Edge Notched Bend)시험편으로 LNG 저장탱크 제작에 적용되는 강재의 최대두께(B=27mm)로 SAW 이음부를 제작하여 B×2.5B의 시험편을 제작하였다.

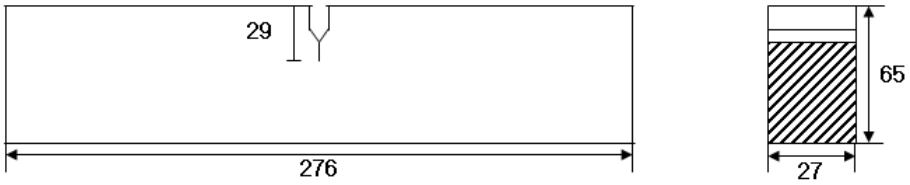


Fig.4.5 3-point bend CTOD R-curve test specimen geometry

본 연구에서는 굽힘 하중을 받는 경우의 균열진전과 CTOD(δ)값의 관계를 나타내는 δ-R 의 그래프로 많은 소성변형 영역까지 나타내기 위하여 시험기 용량이 허용되는 최대시험편 폭을 적용하였다. 실험온도는 실온(RT)과 -165℃로, 고 Mn강 SAW 이음부의 F/L+2mm, 용접금속(WM)에 노치를 삽입시켜 실험을 진행하였다. 균열개구변위를 측정하기 위해 시험편 노치에 클립게이지를 장착하여 굽힘 시험 중에 COD 값을 측정하였으며, 실험 방법으로 Compliance 방법을 이용하여 COD 값 0.2mm를 기준으로 하중을 가하였고, 20%만큼의 하중을 제거하였다. 반복적으로 클립게이지 변위 0.2mm증가 시 적용하중의 20%만큼의 하중을 제거하였다.

Table 4.1에는 상온(RT)에서 각 노치위치에서의 P-V 그래프와 δ-R 그래프를 나타내었다. 실험결과로 WM이 우수한 성능을 나타내었고, F/L+2mm에서는 WM에 비해 다소 낮게 나타났다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

Table 4.1 CTOD R-curve test record & CTOD R-curve at RT

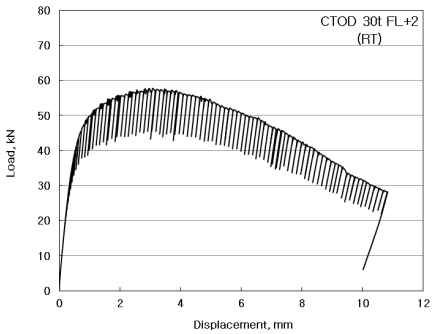
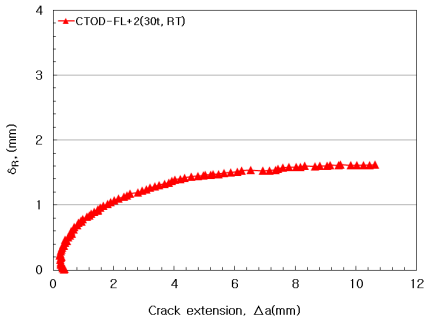
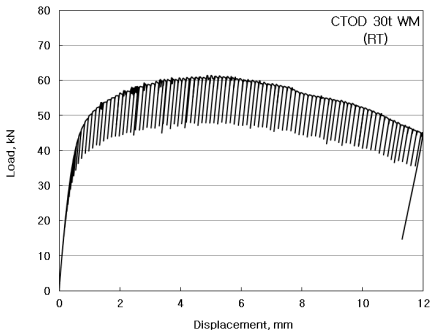
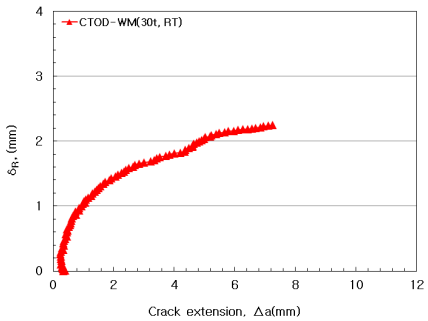
30t/RT	P-V Curve	δ-R curve
CTOD-30t FL+2		
CTOD-30t WM		

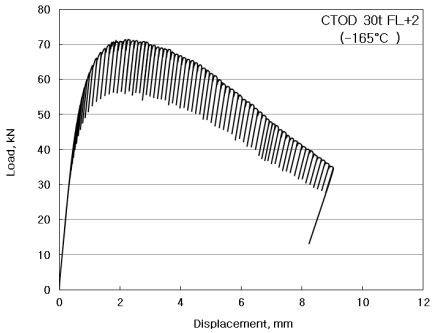
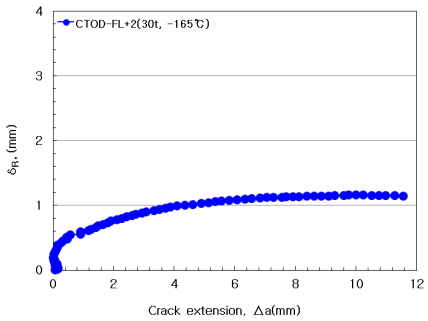
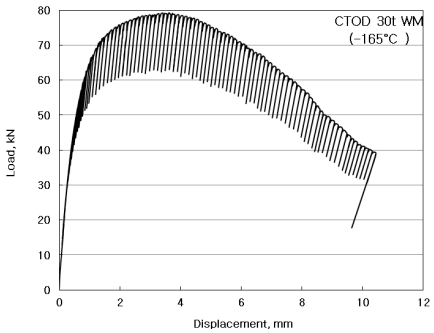
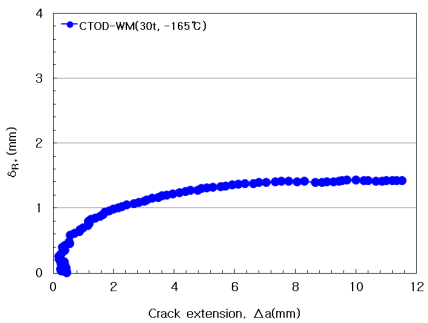
Table 4.2에는 -165℃에서 30t SENB 시험편의 각 노치위치에서의 P-V 그래프와 δ-R 그래프를 나타내었다. 상온에서의 결과와 비교할 때, 극저온에서 강도가 상승함을 확인하였고, 상온의 결과와 동일하게 WM의 인성 값이 HAZ의 인성보다 다소 우수함을 알 수 있었다.

또한, F/L+2mm 위치에서 가장 파괴인성이 낮게 나타났다. 본 연구의 수행 범위에서는 파괴안전성이 보다 확보되어야 하는 위치는 F/L+2mm 위치인 것으로 판단된다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

Table 4.2 CTOD R-curve test record & CTOD R-curve at -165℃

30t/-165℃	P-V Curve	δ-R curve
CTOD-30t FL+2		
CTOD-30t WM		

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

4.3.4 인장 하중에 의한 불안정 파괴안전성 평가 (δ-R)

인장 하중에 의한 불안정 파괴안전성 평가는 ASTM E1820[37]에 의거하여 대형 인장시험편(WPT:Wide Plate Test)을 이용하여 수행하였다. 시험편의 형상과 크기는 Fig.4.6에 나타내었다.

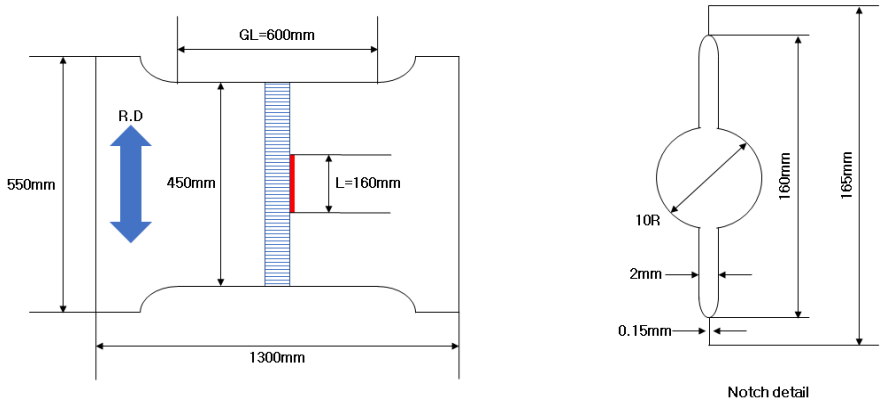


Fig.4.6 Wide plate ductile test specimen geometry

본 시험편은 두께관통 노치를 가지고 있으며, 노치크기는 4.3.2에서 설명한 피로균열, 취성 균열진전/정지의 상황을 고려하여, 종래의 연구결과를 이용하여 설정하였다. 시험편제작에 적용된 용접프로세스는 SAW 이며, Fig.4.2의 모델에서 SAW의 이음부에서 결함이 발생하여 불안정 연성파괴의 발생 가능성을 검토하였다.

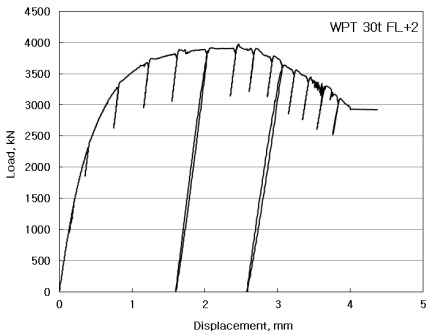
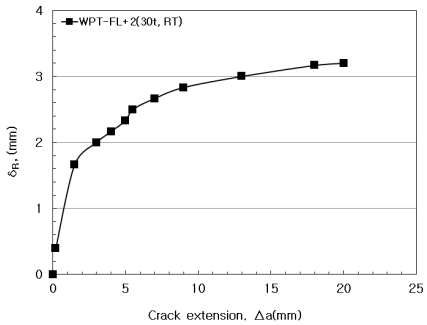
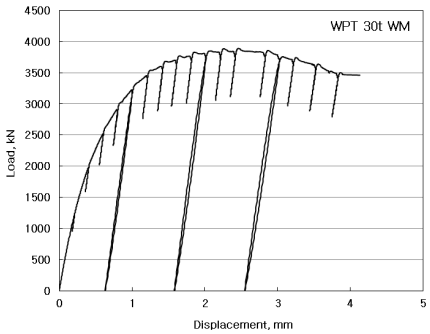
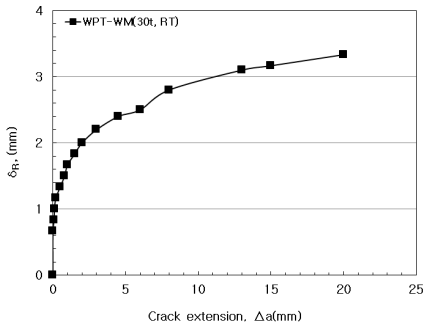
상온에서 SAW 이음부의 F/L+2mm, 용접금속(WM)에 노치를 삽입시켜 실험을 수행하였으며, 실험은 1,000ton UTM장비를 이용하였다. 균열개구변위를 측정하기 위해 시험편 노치에 클립게이지를 장착하여 인장 시험 중에 COD 값을 측정 하였으며, L.V.D.T.(Linear Variable Differential Transducers)를 장착하여 보다 정밀한 변위를 측정하였다. 실험방법은 굽힘 하중을 부가한 방법과 동일하게 Compliance 법을 이용하여 COD 값 0.2mm를 기준으로 하중을 가하였고, 20%만큼의 하중만을 제거하였다. 반복적으로 클립게이지 변위 0.2mm 증가 시 적용하중의 20%만큼의 하중을 제거하였다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

Table 4.3에는 30t WPT 결과를 나타내었다. F/L+2mm의 결과가 WM보다 균열진전에 대한 저항능력이 떨어짐을 확인하였고, 본 결과는 굽힘 하중을 받는 경우와 동일한 경향을 나타내었다.

Table 4.3 Wide plate R-curve test record & CTOD R-curve at RT

30t/RT	P-V Curve	δ-R curve
WPT-30t FL+2		
WPT-30t WM		

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

4.4 적용하중에 따른 파괴인성 검토

적용하중 조건에 따른 파괴인성을 검토하기 위하여 WPT 실험결과와 CTOD 실험결과를 비교하였다.

Fig.4.7은 30t의 F/L+2mm 위치에서의 실험에서 인장과 압축에 의한 δ-R그래프를 나타내었다. 일반적으로 굽힘 하중을 받게 되면, 인장하중을 받는 경우에 비하여 소성구속의 정도가 강하게 나타나서 더욱 엄격한 조건이 된다. 따라서 인장하중에 의해서 평가된 값보다 굽힘 하중에 의해서 평가된 값이 더욱 보수적인 값을 나타내게 된다. 본 연구에서 수행한 결과도 30t F/L+2mm 위치에서는 굽힘 하중에 의한 δ-R이 더욱 보수적인 결과를 나타내었다. 본 장에서는 상온에서의 결과만을 비교하였지만, 극저온에서도 동일한 결과를 나타낼 것으로 예상한다. 따라서 WPT는 상온에서만 수행하였고, 극저온에서는 CTOD 시험편을 이용한 파괴인성 시험을 수행하였다.

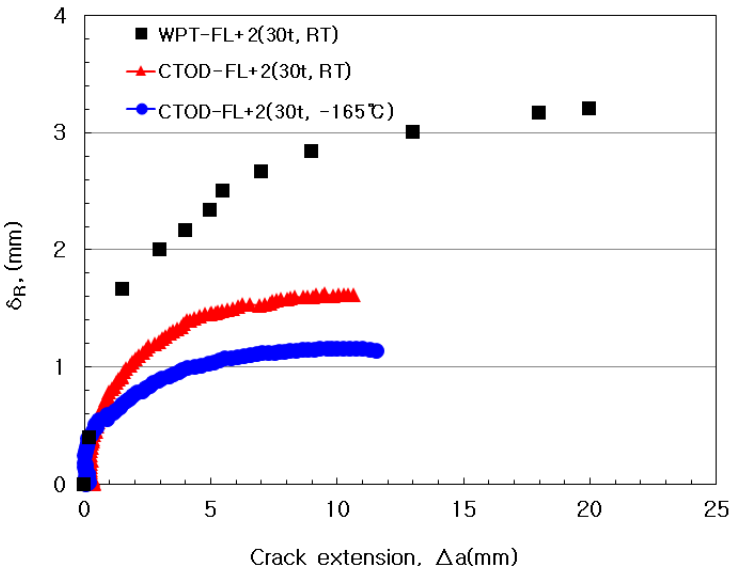


Fig.4.7 CTOD R-curves obtained by WPT & 3-point bend test at F/L+2mm

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

Fig.4.8은 30t의 WM 위치에서의 인장과 압축에 의한 δ-R그래프를 나타내었다. WM 위치에서도 굽힘에 의한 δ-R이 더 작을 거라는 이론과 일치함을 보임을 알 수 있었다.

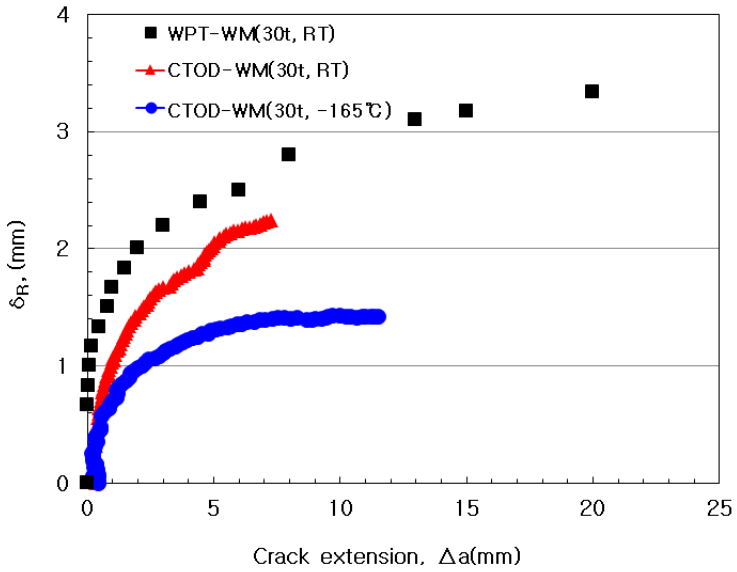


Fig.4.8 CTOD R-curves obtained by WPT & 3-point bend test at WM

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

4.5 극저온 환경에서의 고 Mn강 용접부 불안정 파괴안전성 평가

4.5.1 설계응력 정의

본 연구에서는 IMO B-type LNG 연료탱크제작에 고 Mn강을 적용하기 위하여 용접부의 불안정 파괴 안전성을 검토하였다. B-type LNG 연료탱크의 전형적인 구조형상을 Fig.4.9에 나타내었다. Tank 구조부재에 작용하는 하중에 따라 Primary, Secondary, Tertiary member로 나누었으며. 구조부재에 대한 정리는 Table 4.4에 나타내었다. Primary member로는 구조물에서 대부분의 외부하중을 지지하는 주부재는 stringer, frame, bulkhead이고, Secondary member는 구조물에서 주부재의 연결을 위하여 사용되는 보조적인 부재로 stiffener, beam 등이다. Tertiary member는 deck, shell, bottom 요소이다.

LNG 저장탱크의 각 부재별 작용하는 설계응력은 다르게 적용하고 있다. 중요부재일수록 엄격한 하중조건을 적용하여 구조물의 신뢰성을 향상시켰다.

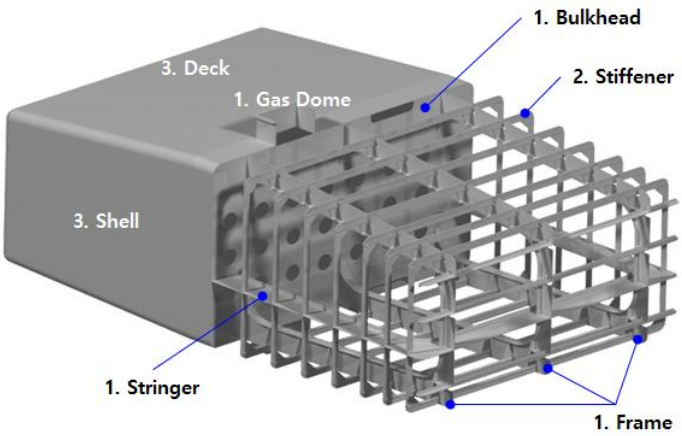


Fig.4.9 Internal and external structural members of IMO B-type LNG tank

Collection @ chosun

조선대학교 CHOSUN UNIVERSITY

Table 4.4 Structural members of B-type LNG tank

	Structural member
Primary member	Stringer, Frame, Bulkhead
Secondary member	Stiffener, Beam
Tertiary member	Deck, Shell, Bottom

Table 4.5는 DNV/GL 선급 rule에서 정의한 설계기준을 나타내었다.[38] 여기서, σ_e는 등가응력을 의미하고, σ_F는 항복응력, σ_B는 최대인장응력이다.

Table 4.5 Design criteria(DNV/GL Pt.5 Ch.5 Sec.5)[38]

	σ_e / σ_F	σ_e / σ_B
Primary member	0.8	0.375
Secondary member	0.85	0.4
Tertiary member	0.9	0.425

각 구조요소의 설계응력은 각각의 요소별 정의된 Table 4.5의 인자를 적용하여 계산 하였다. 식(4.1), 식(4.2), 식(4.3)은 각각 primary member, secondary member, tertiary member 의 허용응력의 계산을 나타내었고, 각 계산결과 중에서 더 작은 값을 채택하였다.

$$\sigma_e \ / \ \sigma_F \ (400\times0.8 = 320\text{MPa}) \ > \ \sigma_e \ / \ \sigma_B \ (660\times0.375 = 247\text{MPa}) \qquad (4.1)$$

$$\sigma_e \ / \ \sigma_F \ (400\times0.85 = 340\text{MPa}) \ > \ \sigma_e \ / \ \sigma_B \ (660\times0.40 = 264\text{MPa}) \qquad (4.2)$$

$$\sigma_e \ / \ \sigma_F \ (400\times0.9 = 360\text{MPa}) \ > \ \sigma_e \ / \ \sigma_B \ (660\times0.425 = 280\text{MPa}) \qquad (4.3)$$

따라서, primary member의 설계응력은 247MPa, secondary member의 설계응력은 264MPa, tertiary member의 설계응력은 280MPa로 계산 되었다. 한편, 일반적인 주요부재의 응력(equivalent primary general member stress)은 IGC 코드[5]에서 정의하고 있는 오스테나이트 강재의 설계계수를 적용하여 계산한 189MPa을 적용하였다. 본 연구에서는 이러한 각 부재의 설계 응력별 LNG 저장탱크의 파괴안전성을 평가하기 위하여 가장 큰 응력(280MPa)과 가장 작은 응력(189MPa)을 기준으로 하여 불안정 파괴안전성을 평가하였다.

Collection @ chosun

조선대학교 CHOSUN UNIVERSITY

4.5.2 불안정 연성파괴 방지 특성

제4장에서 불안정 파괴인성 평가를 CTOD 시험편을 이용하여 실시하였다. 실험에서 얻어진 CTOD R-curve를 이용해서 LNG 탱크의 용접이음부에서 가정된 균열길이에 대한 4.5.1에서 정의한 설계응력별 불안정 연성파괴 가능성을 평가하였다. LNG 탱크의 용접부에 존재하는 결함에 의해서 발생한 균열의 진전과 그 정지된 상태에서부터 시작되는 불안정 연성파괴를 가정한다. 용접이음부에 작용하는 주응력에 탱크의 내부에서 내용물이 유출될 때 균열부에는 내측에서부터 개구(팽창)가 발생하고, 그 효과에 의해서 구동력은 증가하게 된다. 이러한 팽창 효과를 고려한 CTOD는 Dugdale 균열모델을 보정한 식은 식(4.4)와 같다.[27]

$$\delta = \frac{8\sigma_y a}{\pi E \cdot \ln[\sec(\pi M\sigma/2\sigma_y)]} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (4.4)$$

여기서, σ_y는 항복응력, σ는 설계응력, M은 Folias factor로 $M=[1+2.51X-0.054X^2]^{1/2}$, $X=a^2/Dt$ 이며, D는 탱크의 직경, t는 탱크의 두께를 의미한다.

Fig.4.10은 주요부재가 받는 허용응력과, Tertiary member의 설계응력에 대해서 식 (4.4)에 의해 계산된 균열의 구동력 선(δ)과 -165℃에서 F/L+2mm 노치위치의 3점 굽힘 시험결과의 R-curve를 나타내었다. R-curve는 인장과 굽힘 하중에 대해서 실험적으로 검토하였으며, 보다 보수적인 굽힘 하중 결과를 적용하였으며, LNG의 온도를 고려하여 -165℃에서 파괴안전성을 평가하였다. 불안정 연성파괴는 R곡선을 균열길이에 대해 평행이동 시키고, 이에 따른 균열의 구동력 선(δ)과 인접한 선에서 발생한다. F/L+2mm 노치위치에서 일반적인 주요부재의 응력(189MPa)에서의 불안정 연성파괴에 대응 가능한 허용균열길이는 812mm이고, tertiary member에 작용하는 응력(280MPa)에서의 불안정 연성파괴에 대응 가능한 허용균열길이는 332mm로 예측되었다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

본 연구 결과에서 예측한 불안정 연성파괴 방지는 LNG 저장탱크의 각 부재에 작용하는 설계응력에서의 최대 허용균열길이며, 초기 균열에서의 불안정 파괴는 부재에 항복응력에 가까운 약 440MPa의 응력이 작용할 때 발생 가능한 것으로 계산되었다. 하지만 설계는 통상 항복응력 이하에서 안전율을 고려하여 이루어지므로 초기 균열 상태에서 불안정 파괴의 발생 가능성은 거의 없는 것으로 판단된다.

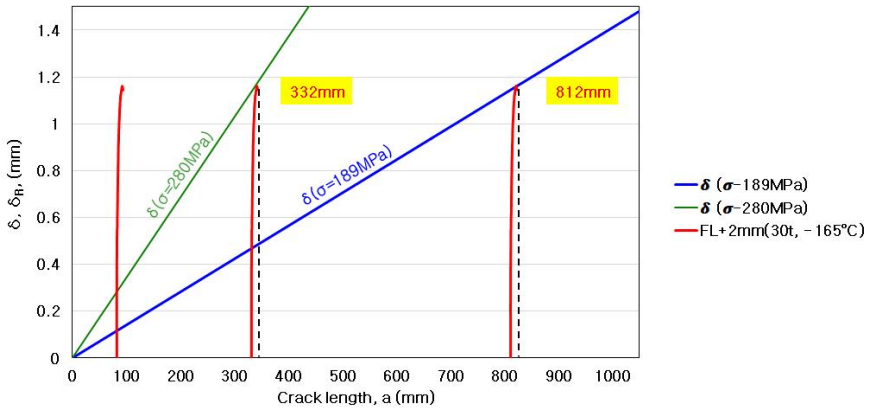


Fig.4.10 Ductile fracture instability analysis for crack in SAW F/L+2mm

Fig.4.11은 -165℃에서 용접금속(WM) 노치위치의 3점 굽힘 시험 결과의 R-curve와 균열의 구동력선(δ)의 관계를 나타내었다. WM 노치위치에서는 일반적인 주요부재의 응력(189MPa)에서의 불안정 연성파괴에 대응 가능한 허용균열길이는 1,008mm이고, tertiary member에 작용하는 응력(280MPa)에서의 불안정연성파괴에 대응 가능한 허용 균열길이는 411mm로 계산되었다. Fig.4.10과 4.11의 결과를 봤을 때 용접금속의 파괴안전성이 다소 우수한 것으로 판단된다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

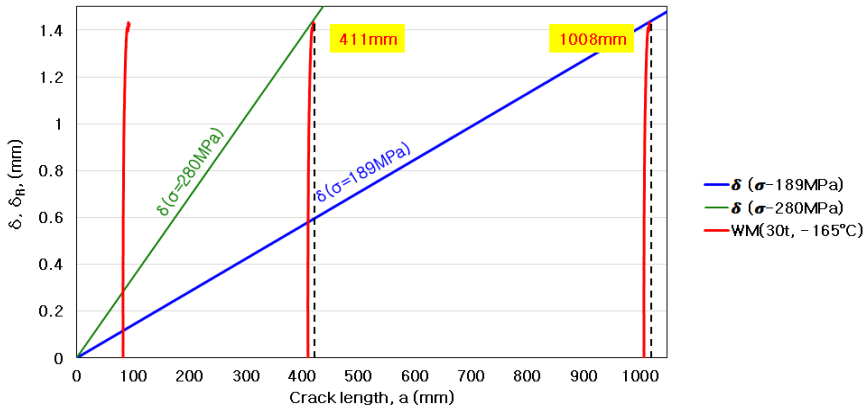


Fig.4.11 Ductile fracture instability analysis for crack in SAW WM

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

4.6 요약

본 장에서는 새로 개발된 극저온용 구조재료인 고 Mn강의 종래의 연구결과를 바탕으로 3점 굽힘 시험과 대형 인장시험을 실시하고 취성파괴 발생 및 정지 후 발생 가능한 불안정 파괴에 대하여 검토하였다.

(1) Unloading compliance 법을 이용하여 적용하중에 따라 3점 굽힘 시험과 대형 인장 시험을 진행한 결과, 3점 굽힘 시험의 결과가 더 보수적임을 알 수 있었고, 용접금속(WM)이 HAZ에 비하여 다소 우수한 파괴안전성을 가지고 있는 것으로 판단된다.

(2) LNG 저장탱크의 각 부재에 작용하는 응력에 대한 불안정 파괴안전성을 평가한 결과, HAZ에서 균열이 발생하는 경우는 primary member 및 tertiary member에 작용하는 설계응력을 기준으로 허용균열길이는, 각각 812mm, 332mm로 계산 되었다.

(3) 용접부에 존재 가능한 초기결함 크기에서 불안정 파괴가 발생하기 위해서는 항복응력에 가까운 응력이 각각의 부재에 작용할 때 가능할 것으로 계산되었다. 하지만 설계에 사용되는 응력은 항복응력 이하의 응력을 사용하는 것이 일반적인 설계이므로, 본 연구 결과에 범위에서는 고 Mn강을 이용한 LNG 저장탱크를 제작할 경우 용접부의 불안정 파괴 발생 가능성은 미미한 것으로 판단된다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

제 5 장 결론

본 연구에서는 새로 개발된 극저온용 구조재료인 고 Mn강 LNG 저장탱크의 파괴안전성에 관한 파괴역학적 검토를 통해 불안정 파괴안전성을 평가하였다. 고 Mn강의 모재 및 용접부의 기계적 성질과 파괴인성을 평가한 결과, 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 모재의 미세조직은 오스테나이트 조직을 가지며, 종래부터 극저온용 구조재료로 사용된 SUS 304와 유사한 미세조직 구조를 나타내었고, 강도적인 측면에서는 9%-Ni강과 유사하지만 더욱 높은 인장강도 특성을 나타냈다.

(2) 용접부의 인장실험 결과, 최대인장강도 822MPa인 모재에 비해 용접금속의 강도가 under match 되어 있음을 확인하였다.

(3) 샤르피 충격시험 결과, 극저온에서 FCAW, SAW 이음부 모두 IMO-IGC 코드에서 요구하는 기준 값(27J)을 모두 만족시켰으며, FCAW 이음부의 용접금속이 SAW 이음부의 용접금속보다 다소 우수한 충격인성을 갖는 것을 확인하였다.

(4) -165℃에서 고 Mn강의 파괴인성 실험 결과, SAW F/L+2mm 위치에서는 δ=0.40mm의 CTOD 값을 가지며 가장 취약한 곳으로 확인되었고, WM 위치에서는 δ=0.74mm로 F/L, F/L+2mm보다 높은 파괴인성을 가지고 있는 것을 확인하였다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

(5) 파괴인성 예측의 정확도를 높이기 위해 WES 2808(2003)에 제안한 파괴인성 예측 식의 강도 관련 항의 계수를 변경시켜서, SAW 이음부의 정확도를 증가시킬 수 있었으며, FCAW, SAW 각각 94%, 89%의 정확도를 확보할 수 있었다.

(6) Unloading compliance 법을 이용하여 적용하중에 따라 3점 굽힘 시험과 대형 인장 시험을 진행한 결과, 3점 굽힘 시험의 결과가 더 보수적임을 알 수 있었고, 용접금속이 HAZ에 비하여 다소 우수한 파괴안전성을 가지고 있는 것으로 판단하였다. 또한, LNG 저장탱크의 각 부재에 작용하는 응력에 대한 불안정 파괴안전성을 평가한 결과 HAZ에서 균열이 발생하는 경우는 primary member 및 tertiary member에 작용하는 설계응력을 기준으로 허용결함은, 각각 812mm, 332mm로 계산되었다.

(7) 설계에 사용되는 응력은 항복응력 이하의 응력을 사용하는 것이 일반적인 설계이므로, 본 연구 결과 범위에서는 고 Mn강을 이용한 LNG 저장탱크를 제작할 경우 용접부의 불안정 파괴 발생 가능성은 미미한 것으로 판단하였다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

참고문헌

[1] STX Shipbuilding blog, Regulation of Emission Gas of ships and Clean Fuel LNG, 2011

[2] The Export-Import Bank of KOREA, Green ship - New Challenges and Opportunities in Shipbuilding Industry, 2012

[3] Korea National Housing Corporation, Gas Handbook 2005

[4] Dongkuk Steel Group blog, LNG Fuel Ships, 2016

[5] RESOLUTION MSC.370(93) Amendments to The International Code for The Construction and Equipment of Ships Carrying Liquefied Gases in Bulk(IGC CODE), 2014

[6] RESOLUTION MSC.391(95) Adoption of The International Code of Safety for Ships using Gases or Other Low-Flashpoint Fuels(IGF CODE), 2015

[7] Kwon O.J., Lee K.Y., Kim K.S., Chin K.G., New Trends in Advanced High Strength Steel Developments For Automotive Application, Material Science Forum(2010), Vol. 638-642, pp. 136-141

[8] Rice, J.R., A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks, Journal of Applied Mechanics(1968), Vol. 35, pp. 379-386

[9] Wells, A.A., Unstable Crack Propagation in Metals: Cleavage and Fast Fracture, Proceedings of the Crack Propagation Symposium(1961), Vol. 1, pp. 210-230

[10] Burdekin, F.M., 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(1971), pp. 28-37

Collection @ chosun

조선대학교 CHOSUN UNIVERSITY

[11] Dugdale, D.S., Yielding in Steel Sheets Containing Slits, Journal of the Mechanics and Physics of Solids(1960), Vol. 8, pp. 100-104

[12] Barenblatt, G.I., The Mathematical Theory of Equilibrium Cracks in Brittle Fracture, Advances in Applied Mechanics(1962), Vol. 7, pp. 55-129

[13] Shih, C.F., Relationship between the J-Integral and the Crack Opening Displacement for Stationary and Extending Cracks, Journal of the Mechanics and Physics of Solids(1981), Vol. 29, pp. 305-326

[14] T.L.Anderson, Fracture mechanics fundamentals and applications, (2005)

[15] British Standard Institute, Fracture Mechanics Toughness Tests-Part 1 : Method for Determination of KIC, Critical CTOD and Critical J Values of Metallic Materials, BS7448 (1991)

[16] British Standard Institute, Fracture Mechanics Toughness Tests-Part 2 : Method for Determination of KIC, Critical CTOD and Critical J Values of Welds in Metallic Materials, BS7448 (1997)

[17] International Organization for standardization, Metallic materials-Unified method of test for determination of quasistatic fracture toughness, ISO 12135 (2002)

[18] International Organization for standardization, Metallic materials-Method of test for the determination of quasistatic fracture toughness, ISO 15653 (2010)

[19] Cho S.K., Choi W.K., Choi W.H., Hwang B.W., Han J.M., The Effect of Heat Input on the HAZ Fracture Toughness(CTOD) of 490MPa Steel, The Korea Welding and Joining Society Presentation Abstract (2010), pp. 149-149

[20] Kang S.W., Kim M.H., Shin Y.T., Lee H.W., The Effect of Heat Input on Fracture Toughness(CTOD) in Submerged Arc Offshore Steel Weldment, The Korea Welding and Joining Society (2004), Vol. 41, No. 6, pp. 40-47

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

[21] Kang S.W., Kim M.H., Kim Y.B., Shin Y.T., Lee H.W., A Study on the Fracture Toughness Characteristics of FCAW Weldment of Steel for Offshore Structures, The Korea Welding and Joining Society (2004), Vol. 41, No. 6, pp. 40-47

[22] Choi W.H., Cho S.K., Choi W.K., Ko S.K., Han J.M., Effect of Microstructures on the Toughness of High Heat Input EG Welded Joint of EH 36-TM Steel, The Korea Welding and Joining Society (2012), Vol. 30, No. 1, pp. 64-71

[23] An G.B., Hong S.L., Park J..U., Ro C.S., Han I.W., Identification of Correlation Between Fracture Toughness Parameters of Cryogenic Steel Weld Joints, The Korea Welding and Joining Society (2017), Vol. 35, No. 3, pp. 82-87

[24] Lee J.S., You W.H., You C.H., Kim K.S., Kim Y.I., An Experimental Study on Fatigue Performance of Cryogenic Metallic Materials for IMO Type B Tank, International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering (2013), pp. 580-597

[25] 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 Korea Society of Mechanical Engineers (2013), pp. 2579-2582

[26] American Petroleum Institute Recommended Practice 2Z, Recomended Practice for Practice for Preproduction Qualification for Steel Plates for Offshore Structures, API RP 2Z (2005)

[27] Machida S., Ishikura N., Kubo 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 (1999), Vol. 31, No. 1, pp. 19-33

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

[28] Machida S., Ishikura N., Kubo N., Katayama N., Hagiwara Y., Arimochi K., Brittle Fracture Characteristics of Heavy Thickness 9% Ni Steel Plate and its Applicability to Large Scale LNG Storage Tanks, JHPI (1999), Vol. 29, No. 6, pp. 25-39

[29] American Society for Testing and Materials, Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials, ASTM E8/E8M-13a (2013)

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

[31] The Korea Welding and Joining Society, Welding & Joining Handbook (1998), pp. 51

[32] The Japan Welding Engineering Society, Evaluation Criterion of Rolled Steels for Low Temperature Application, WES 3003 (1995)

[33] The Japan Welding Engineering Society, Method of Assessing Brittle Fracture in Steel Weldments subjected to Large Cycle and Dynamic Strain, WES 2808 (2003)

[34] The Japan Welding Engineering Society, Method of Assessment for Flaws in Fusion Welded Joints with Respect to Brittle Fracture and Fatigue Crack Growth, WES 2805 (2011)

[35] The Korea Welding and Joining Society, Welding & Joining dictionary (1998)

[36] DNV/GL, Rules for Classification Ships, Part 5 Ship types, Chapter 7 Liquefied gas tankers (2017)

[37] American Society for Testing and Materials, Standard Test Methods for Measurement of Fracture Toughness, ASTM E1820-15a (2015)

[38] DNV/GL, Rules for Classification Ships, Part 5 Ship types, Chapter 5 Oil tankers (2017)

Collection @ chosun