



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](#)

2017년 8월
석사학위논문

고망간강 용접에서 용접프로세스가 피로강도에 미치는 영향

조선대학교 대학원
토목공학과
주 하 동

고망간강 용접에서 용접프로세스가 피로강도에 미치는 영향

Effect of Welding Process on Fatigue Strength in High
Manganese Steel Butt Welding Joint

2017 년 8 월 25 일

조선대학교 대학원

토목공학과

주 하 동

고망간강 용접에서 용접프로세스가 피로강도에 미치는 영향

지도교수 박 정 용

이 논문을 공학 석사학위신청 논문으로 제출함.

2017 년 4 월

조 선 대 학 교 대 학 원

토 목 공 학 과

주 하 동

주하동의 석사학위 논문을 인준함.

위원장 조선대학교 교수 金雲中 (인)

위원 조선대학교 교수 朴祥濬 (인)

위원 조선대학교 교수 朴正雄 (인)

2017년 5 월

조선대학교 대학원

목 차

ABSTRACT

제1장 서 론	1
1.1 연구 배경 및 목적	1
1.2 연구 동향	3
1.2.1 피로강도에 영향을 미치는 인자	3
1.2.2 응력집중계수	4
제2장 이론적 배경	6
2.1 잔류응력 및 열탄소성해석	6
2.1.1 일반적인 용접잔류응력의 특성	6
2.1.2 열탄소성 이론	7
2.2 응력집중계수	11
2.2.1 응력집중의 영향	11
2.2.2 응력집중이 피로강도에 미치는 영향	13
2.2.3 응력집중계수 (α)	13
2.2.4 노치계수 (β)	14
2.2.5 응력집중과 응력확대계수의 관계	15
2.3 균열진전	17
2.3.1 일정한 진폭의 하중에서 피로 균열의 진전	17

2.3.2 균열의 진전 법칙에 의한 S-N곡선	20
2.3.3 변동하중에서의 피로 균열 진전	22
제3장 용접프로세스에 의한 피로강도 영향	27
3.1 SAW/FCAW의 열탄소성 해석	27
3.1.1 해석모델	28
3.1.2 해석조건	30
3.1.3 해석결과	32
3.2 응력집중계수 실험 및 해석	38
3.2.1 간이계산법을 이용한 응력집중계수	38
3.2.2 유한요소해석을 이용한 응력집중계수	41
3.3 피로실험	47
3.3.1 시험편의 종류 및 특성	47
3.3.2 피로실험조건	48
3.3.3 피로실험결과	49
제4장 결 론	54
참 고 문 헌	55
부 록	58

그림 목 차

그림 2.1 용접잔류응력의 영향	7
그림 2.2 노치재	12
그림 2.3 노치재의 피로강도	12
그림 2.4 노치바닥의 응력집중	14
그림 2.5 노치 선단의 응력상태	16
그림 2.6 균열 길이 a 와 반복 횟수 N 의 관계	17
그림 2.7 균열 진전에 영향을 미치는 인자	18
그림 2.8 da/dN 과 ΔK 의 관계	18
그림 2.9 균열 진전 법칙으로부터 구한 S-N 선도	22
그림 2.10 변동 응력	22
그림 2.11 Rayleigh의 확률 밀도 함수	24
그림 2.12 변동 하중에서의 균열 길이 a 와 반복 횟수 N 의 관계	24
그림 2.13 변동 하중에 대한 S-N 곡선	26
그림 3.1 용접시험편의 형상	28
그림 3.2 시험편의 경계조건	29
그림 3.3 단면마이크로	30
그림 3.4 열탄소성해석 용접입열	30
그림 3.5 SAW잔류응력 분포	32
그림 3.6 FCAW잔류응력 분포	32
그림 3.7 시험편의 측정위치	33
그림 3.8 SAW Lz방향 잔류응력	34
그림 3.9 SAW Ly방향 잔류응력	35
그림 3.10 FCAW Lz방향 잔류응력	36

그림 3.11 FCAW Ly방향 잔류응력	37
그림 3.12 비드형상 측정 위치	38
그림 3.13 비드형상 Putty	39
그림 3.14 SAW-1-1의 비드형상 측정 예	39
그림 3.15 응력집중계수(K_t)의 측정결과	40
그림 3.16 잔류응력이 없는 시험편의 경계조건	42
그림 3.17 잔류응력이 있는 시험편의 해석절차	43
그림 3.18 잔류응력이 생성된 시험편 요소감소 순서	44
그림 3.19 요소감소에 따른 SAW의 잔류응력 변화	45
그림 3.20 요소감소에 따른 FCAW의 잔류응력 변화	45
그림 3.21 시험편 형상 및 치수	47
그림 3.22 피로시험에 사용된 시험편	47
그림 3.23 피로실험기	48
그림 3.24 피로시험편 과단위치	49
그림 3.25 SAW-351-1 시험편	50
그림 3.26 FCAW-351-1 시험편	51
그림 3.27 피로시험결과 S-N선도	53

표 목 차

표 3.1 시험편의 용접 조건	31
표 3.2 시험편의 물성	31
표 3.3 SAW/FCAW의 응력집중계수 측정결과	40
표 3.4 SAW와 FCAW 응력집중계수(K_t) 해석결과	46
표 3.5 피로시험편의 수량	48
표 3.6 SAW 피로 실험 결과	52
표 3.7 FCAW 피로 실험 결과	52

ABSTRACT

Effect of Welding Process on Fatigue Strength in High Manganese Steel Butt Welding Joint

Joo, Ha Dong

Advisor : Prof. Park, Jeong Ung, Ph.D.

Department of Civil Engineering

Graduate School of Chosun University

There have been many reports of fatigue cracks in steel structures due to the increase in overweight vehicles and the aging of bridges. Steel fatigue refers to the phenomenon of the occurrence of cracks by the load less than the yield stress and the fatigue of members after progress. Since 1967, fatigue cracks have occurred in many roads and railroads in the United States and Canada, and fatigue has become a key factor in maintenance and repair. In steel bridge as well as various mechanical parts, aircraft, automobile and marine structures, stress concentration occurs high by geometric shape change in welded joint and this causes fatigue failure.

In steel structure, it is important to study fatigue and fracture mechanisms that can withstand long periods of time, even at high stresses, together with light weight. Defects such as cracks in base material, poor penetration, pore, slag, shape mismatch, etc. caused by welding process of steel structure occur and it tends to be locally vulnerable. Also, as methods to solve these problems, various surface treatment methods such as grinding, shot peening, hammer pinning, etc. have been used in places where cracks are expected as fatigue and fracture occur in weld joints in most steel structures and the method that helps improve fatigue life by improving the shape of the welded toe and removing defects so that it changes the tensile residual stress by increasing the fatigue strength, which is UIT(Ultrasonic Impact Treatment) technique is applied.

Especially, when it comes to the geometric shape change of the structure that residual stress creates with fatigue propagation by geometrical characteristics and

welding process, while the notched portion and welded joint where stress concentration is high due to discontinuity and repetitive forces have a significant effect on fatigue strength, this can be quantitatively analyzed using stress concentration factors.

In today's domestic steel bridge, the corrosion resistance of the weakened part is not properly treated at the construction stage, so the local corrosion is in progress rapidly so that it is shortening the safety life of the bridge. The recently developed high manganese steel is more expensive than general steel, but its application to the civil engineering field where corrosion is a problem is under consideration due to its excellent corrosion resistance. Also, studies on the residual stress distribution due to the change of the welding process are underway as the application of new materials and the welding residual stress which affects weld safety, by this have various effects on the fatigue strength and brittle fracture of the welded member.

In this study, stress concentration factor affecting fatigue life was obtained and reviewed through experiment and analysis for two welding processes, FCAW (Flux Cored Arc Welding) and SAW (Submerged Arc Welding) of high manganese steel which is an alloy containing manganese with excellent corrosion resistance and abrasion resistance. Also, the change of stress concentration factor according to presence or absence of welding residual stress was investigated through thermal elasto-plastic analysis. Also, fatigue tests were conducted on the two welding methods and verified.

제 1 장 서 론

1.1 연구 배경 및 목적

과적차량의 증가와 교량노후에 따라 강구조물의 피로 균열이 발생하고 있는 사례가 많이 보고되고 있다. 강의 피로는 항복하중 이하의 하중이 반복 작용에 의한 균열의 발생, 진전 이후 부재가 파단하는 현상을 말한다. 1967년 이후 미국 및 캐나다의 여러 도로 및 철도에서 피로균열이 발생하고 있으며 피로의 문제가 유지·보수에 핵심적인 요소가 되고 있다. 강교량 뿐 아니라 여러 가지 기계 부품, 항공기, 자동차, 해상구조물 등은 용접이음에서 기하학적 형상변화에 따라 응력집중이 높게 발생되고 이러한 이유가 피로 파괴의 원인이 된다(경갑수 등, 1998).

강구조물은 경량화와 높은 응력에서도 오래 견딜 수 있는 피로 및 메커니즘에 대한 연구가 중요하다. 강구조물의 용접프로세스에 의한 모재부의 균열 및 용입 불량, 기공, 슬래그, 형상 불일치 등의 결함이 발생되어 국부적으로 취약해지기 쉽다. 또한 대부분의 강구조물에 피로파괴가 용접 이음부에서 발생하기 때문에 이러한 문제점을 개선하기 위해 사용하는 방법으로 균열이 예상되는 지점에서 그라인딩, 샷피닝, 햄머 피닝 등 다양한 표면처리 방법등이 사용되고 있으며(A. Almar, 1985) UIT(Ultrasonic Impact Treatment)기법인 용접토우부의 형상을 개선하고 결함을 제거하여 피로강도를 증가시켜 인장잔류응력의 변환으로 피로수명에 향상에 도움을 주는 방법을 적용한다(Galtier, 2004).

특히 기하학적 특성, 용접프로세스에 따른 잔류응력이 피로균열 진전에 미친 구조물의 기하학적 형상변화는 연속적이고 반복적인 힘에 의해 응력집중이 높게 발생하는 노치부분과 용접이음부는 피로강도에 큰 영향을 미치는데 응력집중계수를 이용하여 이를 정량적으로 해석이 가능하다(서보성, 2016).

오늘날의 국내의 강교량들은 건설단계에서 부식취약부에 대해서 방식 처리를 제대로 하지않아 내부면에서는 국부부식(Local corrosion)이 빠른 속도로 진행됨으로써, 교량의 안전수명을 극단적으로 단축시키고 있다(이의호, 2007). 최근 개발하고 있는 고망간강의 경우, 일반강재에 비해 고가이나, 뛰어난 내부식성 때문에 부식이 문제가 되는 토목

분야의 적용이 검토되고 있다.

또한 새로운 재료의 적용과 이에 따른 용접부 안전성에 영향을 주는 용접잔류응력은 용접부재의 피로강도나 취성과피에 다양한 영향을 미치기 때문에 용접프로세스의 변화에 의한 잔류응력 분포에 대한 연구가 진행되고 있다(임청권, 1998).

본 연구에서는 내부식성과 내마모성이 뛰어난 망간이 포함된 합금인 고망간 강재에 대해 2가지 용접프로세스, FCAW(Flux Cored Arc Welding), SAW(Submerged Arc Welding)에 대해 피로 균열 발생수명에 영향을 주는 응력집중계수를 실험과 해석을 통해 구하고 고찰하였다. FCAW와 SAW는 접합부의 기계적 특성 향상을 위해 응고조직의 미세화 등이 중요한 문제로 부각되고 있는데 이는 flux를 통해 제어가 가능한 대표적인 용접방법이다. 또한 열탄소성 해석을 통해 용접잔류응력의 유무에 따른 응력집중 계수의 변화를 고찰하였다. 또한 2가지 용접법에 대해 피로실험을 실시하여 이를 검증하였다.

1.2 연구동향

본 연구에서는 피로강도에 미치는 영향인자에 대한 자료와 응력집중계수를 이용한 피로수명 예측에 관한 연구동향을 파악하였다. 또한 피로가 진행되는 동안 잔류응력의 안정성과 중요성에 관한 자료들을 조사하였다.

1.2.1 피로강도에 미치는 영향인자

유승원(1992)은 탄소섬유강화 복합재료의 피로강도에 미치는 영향을 모재에 따라 피로강도의 변화를 미시적 파괴거동으로부터 검토하였다. CF/PEEK재와 CF/EPOXY재를 사이클영역, 균열방향과 피로강도의 대소조건인 K_f 와 파단조건 K_t 및 K_1 에 의한 식을 적용하였다.

김문석(1997)은 강판의 형상을 원형, 정사각형 및 마름모형으로 가정하여 유한요소법을 이용한 피로강도의 변화를 측정된 결과 hloe배치에 따라 응력경감의 효과가 달라짐과 단독공에 비하여 다공의 배치에 따라 피로강도가 증가하고 부재 내부 균열각이 감소함에 따라 피로강도는 감소함을 도출하였다.

이승호(1997) 등은 쇼트피닝을 이용한 고강도화를 목적으로 그에 따른 영향을 검토하였다. 쇼트피닝에 따른 잔류응력의 변화와 피로강도를 관찰한 결과 기계적인 성질은 강도의 변화가 경미하였고 피로강도의 향상은 압축잔류응력의 생성으로 기인됨을 도출하였다.

Murakami(1999) 등은 강재에서 초장 피로파괴의 메커니즘에 영향을 미치는 요인이 수소 환경에 대한 높은 수소 함량을 고려할 때, 비금속성 물질로부터 고강도 강재의 극도로 높은 사이클 피로파괴가 환경영향에 의해 유발된다고 결론지었다.

강성원(2001) 등은 Padding plate 용접구조의 인장 정하중 이력에 의한 용접잔류응력 변화 및 피로강도에의 영향을 연구하였다. 정하중이력에 의한 초기 용접잔류응력의 변화를 측정하고 잔류응력의 변화가 피로강도에 미치는 영향을 검토하였다

박경동과 정찬기(2001)은 SAE9254 및 DIN50CrV4을 쇼트피닝 된 시험편을 이용하여 표면조도의 변화, 표면부위의 경도 분포 및 잔류응력 분포를 측정하고 압축잔류응력이 피로강도에 미치는 영향을 파악하였다.

Marines(2003) 등은 금속의 매우 높은 주기의 반복 피로를 이해하기 위해 각각의 재료의 피로실험을 통한 S-N선도를 도출하였고 안전한 피로저항과 피로한도에 대해서

발표하였다.

오정석(2005) 등은 스틸라이트 합금 용사 코팅의 피로강도에 미치는 후열처리의 영향을 알아보기 위해 열처리 조건에 따른 특성 변화의 조사와 회전 굽힘 피로 시험을 통하여 피로 파괴 특성을 발표하였다.

김경남(2007)은 TMC강재의 피로강도에 미치는 영향인자를 평가하였다. 두께에 따른 피로강도와 연화현상에 따른 피로파단 거동 및 용접 형상에 따른 피로강도와 인장강도에 따른 피로강도 및 파단양상을 영향인자로 평가하였다.

양용준과 양인영(2015)은 탄소섬유강화복합재의 잔류 굽힘 피로강도의 미치는 영향을 파악하기 위하여 피로에 의한 손상진전을 초음파현미경으로 관찰하여 굽힘강도가 저하하는 파괴 메커니즘을 고찰하였다.

Gang Li(2017) 등은 Ti-6Al-4V합금을 MUSR(Multi-Pas Ultrasonic Surface Rolling)로 처리하여 피로성질에 대한 특성을 조사하였다. Ti-6Al-4V합금의 표면층 기계적 특성 및 미세구조는 초기 상태에 비해 MUSR처리에 의해 명백하게 개선되어 피로강도가 증가하는 것을 연구하였다.

1.2.2 응력집중계수

범현규(1993) 등은 상호보존적분은 이용하여 경계치 문제를 풀지 않고 균열문제에 대한 응력강도계수와 T-응력을 결정하는데 용이하게 했다. 보조해를 사용한 M_1 적분을 이용하여 응력강도계수 k_1, K_{11} 및 K_{111} 와 T-응력을 계산하였다.

강성원(1996) 등은 용접이음부재에서 응력집중계수를 추정하기 위해 토우부의 적정 요소 크기를 파악하고 값을 변화시켜 유한요소 응력해석을 수행, 응력집중계수를 정량적으로 구하고 추정식을 유도하였다.

Chang(1996) 등은 튜블러의 X 및 DT 이음부에 대한 응력집중계수 매개 변수 방정식을 적용하였다. 응력집중계수의 파라메트릭 방정식의 예측된 값을 강철 및 아크릴 모델 테스트의 결과와 비교하고 기존의 파라메트릭 수식의 값과 비교 평가하였다.

엄동석(1998) 등은 해양구조물의 튜블라 이음부의 응력집중계수 및 피로강도해석을 위하여 유한요소법을 이용하였다. 상자형-원형 이음부의 응력집중계수값이 원형-원형 이음부에서 더 크고 피로수명도 짧았고 상자형-원형 이음에서 브레이스 지름이 클수록 응력집중계수값이 크게 증가한다고 발표하였다.

이역섭(1998) 등은 노치의 기하학적 형상이 응력집중계수에 미치는 영향을 동적 광탄성 시험법을 이용하여 연구하였다. 동적 광탄성 시험법으로 구해진 동적응력장을 해석하여, 응력집중계수가 노치의 형상에 높게 의존함을 발표하였다.

송준혁(1999) 등은 볼트의 구멍 가공 방법과 형태에 따른 인자를 고려하여 볼트 결합 구조물의 응력집중현상을 평가하였다. 볼트 결합구조물의 고유진동수가 기준치 보다 낮은 경우에는 볼트 체결력에 문제가 있음을 파악하였고, 접촉응력분포계수가 작은 값을 가지도록 하는 결합방법을 간단하게 평가하는 법을 연구하였다.

Arola(2002) 등은 실험으로부터 결정된 기계 가공 된 표면의 피로 응력집중인자(K_f)는 1.01부터 1.08사이의 범위에서 발견됨을 증명하였고, Arola-Ramulu 모델을 이용한 효과적인 피로 응력 집중(K^{-1})에 대한 예측은 실험 결과로부터 예측된 피로응력집중인자의 2%이내임을 발표하였다.

Toubal(2005) 등은 비접촉식 측정방법인 전자얼룩무늬간섭계(ESPI)를 사용하여 원형 구멍으로 구성된 기하학적 결합으로 인한 응력 집중이 있는 복합재 판의 인장변형장을 조사하여 특이점 근처의 변형률 농도를 명확하게 나타냈다.

앞에서 조사한 연구자료를 통하여 용접 잔류응력과 표면 형상에 따른 피로강도의 영향이 매우 크다는 것을 도출할 수 있었다. 따라서 본 연구는 용접프로세스가 피로강도에 영향을 미친다고 판단하여 그에 따른 잔류응력을 조사하고 얼마만큼 영향이 미치는지 응력집중계수 값과 피로시험을 통해 도출할 필요성이 있다.

제 2 장 이론적 배경

2.1 잔류응력 및 열탄소성해석

잔류응력은 용접이음이 주변에서 자유로운 팽창이나 수축을 구속당한 상태에서 용접할 때에 생기는 잔류응력이다. 용접잔류응력은 구조물 또는 기계가공, 표면가공, 열처리 등의 공정을 거치게 됨으로 대부분의 경우 잔류응력이 발생한다. 잔류응력이 피로강도에 미치는 영향은 기계적으로 부하를 받는 평균응력의 영향과 같다고 하고, 피로한도 선도상에서 잔류응력을 평균응력에 가산한다. 다음, 잔류응력이 발생할 때 조합응력 등의 약간의 예외를 제외하면 반드시 강도변화를 동반하며, 재료의 경도의 변화에서 피로강도의 변화를 추정한다. 다시 말해서 잔류응력과 부하응력의 합이 항복점을 넘으면 넘은 양만큼 잔류응력은 감소한다. 이 잔류응력은 열탄소성해석으로 구할 수 있는데 첫 번째로 소성과정의 해석에 따른 어려움을 부적합도를 이용한 탄성해석을 수행하는 방법이고, 두 번째로는 열진달 과정에 따른 탄소성 변화를 시간에 따라 찾아가는 열탄소성 해석방법이다.

2.1.1 일반적인 용접잔류응력의 특성

일반적으로 용접잔류응력은 판의 두께와 형상에 따라 다르게 분포되어 있으며, 용접이음부 근처에서 불균일하게 변화하여 예측이 어렵다.

보편적인 판의 구조에서의 이음부에서 용접선 방향의 잔류응력은 용접선 직각방향의 잔류응력보다 매우 크다. 일반적으로 피로균열은 인장 응력으로 인해서 발생하게 되지만 내부잔류응력등에 의해서 압축응력만 작용하여도 피로균열을 발생할 수 있다.

그림 2.1은 용접 잔류응력의 분포를 나타내고 있다. 용접이음을 하면 내부잔류응력이 인장역, 압축역으로 나뉘게 되는데 압축응력을 반복적으로 받는다면 용접부의 내부잔류응력과 응력의 중첩으로 인하여 피로가 발생한다.

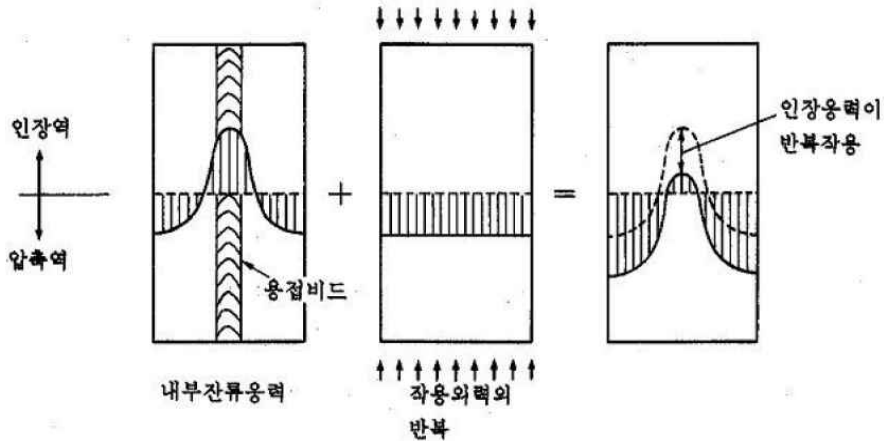


그림 2.1 용접잔류응력의 영향(박정웅 등, 2004)

2.1.2 열탄소성 이론

구체가 주어진 물체력 및 경계조건을 만족함과 동시에 평형을 이루고 있다고 하면 평형방정식과 역학적 경계조건이 성립되게 된다. 이 상태에서 임의의 미소변위 δu , δv , δw 를 주면 다음 식과 같다(이주성, 1985).

$$\begin{aligned}
 & - \int_V \left[\left(\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} + \bar{X} \right) \delta u + \left(\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} + \bar{Y} \right) \delta v + \left(\frac{\partial \tau_{zx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \bar{Z} \right) \delta w \right] dV \\
 & + \int_S [(T_x - \bar{T}_x) \delta u + (T_y - \bar{T}_y) \delta v + (T_z - \bar{T}_z) \delta w] dS = 0
 \end{aligned}
 \tag{2.1}$$

여기서,

σ : 면에 수직한 응력, τ : 면에 평행한 응력, $\bar{X}, \bar{Y}, \bar{Z}$: 체적력 행렬, T: 온도함수, \bar{T} : 변위, 하중, 강성의 변환행렬, V: 전단력, S: 표면적

식 (2.1)은 식 (2.2)과 같이 나타낼 수 있고 가상일의 원리(principle of virtual work)이다.

$$\begin{aligned}
 & \int_V [\sigma_x \delta \varepsilon_x + \sigma_y \delta \varepsilon_y + \sigma_z \delta \varepsilon_z + \tau_{xy} \delta \gamma_{xy} + \tau_{yz} \delta \gamma_{yz} + \tau_{zx} \delta \gamma_{zx}] dV \\
 & - \int_V (\bar{X} \delta u + \bar{Y} \delta v + \bar{Z} \delta w) dV - \int_{S^c} (\bar{T}_x \delta u + \bar{T}_y \delta v + \bar{T}_z \delta w) dS = 0
 \end{aligned} \tag{2.2}$$

식을 정식화 하면,

$$\int_V \delta \{\varepsilon\}^T \{\sigma\} dV - \int_V \delta \{U\}^T \{\bar{F}\} dV - \int_{S^c} \delta \{U\}^T \{\bar{T}\} dS = 0 \tag{2.3}$$

여기서,

$\{\sigma\}$: 응력 벡터, $\{\varepsilon\}$: 변형률-벡터, $\{U\}$: 변위벡터, $\{\bar{F}\}$: 단위체적당 물체력 벡터,
 $\{\bar{T}\}$: 단위체적당 표면력벡터이고,

변형률-변위(strain-displacement)관계식은

$$\begin{aligned}
 \varepsilon_x &= \frac{\partial u}{\partial x}, & \varepsilon_y &= \frac{\partial v}{\partial y}, & \varepsilon_z &= \frac{\partial w}{\partial z}, \\
 \gamma_{xy} &= \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}, & \gamma_{zy} &= \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}, & \gamma_{zx} &= \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z}
 \end{aligned} \tag{2.4}$$

이고 이것은 다시,

$$\{\varepsilon\} = [A] \{U\} \tag{2.5}$$

[A]는 미분 연산자를 가지고 있는 매트릭스이다.

위 식들로 응력-변형률 관계를 보면

$$\begin{aligned}
 \varepsilon_x &= \frac{1}{E} [\sigma_x - \nu(\sigma_x + \sigma_z)] + \alpha T \\
 \varepsilon_y &= \frac{1}{E} [\sigma_y - \nu(\sigma_z + \sigma_x)] + \alpha T \\
 \varepsilon_z &= \frac{1}{E} [\sigma_z - \nu(\sigma_x + \sigma_y)] + \alpha T \\
 \gamma_{xy} &= \frac{1}{G} \tau_{xy}, & \gamma_{zy} &= \frac{1}{G} \tau_{zy}, & \gamma_{zx} &= \frac{1}{G} \tau_{zx}
 \end{aligned} \tag{2.6}$$

여기서,

$\{\alpha\}T = \varepsilon^t$: 열변형률, α : 순간선팡창계수, T : 온도 이다.

따라서 전변형률 $\{\varepsilon\}$ 은 탄성 변형률 $\{\varepsilon^e\}$ 와 열변형률 $\{\varepsilon^t\}$ 에 합으로 나타낸다.

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon^e\} + \{\varepsilon^t\} \quad (2.7)$$

응력과 변형률은 Hook's law로부터

$$\{\sigma\} = [D^e]\{\varepsilon^e\} \quad (2.8)$$

여기서,

$[D^e]$: 탄성 응력-변형률 매트릭스이다.

식 (2.8)에 식 (2.7)을 대입하면 아래와 같다.

$$\{\sigma\} = [D^e](\{\varepsilon\} - \{\varepsilon^t\}) \quad (2.9)$$

위 식 (2.9)의 응력-변형률 관계식을 역행렬을 이용하여 나타내면

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \\ \varepsilon_z \end{bmatrix} = [D^e]^{-1} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \\ \sigma_z \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \alpha T \\ \alpha T \\ 0 \\ \alpha T \end{bmatrix} \quad (2.10)$$

또는,

$$\{\varepsilon\} = [D^e]^{-1}\{\sigma\} - \{\varepsilon^t\} \quad (2.11)$$

식 (2.8)을 증분형으로 다시 쓰면,

$$\{d\sigma\} = [D^e]\{d\varepsilon - d\varepsilon^t\} \quad (2.12)$$

식 (2.1)은 재료의 물리적 정수의 온도 의존성을 무시할 경우 응력-변형률 관계식이 된다. 온도의 의존성을 고려 할 경우 응력 증분의 영향을 $[C]dT$ 라고 하면,

$$\{d\sigma\} = [D^e]\{d\varepsilon\} - [C]dT \quad (2.13)$$

재료가 탄성거동을 하는 경우 (2.7), (2.8)을 이용하여 증분형으로 쓰면

$$\{d\varepsilon\} = \{d\varepsilon^e\} + \{d\varepsilon^t\} \quad (2.14)$$

$$\{d\sigma\} = [D^e]\{d\varepsilon^e\} \quad (2.15)$$

여기서,

탄성 변형률은 응력 및 온도의 함수이므로, 탄성 변형률의 증분은

$$\{d\varepsilon^e\} = \left\{ \frac{\partial \varepsilon^e}{\partial \sigma} \right\} \{d\sigma\} + \frac{\partial \{\varepsilon^e\}}{\partial T} dT \quad (2.16)$$

식 (2.12)을 식 (2.13)에 대입하여 정리하면

$$\{d\varepsilon^e\} = [D^e]^{-1}\{d\sigma\} + \frac{\partial [D^e]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} dT \quad (2.17)$$

식 (2.17)을 식 (2.14)과 식 (2.12)에 대입하여 정리하면

$$\{d\varepsilon^e\} = [D^e]^{-1}\{d\sigma\} + \frac{\partial [D^e]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} dT + \{\alpha\} dT \quad (2.18)$$

식 (2.18)을 식 (2.12)에 대입하면 탄성영역에서 응력증분에 대한 구성 방정식은 다음과 같이 구해진다.

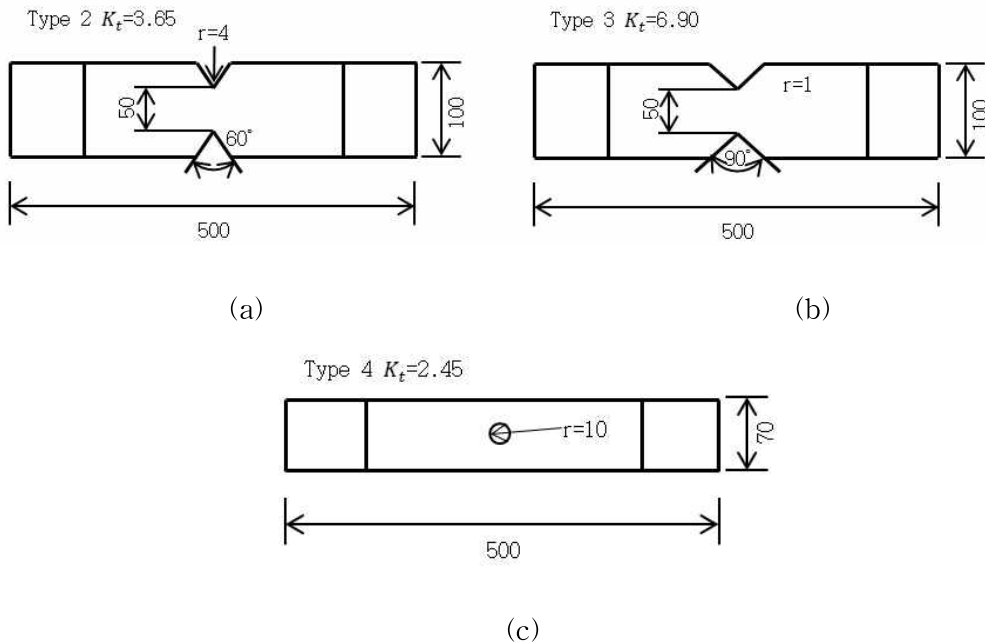
$$\begin{aligned} \{d\sigma\} &= [D^e]^{-1}\{d\varepsilon\} - [D^e] \left(\frac{\partial [D^e]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} + \{\alpha\} \right) dT \\ &= [D^e]^{-1}\{d\varepsilon\} - \left([D^e] \{\alpha\} - \frac{1}{E} \frac{E - E_1}{\Delta T} \{\sigma\} \right) dT \\ &= [D^e]^{-1}\{d\varepsilon\} - \{C\} dT \end{aligned} \quad (2.19)$$

2.2 응력집중계수

2.2.1 응력집중의 영향

강재의 피로강도는 표면이 평활한 경우 인장강도가 높을수록 높게 되는 경향이 있다. 그러나 강재표면에 노치나 용접비드 등의 형상이 급변하는 응력집중부가 존재하면 이곳으로부터 피로균열이 발생하여 피로강도가 극단적으로 저하된다.

그림 2.3은 각종 노치를 갖는 80kg급 강재 시험체의 피로시험 결과를 나타낸 것이다. 평활재의 100만회 피로강도가 $70\text{kg}/\text{mm}^2$ 정도인 것에 비해 노치가 존재하면 $10\text{kg}/\text{mm}^2$ 정도까지 저하한다. 응력을 전달하는 부분의 단면적은 모든 시험체에서 동일하나 피로강도는 국부적인 응력집중부의 영향을 받아 크게 달라지는 것을 알 수 있다. 강교량과 같이 여러 부재가 용접에 의해 연결되어 있는 구조에서는 구조부재로서의 피로강도는 이음부의 구조적인 응력집중이나 용접 자체의 국부적인 응력집중에 지배되어 강재 강도에는 거의 영향을 받지 않는다. 그림 2.4는 용접이음부의 응력집중의 영향을 나타낸 것이다. 균열기점이 되는 용접지단부에 작용하는 응력은 공칭 휨응력과 비교하여 이음전체의 힘에 흐름의 불연속성에 의존하는 구조적인 응력집중, 용접부분 근방의 용접비드형상에 의존하는 국부적인 응력집중의 영향을 받아 높게 된다.



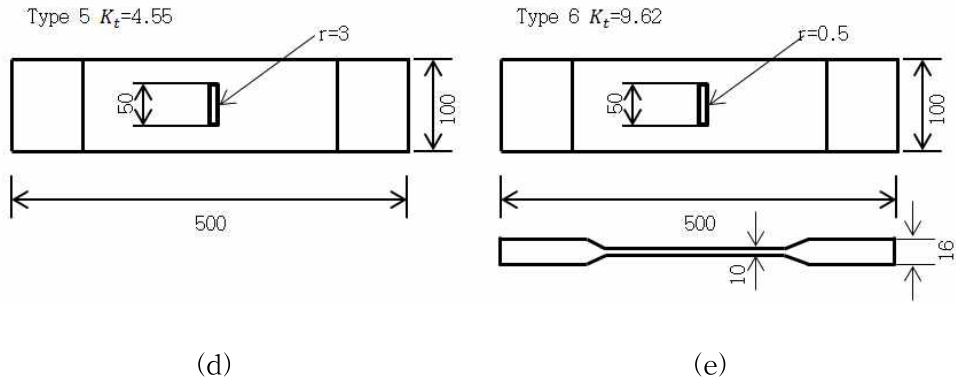


그림 2.2 노치재

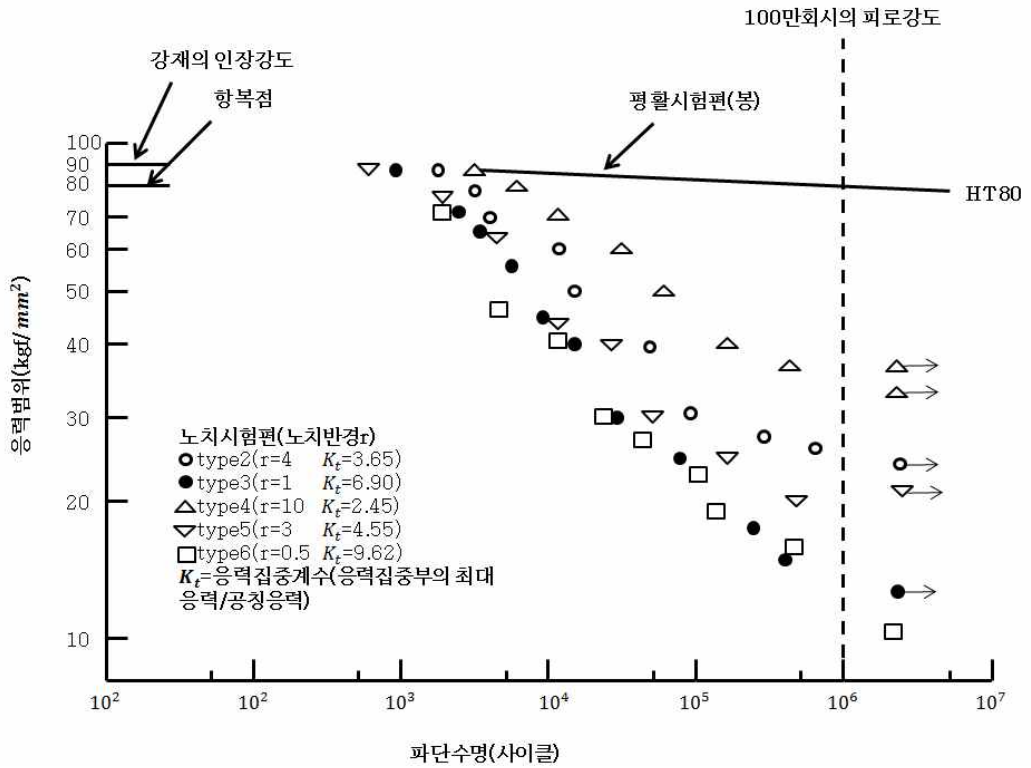


그림 2.3 노치재의 피로강도

2.2.2 응력집중이 피로강도에 미치는 영향

일본의 구조물 피로설계지침에서는 강구조물 용접이음의 경우, m 을 3으로 통일해서 부여하고 있다. 또, 이음별 피로강도를 정리하는데 일반적으로 200만회피로강도(반복수 200만회에서 이음이 파단에 이르는 응력범위)가 사용되고 있다. 또, 200만회라고 하는 반복수에 대해서는 과거 “피로한도에 대응하는 반복수”로서 인식되어 온 측면도 있으나, 용접이음의 경우에는 예외도 있다. 즉, 200만회라고 하는 횟수는 S-N선도를 표현하기 위한 대표치의 하나로서 생각하여야만 하는데, 이것은 용접이음의 경우에는 응력집중의 영향에 의해 피로한도가 200만회 피로강도보다 낮게 되는 경우가 많기 때문이다.

2.2.3 응력집중계수 (α)

부재에 포함되는 단부, 구멍, 홈 등 단면이 급변하는 부분을 노치(notch)라 할 수 있다. 인장을 받는 노치 환봉의 응력분포를 그림 2.4에 나타내었다. 노치바닥 부근에 국부적으로 높은 응력이 발생하는데, 이것을 응력집중(stress concentration)이라 한다. 응력집중의 정도를 나타내기 위해 응력집중계수(stress concentration factor) $\alpha = \sigma_{\max} / \sigma_n$ 를 사용한다. σ_{\max} 는 노치아래의 최대응력, σ_n 은 공칭응력(nominal stress)이다. σ_{\max} 는 탄성학의 기초식에서 산출하지만, 산출이 곤란한 경우에는 유한요소법 등에 의해서 해석하든지 광탄성, X선, 저항선 변형계기 등의 각종 응력 측정법에 의해서 실험적으로 구해진다. 부하형식이 같으면 α 는 부재의 형상만에 의해 정해진다. 또, 부재의 치수가 달라도 상사형상이면 α 는 같은 값이 되므로 α 는 치수비에 의해서 정해진다. 그림에는 U자형 고리모양의 홈을 갖는 환봉이 인장을 받는 경우의 α 를 나타내며, α 는 치수비 ρ/d 와 D/d 에서 정해진다. 일반적으로 노치바닥 곡률반경 ρ 가 작을수록, 또 노치깊이 t , 즉 D/d 가 클수록 α 는 크게 된다(Peterson, 1974).

이 α 에서는 최대응력 σ_{\max} 는 구할 수 있지만, 노치부의 응력 상태를 알기 위해서는 α 외에 응력구배를 알아야 한다. 축방향응력 외에도 반경방향과 원주방향의 응력도 존재하고, 단부하임에도 노치바닥 근방은 다축응력상태이다.

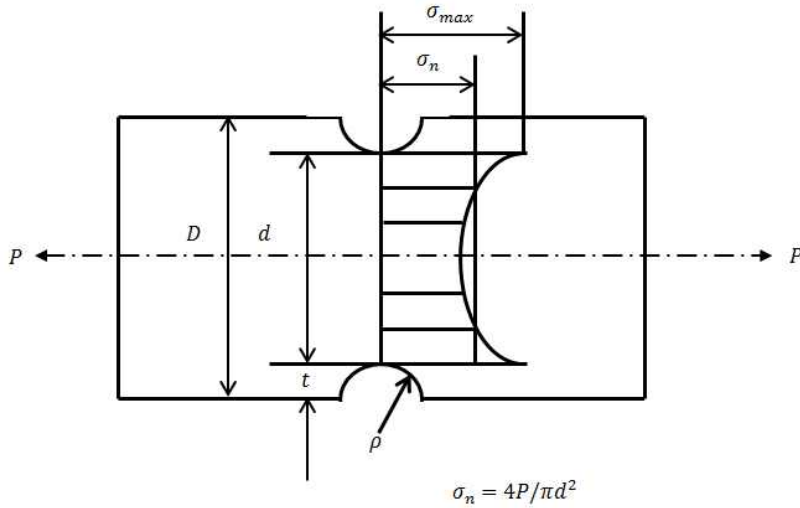


그림 2.4 노치바닥의 응력집중(모형도)

2.2.4 노치계수 (β)

그림 2.2는 저탄소강 어닐링재의 S-N곡선으로 평활재 외에 2종류의 노치재를 사용하고 있다. 종축의 응력으로서 공칭응력 σ_n 을 사용하고 있으므로, 응력집중에 의해 노치재의 피로한도 σ_{WK} 는 평활재의 피로한도 σ_{WO} 보다 저하된다. 저하되는 정도는 노치계수(fatigue strength reduction factor) $\beta = \sigma_{WO}/\sigma_{WK}$ 에 의해서 나타내진다. 그림 2.3은 β 와 α 의 관계를 나타낸 것으로 여러 가지 인장강도 σ_B 를 갖는 탄소강 어닐링재의 결과도 포함되어 있다. 일반적으로 α 가 작은 영역에서는 β 와 α 는 거의 같지만 α 가 크게 되면 $\beta < \alpha$ 로 되고 $\beta = \alpha$ 의 관계에서 이탈되게 된다. 이 이탈을 시작하는 점을 둔한 노치와 예리한 노치와의 분기점이라 한다. α 와 β 와의 관계를 생각할 때 $\eta = (\beta - 1)/(\alpha - 1)$ 에 주목해야 한다. η 를 노치감도계수(fatigue notch sensitivity factor)라 하며 일반적으로 $1 > \eta > 0$ 이다. $\eta = 1$, 즉 $\alpha = \beta$ 에서는 탄성적 응력집중이 그대로 피로한도의 저항에 연결되므로 재료는 노치에 대해서 민감한 한편 $\eta = 0$, 즉 $\beta = 1$ 에서는 노치가 존재해도 피로한도는 저하하지 않기 때문에 재료는 노치에 대해서 둔감하다. 그림 2.3에 의하면 인장강도 σ_B 가 높은 위치가 되면 분기점의 $\alpha (= \alpha_0)$ 가 높은 위치가 되므로 같은 α 에 대해서도 β 가 커지게 되고, 노치감도가 증가한다. 단, 같은 재료에 대해서도 η 는 α 외에 치수에도 의존하므로, η 는 재료의 고유한 양이 아니다.

파단영역에 있어 어떤 파단반복수에 대한 피로강도는 노치 때문에 피로한도와 같이 저하한다. 그러나 그 저하비율은 피로한도만큼 크지 않다. 파단반복수가 작아서 상대적으로 피로강도가 높은 만큼 노치에 의한 피로강도의 저하비율은 작게 되는 경향이 있다.

2.2.5 응력 집중과 응력 확대 계수의 관계

그림 2.5에 나타낸 바와 같이 가늘고 긴 예리한 노치를 가지는 부재가 노치 방향에 수직으로 인장 응력을 받는 경우 노치 선단 근방의 응력은 다음 식으로 주어진다(일본도로교).

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) - \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \frac{\rho}{2r} \cos \frac{3\theta}{2} \quad (2.20)$$

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) + \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \frac{\rho}{2r} \cos \frac{3\theta}{2} \quad (2.21)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} - \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \frac{\rho}{2r} \sin \frac{3\theta}{2} \quad (2.22)$$

여기서,

r, θ : 극좌표, ρ : 곡률반경, K_I : 응력확대계수

식 (2.21)에 있어서 $\theta=0$ 으로 놓으면 x 축에 따른 σ_y 의 분포는 다음 식으로 주어진다.

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} + \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \frac{\rho}{2r} \quad (2.23)$$

$r = \rho/2$ 로 놓으면 노치 선단의 탄성 응력 σ_t 가 다음 식으로 주어진다.

$$\sigma_t = \frac{2K_I}{\sqrt{\pi\rho}} \quad (2.24)$$

이 식은 노치 선단의 탄성 응력 σ_t 와 응력 확대 계수 K_I 의 관계를 나타내는 식으로 이 식은 ρ 가 0에 가깝게 되었을 때 바른 값을 준다.

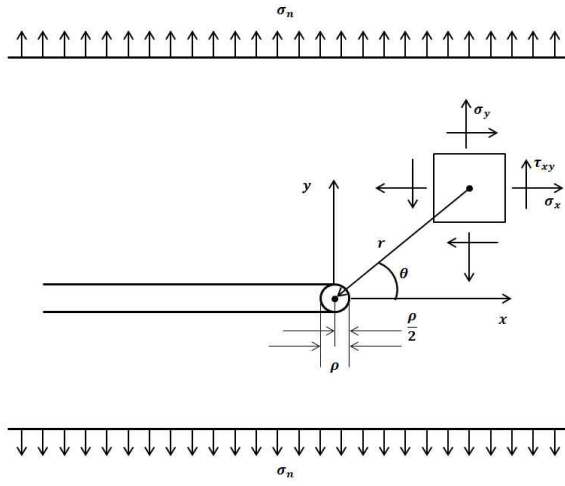


그림 2.5 노치 선단의 응력상태

2.3 균열진전

2.3.1 일정한 진폭의 하중에서 피로 균열의 진전

초기 균열이 존재하는 시험편에 일정 진폭의 반복 하중을 재하하여 피로 균열의 진전 시험을 실시하면 그림 2.6에서와 같이 균열 길이 a 와 반복 횟수 N 사이의 관계가 얻어진다. 그림 2.6에서 a_i 는 초기 균열이다. 그림 2.7에 나타낸 바와 같이 동일 형상을 가진 시험편의 피로 수명은 응력 범위 $\Delta\sigma$ 가 높을수록 감소하며, $\Delta\sigma$ 가 동일한 경우 초기 균열 길이 a_i 가 길수록 피로 수명은 감소한다. 그러나 하중이 1회 반복하는 동안 균열의 진전량, 즉 균열 진전 속도 da/dN 과 응력 확대 계수 범위 ΔK (이후 I, II, III의 첨자를 갖지 않은 응력 확대 계수는 모드 I의 응력 확대 계수를 나타낸다)와의 관계를 검토하면 그림 2.7의 균열 길이 a 와 반복 횟수 N 사이의 관계는 1개의 곡선으로 나타낼 수 있다. 이것은 ΔK 가 균열 길이의 변화 및 반복 하중의 변화 양쪽을 동시에 고려하는 파라미터이기 때문이다. 여기서 ΔK 는 다음 식으로 주어진다.

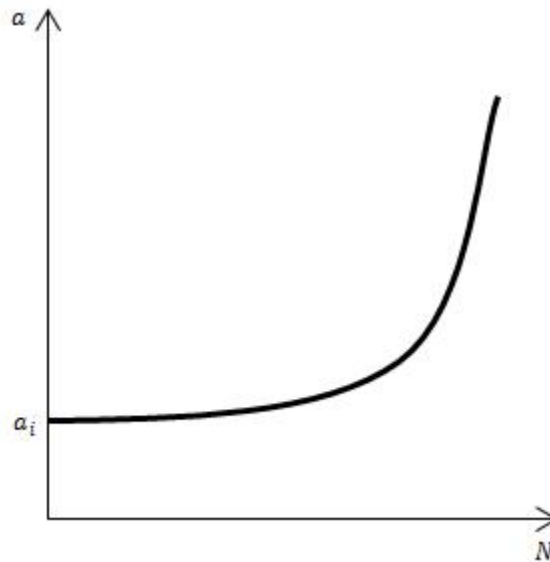
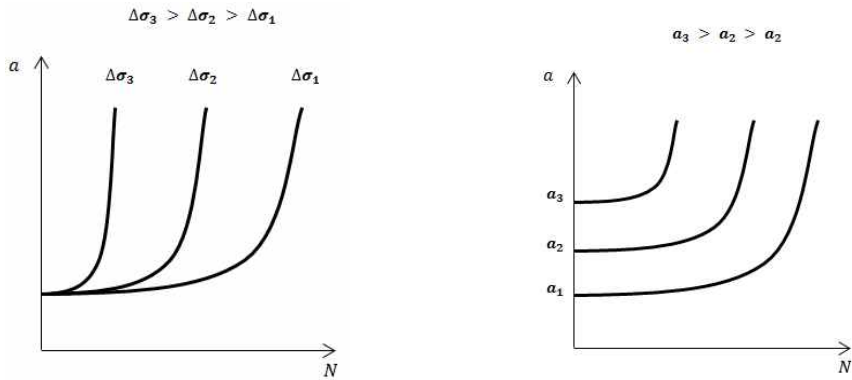


그림 2.6 균열 길이 a 와 반복 횟수 N 의 관계



(a) 응력 범위의 크기가 균열 진전에 미치는 영향 (b) 초기 균열 길이가 균열 진전에 미치는 영향

그림 2.7 균열 진전에 영향을 미치는 인자

$$\Delta K = \Delta \sigma Y \sqrt{\pi a} \quad (2.25)$$

여기서, $\Delta \sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}$: 응력범위

또한 시험편 형상이 달라지더라도 시험편 재료가 동일하면 da/dN 과 ΔK 의 관계는 동일한 곡선 위에 놓이게 된다. 보통 da/dN 과 ΔK 의 관계는 양대수 그래프 위에서 표시된다.

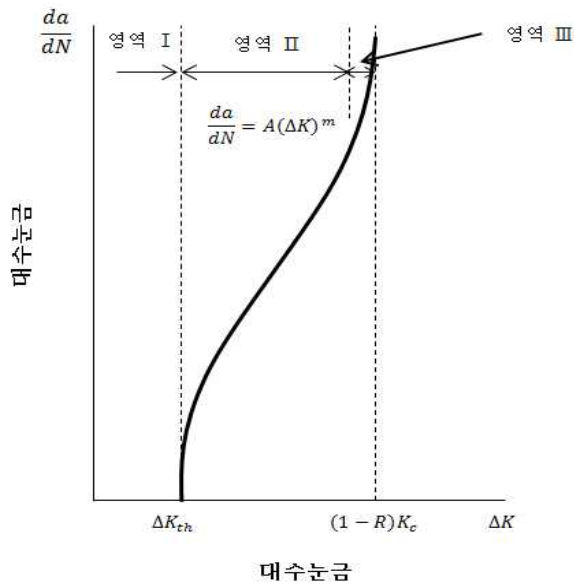


그림 2.8 da/dN 과 ΔK 의 관계

그림 2.8의 영역 I은 응력 확대 계수 범위의 어떤 값보다 작은 응력 확대 계수 범위에서는 피로 균열이 진전하지 않는다. 피로 균열이 그 이하에서는 진전하지 않는 응력 확대 계수 범위를 하한계 응력 확대 계수 범위라고 말하며 ΔK_{th} 로 나타낸다. ΔK_{th} 에 가장 큰 영향을 미치는 인자는 다음 식에서 정의된 응력비이며, 강재의 재료 특성은 그다지 영향을 미치지 않는 것이 밝혀져 있다.

$$R = \frac{K_{\min}}{K_{\max}} = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (2.26)$$

여기서, $K_{\min} = \sigma_{\min} Y \sqrt{\pi a}$: 최소 응력 확대 계수

$K_{\max} = \sigma_{\max} Y \sqrt{\pi a}$: 최대 응력 확대 계수

또한 ΔK_{th} 에 대한 안전측의 추정식으로 다음 식이 제안되어 있다.

$$\Delta K_{th} = 717(1 - 0.85R) \quad (\text{단위 : } kgf/cm^{1.5}) \text{에 대해서 } 0.165 \leq R \leq 1.0616 \quad (2.27)$$

$$\Delta K_{th} = 616 \quad (\text{단위 : } kgf/cm^{1.5}) \text{에 대해서 } 0.165 \leq R \leq 1.0616 \quad (2.28)$$

ΔK_{th} 에는 강재의 재료 특성에 따른 영향을 많이 미치지 않으므로 이 관계는 거의 모든 강재에 적용할 수 있다.

그림 2.8의 영역 II는 ΔK_{th} 이상에서의 균열 진전 변동을 나타내고 있다. 이 영역의 da/dN 과 ΔK 의 관계는 양대수 그래프 위에서 직선으로 나타내어지므로 영역 II에서는 da/dN 과 ΔK 의 관계는 다음 식으로 주어진다.

$$\frac{da}{dN} = A(\Delta K)^m \quad (2.29)$$

여기서, A와 m : 각각 정수

이 식을 Paris의 균열 진전 법칙이라고 한다.

ASTM규격의 강재에 대해서 균열 길이 a의 단위를 cm, 응력 확대 계수 범위 ΔK 의 단위를 $kgf/cm^{1.5}$ 로, $A = 6.5 \times 10^{-16}$, $m=3$ 이 제안되어 있다(Fisher J. W.,1980). 즉,

$$\frac{da}{dN} = 6.5 \times 10^{-16} (\Delta K)^3 \quad (2.30)$$

이 식은 $0 \leq R \leq 1.0$ 인 범위의 응력비 R에 대해서 실험값의 편차가 거의 상한의 피로 균열 진전 속도를 나타낸다.

그림 2.8의 영역 III에서는 피로 균열 진전 속도가 식 (2.29)에서 주어진 속도보다 빠르게 된다. 또한

$$K_{\max} = K_c \quad (2.31)$$

에서 진전 속도는 급격하게 증가한다. 여기서 K_c 는 파괴 인성(fracture toughness)값이라고 한다. 응력 확대 계수 범위 ΔK 와 최대 응력 확대계수 K_{\max} 의 관계는

$$\Delta K = (1 - R)K_{\max} \quad (2.32)$$

로 주어지므로 진전 속도가 급격하게 증가하는 응력 확대 계수 범위는 다음과 같다.

$$\Delta K = (1 - R)K_c \quad (2.33)$$

용접부의 용착 금속 및 열영향부의 피로 균열 진전 속도는 모재의 진전 속도와 동일하거나 그것보다 빠른 것을 나타내고 있다. 용접 이음이 존재하는 구조 부재의 경우에는 항복 응력에 가까운 인장 잔류 응력이 용접 이음 주위에 발생한다. 따라서 용접 이음을 따라 진전하는 피로 균열은 높은 응력비하에서 진전하게끔 된다. 응력비는 영역 II에서는 많은 영향을 미치지 않지만 식 (2.27)과 식 (2.33)를 통해서 영역 I과 영역 III은 영향을 미친다.

2.3.2 균열의 진전 법칙에 의한 S-N곡선

피로 균열 진전에 적용되는 여러 관계를 이용하여 S-N곡선을 작성할 수 있다.

균열 진전의 관계식인 $\frac{da}{dN} = A(\Delta K)^m$ 을 적분함으로써 초기 균열 길이 a_i 로부터 임의의 균열 길이 a까지 균열이 진전하는데 필요한 반복 횟수 N을 구할 수 있다.

$$N = \int_{a_i}^a \frac{da}{A(\Delta K)^m} \quad (2.34)$$

위의 식에 식 (2.25)를 대입하면 다음 식이 얻어진다.

$$(\Delta a)^m N = c \quad (2.35)$$

여기서,

$$c = \frac{1}{\pi^{0.5m} A} \int_{a_i}^a \frac{da}{a^{0.5m} Y^m} \quad (2.36)$$

응력 확대 계수 범위 ΔK 가 하한계 응력 확대 계수 범위 ΔK_{th} 보다 크게 되면 피로 균열이 진전한다. 따라서 초기 균열 길이 a_i 에 대해서 다음 식을 만족하는 응력 범위 $\Delta\sigma$ 보다 큰 응력 범위에서 피로 균열이 진전한다.

$$\Delta\sigma Y \sqrt{\pi a_i} = \Delta K_{th} \quad (2.37)$$

즉,

$$\Delta\sigma = \frac{\Delta K_{th}}{Y \sqrt{\pi a_i}} \quad (2.38)$$

임의의 균열 길이 a 는 다음 식을 만족하는 한계 균열 길이 a_c 보다 크게 되는 경우는 없다.

$$\Delta\sigma Y \sqrt{\pi a_c} = (1-R)K_c \quad (2.39)$$

즉,

$$a_c = \frac{1}{\pi Y^2} \left\{ \frac{(1-R)K_c}{\Delta\sigma} \right\}^2 \quad (2.40)$$

Y 가 균열 길이 a 의 함수로 되는 경우에는 이 식을 a_c 에 관한 비선형 방정식으로

하여 해석하여야 한다.

식 (2.35)와 식 (2.38)의 관계를 양대수 그래프 위에 그리면 그림 2.9에 나타난 바와 같이 된다. 식 (2.35)가 기울기 $-1/m$ 의 S-N곡선을 나타내며, 식 (2.38)이 피로 한계를 나타낸다.

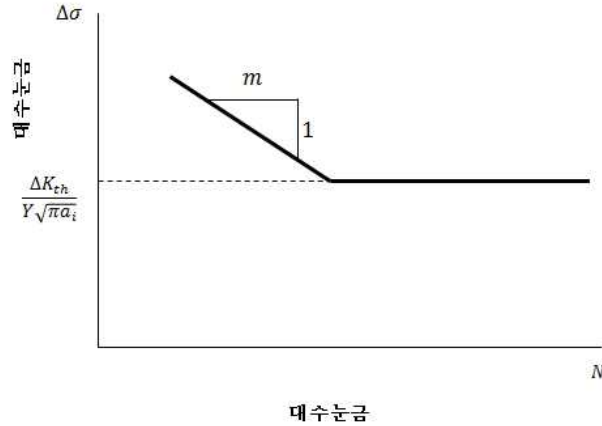


그림 2.9 균열 진전 법칙으로부터 구한 S-N 선도

2.3.3 변동하중에서의 피로 균열 진전

교량에 각 부재에서 자동차 또는 열차가 통과하면 응력은 같은 일정 진폭 파형이 아니라 그림 2.10과 같이 변동 파형을 나타낸다.

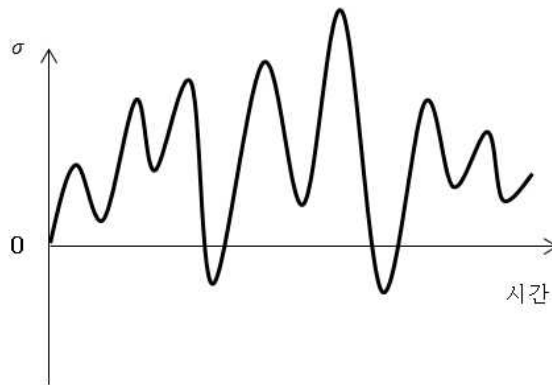


그림 2.10 변동 응력

Rayleigh의 확률 밀도 함수를 따르는 변동 하중을 받는 CT(Compact Tension) 시험편에 대한 피로 균열의 진전 변동이 보고되어 있다(Barsom J. W.,1977). Rayleigh의 확률 밀도 함수는 다음 식으로 정의된다.

$$f(\Delta\sigma) = 1.011 \frac{\Delta\sigma - \Delta\sigma_{\min}}{(\Delta\sigma_d)^2} \exp\left\{-\frac{1}{2}\left(\frac{\Delta\sigma - \Delta\sigma_{\min}}{\Delta\sigma_d}\right)^2\right\} \quad (2.41)$$

여기서,

$\Delta\sigma_{\min}$: $\Delta\sigma$ 의 최소값

$\Delta\sigma_d$: $\Delta\sigma$ 의 최빈값 $\Delta\sigma_m$ (확률 밀도 함수 $f(\Delta\sigma)$ 가 최대값이 되는 경우의 $\Delta\sigma$ 값)과 $\Delta\sigma_{\min}$ 의 차

이 확률 밀도 함수는 $\Delta\sigma_{\min} \leq \Delta\sigma \leq \sigma_{\max} = \Delta\sigma_{\min} + 3\Delta\sigma_d$ 로 정의된다. $\Delta\sigma_{\max}$ 는 $\Delta\sigma$ 의 최대값이다. 이 확률 밀도 함수의 형상을 그림 2.11(a)에 나타내고 있다. 그림 2.11(b)에 나타낸것과 같이 비 $\Delta\sigma_d/\Delta\sigma_m$ 의 값을 변화시킴으로써 다른 형상이 얻어진다.

그림 2.12에 나타낸 것과 같이 비 $\Delta\sigma_d/\Delta\sigma_m$ 의 값에 따라서 균열 길이 a 와 반복 횟수 N 사이의 관계가 달라진다. 비 $\Delta\sigma_d/\Delta\sigma_m$ 의 값이 증가함에 따라서 피로 수명은 짧아진다. 그러나 균열의 진전 속도 da/dN 과 다음 식에서 정의된 응력 확대 계수 범위를 이용하면 비 $\Delta\sigma_d/\Delta\sigma_m$ 의 값에 관계없이 1개의 곡선 위에 시험 결과가 놓이게 된다.

$$\Delta K_s = \Delta\sigma_s Y \sqrt{\pi a} \quad (2.42)$$

여기서,

$\Delta\sigma_s$ 는 σ_r 의 제곱 평균의 1/2제곱이므로 다음 식과 같이 계산된다.

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_s &= \Delta\sigma_{\min} + \left\{ \int_{\Delta\sigma_{\min}}^{\Delta\sigma_{\max}} (\Delta\sigma - \Delta\sigma_{\min})^2 f(\Delta\sigma) d(\Delta\sigma) \right\}^{\frac{1}{2}} \\ &= \Delta\sigma_{\min} + 1.3778 \Delta\sigma_d \\ &= \Delta\sigma_m + 0.778 \Delta\sigma_d \end{aligned} \quad (2.43)$$

따라서 변동 하중에서의 피로 균열의 진전 속도는 다음 식으로 주어진다.

$$\frac{da}{dN} = A(\Delta K_s)^m = A(\Delta\sigma_s Y \sqrt{\pi a})^m \quad (2.44)$$

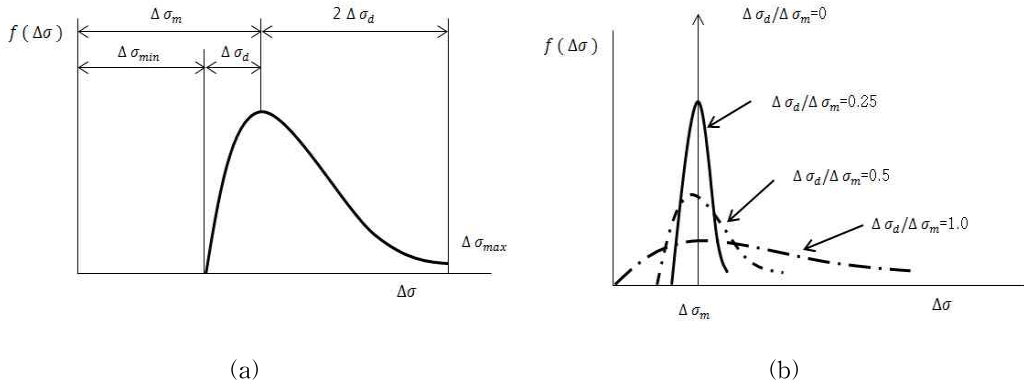


그림 2.11 Rayleigh의 확률 밀도 함수

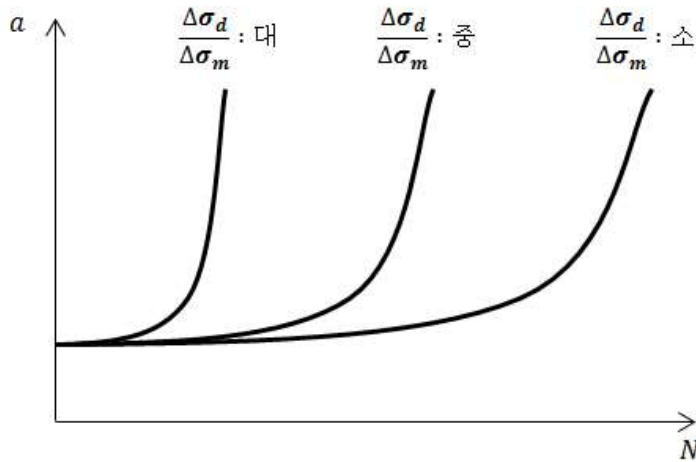


그림 2.12 변동 하중에서의 균열 길이 a 와 반복 횟수 N 의 관계

변동 응력 범위에 대해 식 (2.41)의 확률 밀도 함수가 이용될 때 $\Delta\sigma_{rmc}$ 가 다음과 같이 계산된다.

$$\begin{aligned}
 \Delta\sigma_{rmc} &= \Delta\sigma_{min} + \left\{ \int_{\Delta\sigma_{min}}^{\Delta\sigma_{max}} (\Delta\sigma - \Delta\sigma_{min})^3 f(\Delta\sigma) d(\Delta\sigma) \right\}^{\frac{1}{3}} \\
 &= \Delta\sigma_{min} + 1.5017\Delta\sigma_d \\
 &= \Delta\sigma_m + 0.5017\Delta\sigma_d
 \end{aligned}
 \tag{2.45}$$

$\Delta\sigma_{rmc}$ 가 $\Delta\sigma_{rms}$ 보다 큰 것을 알 수 있다. 따라서

$$\Delta K_{rmc} = \Delta\sigma_{rmc} Y \sqrt{\pi a}
 \tag{2.46}$$

를 정의하면, 다음 식은 식 (2.44)이 주는 피로 균열 진전 속도보다 안전측의 피로 균열의 진전 속도를 준다(Barsom J. M., 1980).

$$\frac{da}{dN} = A (\Delta K_{rmc})^m = A (\Delta\sigma_{rmc} Y \sqrt{\pi a})^m
 \tag{2.47}$$

변동 응력 범위의 최대값이 일정 진폭 하중하에서의 피로 한계를 초과하면 일정 진폭 하중하에서 존재하는 피로 한계가 변동 하중하에서는 존재하지 않는 것이 피로 시험에 의해서 나타나고 있다(Fisher J. W., 1983). 변동 하중에서의 일정 진폭 하중의 피로 한계를 초과하는 응력 범위가 피로 균열을 성장 시킨다. 식 2.37에 있어서 초기 균열 길이 대신에 이 성장한 균열 길이를 대입하면 성장한 균열 길이에 대한 응력 범위는 성장한 균열 길이의 증가와 함께 저하하며, 다음에 이 저하된 응력 범위 이상의 변동 응력 범위가 균열 진전에 영향을 준다. 이와 같이 균열 진전에 영향을 주는 변동 응력 범위의 하한이 균열 진전과 함께 저하하므로 외관상 피로 한계가 소실된 것과 같이 보인다. 또한 변동 하중에 대한 S-N 곡선은 그림 2.13에 나타나 있다.

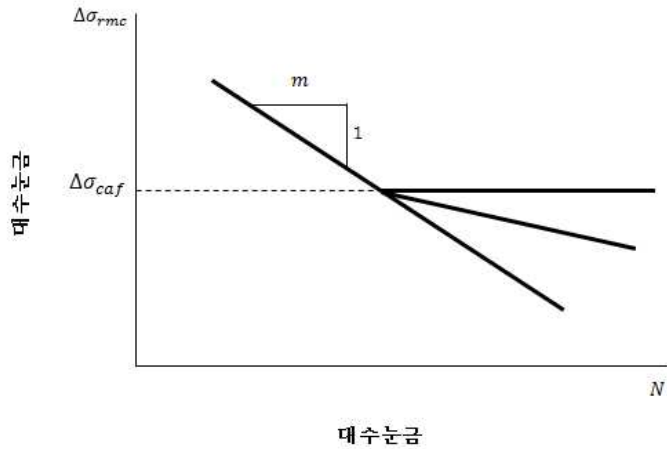


그림 2.13 변동 하중에 대한 S-N 곡선

그림 2.13에서 $\Delta\sigma_{caf}$ 는 식 (2.38)에서 주어진 일정 진폭 하중에서의 피로 한계이다. $\Delta\sigma_{caf}$ 보다 위 영역의 S-N 곡선은 식 2.34에서 주어진다. $\Delta\sigma_{caf}$ 보다 작은 변동 응력 범위에 있어서 얼마만큼의 성분이 균열 진전에 영향을 주는지에 대하여 $\Delta\sigma_{caf}$ 보다 작은 변동 응력의 역역의 S-N 곡선의 기울기는 달라진다. $\Delta\sigma_{caf}$ 보다 작은 변동 응력 범위 성분이 전부 균열 진전에 영향을 미치는 경우, $\Delta\sigma_{caf}$ 보다 위 영역의 S-N 곡선을 그대로 아래로 향해 외삽한 직선이 $\Delta\sigma_{caf}$ 보다 아래 영역의 S-N 곡선이 된다. 균열 진전에 영향을 미치는 $\Delta\sigma_{caf}$ 보다 작은 변동 응력 범위 성분의 비율이 작아지게 됨에 따라 $\Delta\sigma_{caf}$ 보다 아래 영역의 S-N 곡선의 기울기는 작게 되어 $\Delta\sigma_{caf}$ 의 수평선이 가깝게 나타나지게 된다.

제 3 장 용접프로세스에 의한 피로강도 영향

이번 장은 앞에 기술된 이론들을 바탕으로 유한요소 프로그램을 사용하여 다른 두 종류의 용접프로세스의 시험편을 분석하고 응력집중계수의 실험값과 해석값을 비교한다.

또한 전체 크기의 시험편을 피로시험편으로 제작할 때의 잔류응력변화와 응력집중계수의 피로강도에 대한 영향을 파악하고 피로실험을 실시하여 이를 검증하고자 한다.

3.1 SAW/FCAW의 열탄소성 해석

SAW(Submerged Arc Welding)은 용접선의 전방에 입상의 플럭스를 미리 산포하고 그 속에 용접와이어를 자동으로 송금하여 와이어 선단과 모재 사이에 아크를 발생시켜 아크열로 용접하는 자동용접 중에 하나이다. FCAW(Flux Cored Arc Welding)는 용가재가 솔리드와이어 대신 중심부가 플럭스로 채워진 플럭스코어와이어를 사용하여 우수한 용착금속의 성질을 보인다. 이러한 용접프로세스를 이용하여 정적은 물론 동적 또는 다중 또는 다중 물리학 하중 시나리오에서 제품의 거동을 정확하게 시뮬레이션 할 수 있는 강력한 종합 비선형 유한요소 해석프로그램 MSC.Marc를 사용하였다. 해석프로그램에 대해 좀 더 설명하면 복잡한 자연현상 그대로의 거동과 기계적인 프로세스를 접목할 수 있게 해주어 실제적인 가동 환경 하에서의 최고의 설계 신뢰도를 보장해주고 특히, 열전달 해석과 열-구조 연성 해석에 적합하다. 자세한 내용은 참고문헌에 나와 있는 MSC.Software 홈페이지를 들어가 보면 알 수 있다. 용접해석을 진행할 경우 물성 및 영향인자가 필요하다. 프로그램에 사용되는 물성 및 영향인자를 정립하여 SAW와 FCAW를 3D해석으로 용접해석을 진행하였다. 열탄소성 해석 시 재료의 열전달 물성치는 온도가 변하면서 그 값이 변하게 된다. 또한 용접부에 인접할수록 온도에 대한 영향이 크게 증가하며 냉각속도는 느려지게 된다. 따라서 열탄소성 해석을 통한 두 개의 시험편의 특징을 알아보고 잔류응력을 비교하였다.

3.1.1 해석모델

용접해석을 하기 위해서는 시험편의 치수와 형상을 알아야한다. 그림 3.1는 용접시험편의 형상을 나타내고 있다. SAW의 시험편의 총길이는 300mm, 폭 290mm, 두께 15mm, 용접부 비드는 45mm이고 FCAW의 시험편의 총 길이는 300mm, 폭 290mm, 두께 15mm, 용접부 비드의 길이는 25mm이다. 용접부의 경우 그림 3.3와 같이 실제 용접순서와 형상을 모델링하였으며 용접해석은 용접부에 작은 변화에도 큰 응력값의 차이가 있을 수 있으므로 요소를 조밀하게 모델링하였다. 또한 열탄소성해석이후에 피로 시험편의 응력집중계수(K_t)를 알아보기 위한 추가 해석을 하기 위해 길이방향의 중간부분 20mm를 조밀하게 요소를 모델링하여 해석을 진행하였다.

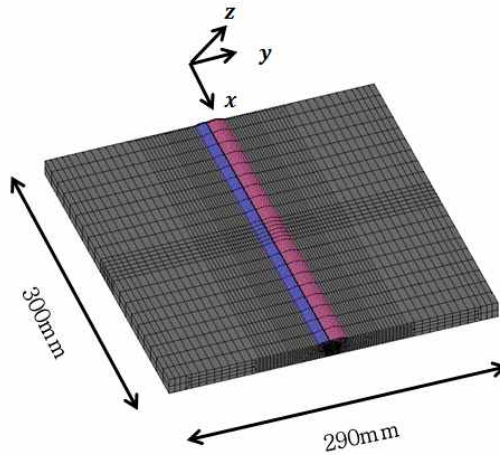
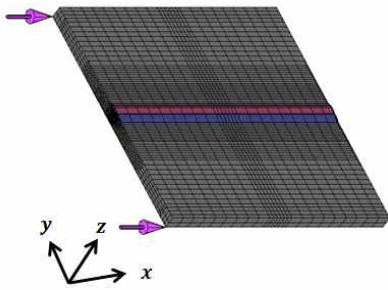
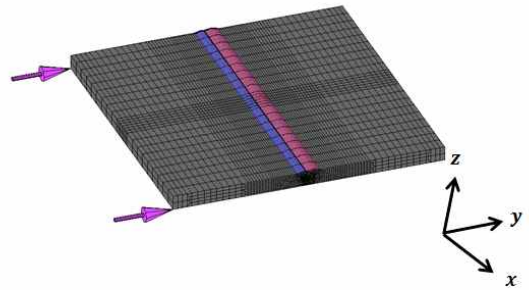


그림 3.1 용접시험편의 형상

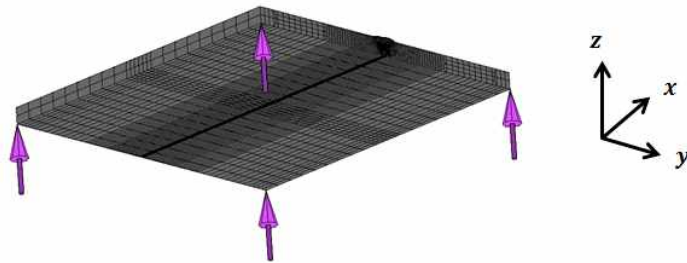
해석시 용접선 방향을 x축, 길이방향을 y축, 두께방향을 z축으로 규정하여 해석을 실시하였으며, 경계조건은 그림 3.2과 같이 방향별로 시험편을 구속하여 해석을 진행하였다.



(a) x축 구속



(b) y축 구속



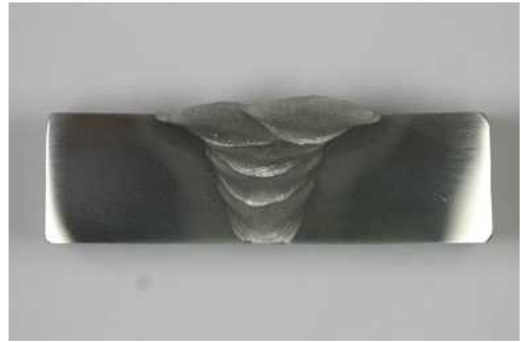
(c) z축 구속

그림 3.2 시험편의 경계조건

또한 경계조건이 다를 경우에는 변형률이 다르게 생겨 해석에 문제가 생기거나 압축 응력과 인장응력의 차이로 결과값이 다르게 나오게 때문에 강제변형이 발생하지 않도록 그림 3.2과 같이 경계조건을 적용하였다. 실제 단면마크로를 이용하여 해석 모델에 적용하였는데 FCAW는 용접 6pass이고 SAW는 5pass로 모델링 하였다. 열탄소성해석 시 용접입열부분은 그림 3.3과 같이 단면마크로를 통해서 결정하였으며 그림 3.4.는 단면마크로와 같이 입열부분을 적용해 모델링한 것을 보여준다.

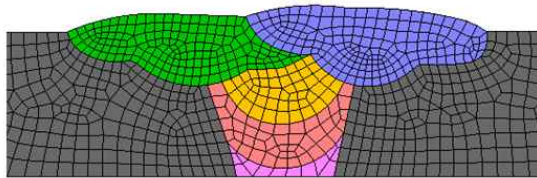


(a) SAW

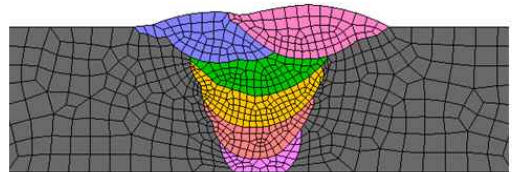


(b) FCAW

그림 3.3 단면마이크로



(a) SAW



(b) FCAW

그림 3.4 열탄소성해석 용접입열

3.1.2 해석조건

해석과 실험에 사용된 시험편의 강재는 고망간강을 사용하였고, 용접방법이 다른 SAW, FCAW의 2가지 방법으로 열 탄소성 해석을 진행하였다. 해석 모델에 용접프로세스 과정에서 속도는 각각 23.04cpm과 25cpm이다. 해석 시 적용한 용접 조건과 시험편의 물성은 각각 아래 표 3.1과 표 3.2와 같다.

표 3.1 시험편의 용접 조건

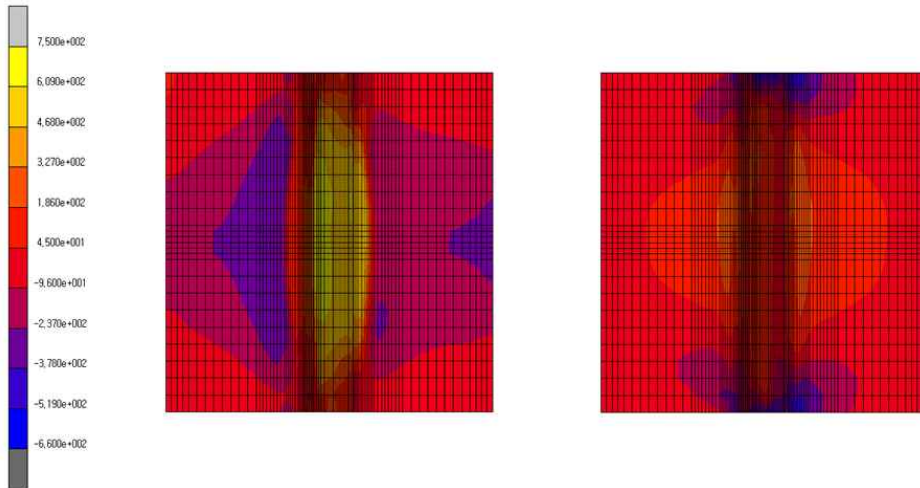
Process	Steel	Initial temperature (°C)	Welding Condition		
			Amperage (A)	Voltage (V)	Speed (cpm)
SAW	High Mn	150	280	32	23.04
FCAW	High Mn	150	280	32	30

표 3.2 시험편의 물성

Steel	Mass Density	Young's Moduals (GPa)	Yield Stress (MPa)	Poisson's ratio
Hihg Mn	7.85E-09	219	432	0.3

3.1.3 해석결과

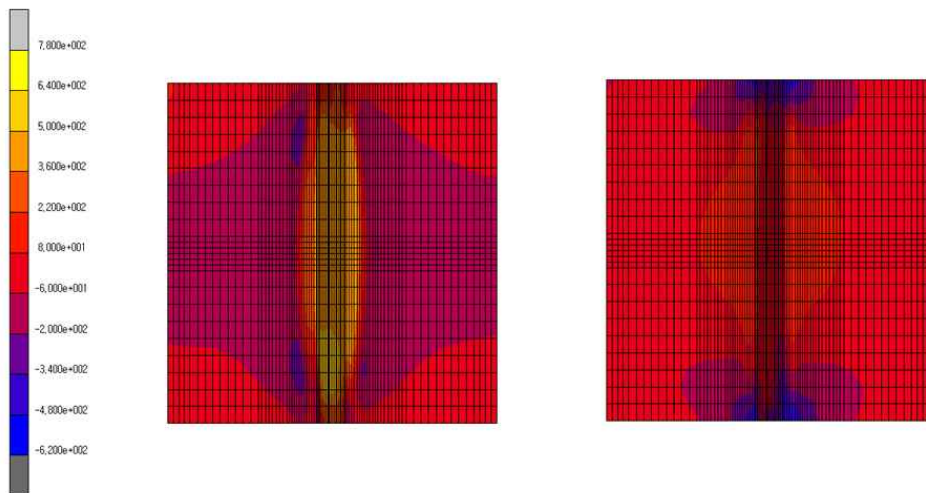
그림 3.5와 3.6은 각각 SAW와 FCAW의 잔류응력 분포를 나타내고 있다. 잔류응력 측정결과에는 용접선방향(x축)과 용접선직각방향(y축)의 응력을 측정하였고 두께방향(z축)의 잔류응력은 그 영향이 미비하므로 생략하였다.



(a) σ_x 잔류응력 분포

(b) σ_y 잔류응력 분포

그림 3.5 SAW잔류응력 분포



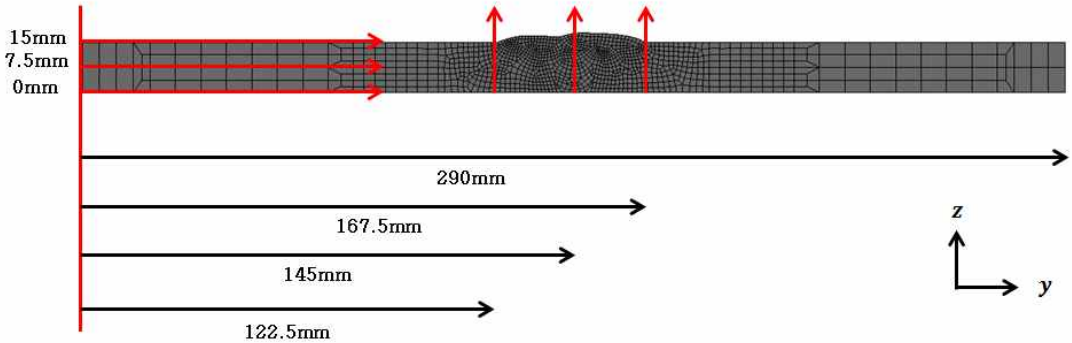
(a) σ_x 잔류응력 분포

(b) σ_y 잔류응력 분포

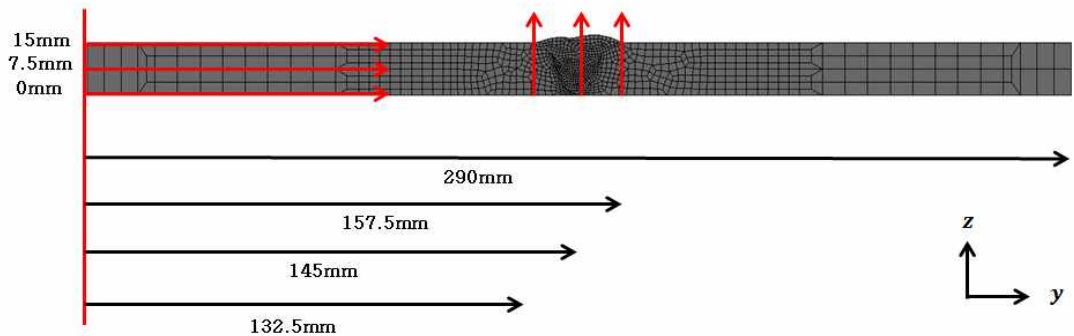
그림 3.6 FCAW잔류응력 분포

그림 3.5와 그림 3.6.에서 보는것과 같이 용접부에서 가장 큰 잔류응력이 나타나 있고 입열량과 재료의 항복응력의 크기에 따라서 용접부의 잔류응력에 영향을 준다.

응력측정 위치는 길이방향의 시험편 가운데의 용접잔류응력의 영향을 알아보기 위해 폭방향에서의 용접부 중앙과 용접 토우부의 위치에서 두께 방향으로 측정하였고 폭방향의 상부 표면과 중앙 그리고 하단부를 측정하였다. 그림 3.6에서 해석 모델의 측정 위치를 나타내고 있다



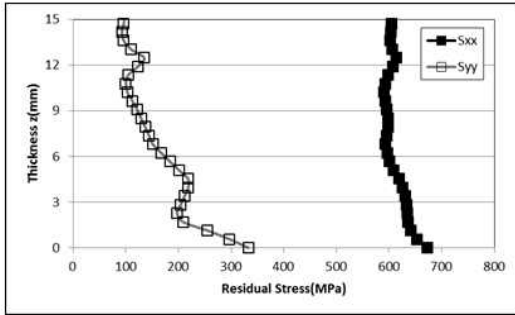
(a) SAW 측정위치



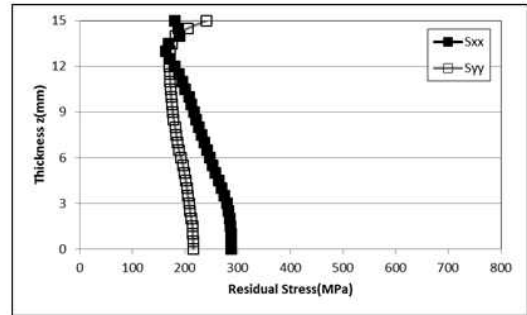
(b) FCAW 측정위치

그림 3.7 시험편의 측정위치

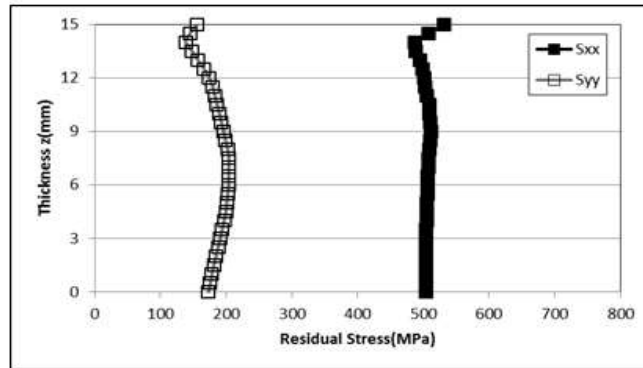
그림 3. 8은 SAW의 Lz방향의 잔류응력 측정결과이다.



(a) $y=145\text{mm}$ (용접부 중앙) 잔류응력



(b) $y=122.5\text{mm}$ (용접부 왼쪽)잔류응력

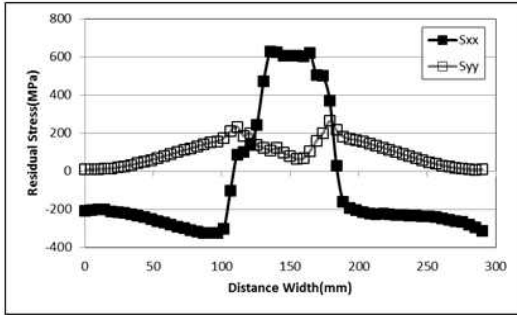


(c) $y=167.5\text{mm}$ (용접부 오른쪽) 잔류응력

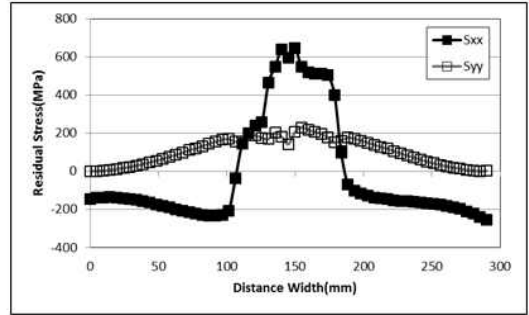
그림 3.8 SAW Lz방향 잔류응력

SAW의 Lz방향의 잔류응력은 용접선직각방향(y)의 응력보다 용접선방향(x)의 응력이 크다는 걸 알 수 있다. 용접부 중앙에서는 잔류응력의 영향이 가장 크게 나타났으며 용접부 왼쪽 토우부에서의 방향별 응력값의 차이가 미미하다. 왼쪽과 오른쪽의 용접선 직각방향(y)의 잔류응력은 200MPa정도로 비슷한 값을 나타내며 용접선방향(x)의 잔류응력은 오른쪽의 잔류응력이 300MPa정도 더 큰 값을 나타내고 있다. 이 결과로서 용접부 왼쪽의 응력보다 용접부 오른쪽에서의 잔류응력이 더 큰 영향을 받는다는 것을 알 수 있다.

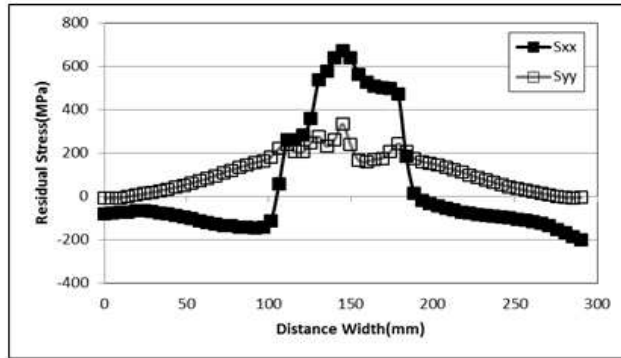
그림 3.9는 SAW의 Ly방향의 잔류응력 측정결과이다.



(a) z=15mm(시험편 상단) 잔류응력



(b) z=7.5mm(시험편 중단) 잔류응력

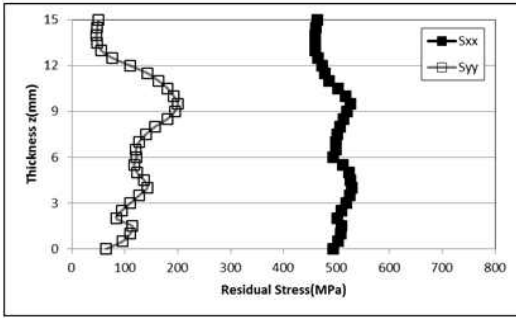


(c) z=0mm(시험편 하단) 잔류응력

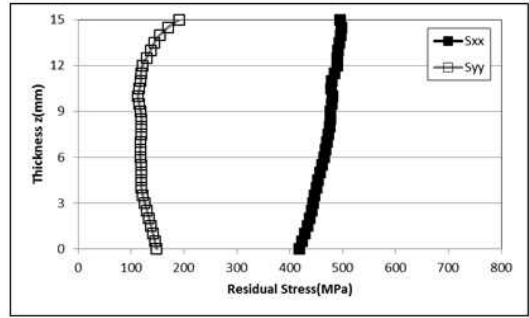
그림 3.9 SAW Ly방향 잔류응력

SAW의 Ly방향의 잔류응력은 상단, 중단, 하단에서 비슷한 경향을 보이며 용접부에서 가장 큰 잔류응력이 발생하는 것을 알 수 있다. 상단에서의 용접 토우부의 위치인 122.5mm와 167.5mm의 위치에서 용접선방향(x)의 잔류응력을 비교해 보았을 때 약 300MPa정도의 차이를 나타내고 용접선직각방향(y)의 잔류응력은 100MPa정도 차이가 난다. 용접 토우부의 두께 위치의 상단, 중단, 하단의 용접선방향(x)의 잔류응력을 비교해 보았을 때에도 167.5mm의 위치에서도 잔류응력의 크기가 더 큰 것을 알 수 있다.

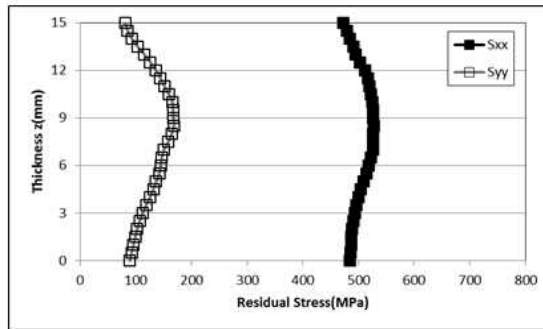
그림 3.11은 FCAW의 Lz방향의 잔류응력 측정결과이다.



(a) $y=145\text{mm}$ (용접부 중앙) 잔류응력



(b) $y=132.5\text{mm}$ (용접부 왼쪽) 잔류응력

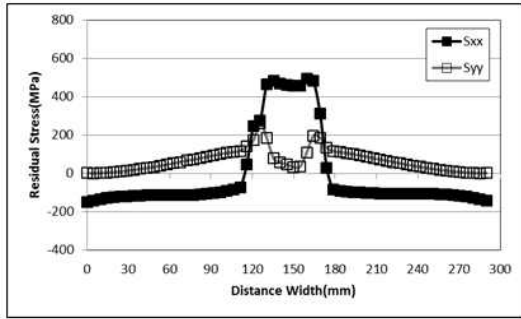


(c) $y=157.5\text{mm}$ (용접부 오른쪽) 잔류응력

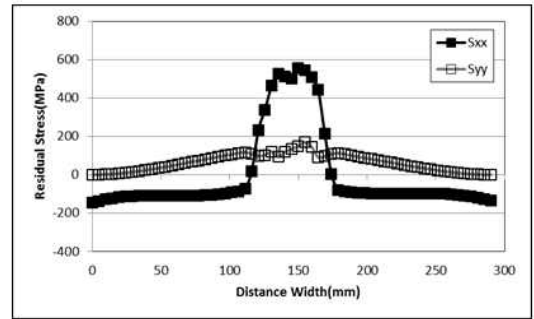
그림 3.10 FCAW Lz방향 잔류응력

FCAW의 Lz방향의 잔류응력도 SAW와 마찬가지로 용접선방향(x)의 응력이 용접선 직각방향(y)의 응력보다 더 크게 나타났다. 용접부 왼쪽 도우부와 용접부 오른쪽 도우부의 용접선직각방향(y)의 응력은 약 100MPa정도 차이가 나고 용접선방향(x)의 응력은 거의 차이가 나지 않는다. 이 결과로서 용접부 오른쪽의 잔류응력보다 용접부 오른쪽의 잔류응력의 영향이 더 크다는 것을 알수 있다.

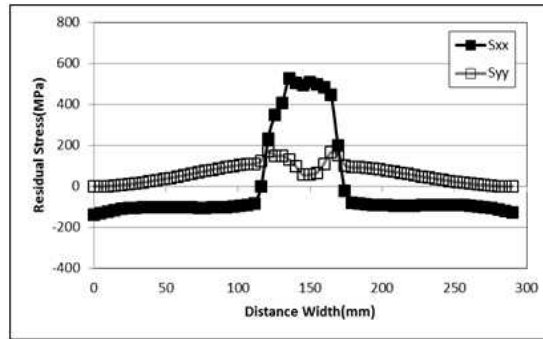
그림 3.12는 FCAW의 Ly방향의 잔류응력 측정결과이다.



(a) z=15mm(시험편 상단) 잔류응력



(b) z=7.5mm(시험편 중단) 잔류응력



(c) z=0mm(시험편 하단) 잔류응력

그림 3.11 FCAW Ly방향 잔류응력

FCAW의 Ly방향의 잔류응력도 용접부에서 가장 크게 나타나고 있고 위치별로 비슷한 경향의 잔류응력이 나타난다. 시험편 상단에서의 용접 토우부의 위치 132.5mm와 157.5mm에서 오른쪽 보다 왼쪽에서의 용접선직각방향(y)의 잔류응력이 100MPa정도 더 크게 나왔고 용접선방향(x)의 잔류응력은 차이가 미미하다.

3.2 응력집중계수 실험 및 해석

3.2.1 간이계산법을 이용한 응력집중계수

용접이음부의 피로균열의 발생지점인 용접 토우부의 형상에 따라 응력집중계수의 값이 변화하기 때문에 토우부의 형상을 측정하기 위해서 표면에 실리콘 고무(Putty)를 사용하여 토우부 비드의 형상을 인상하였다. 인상된 Putty를 길이방향으로 5mm 간격으로 절단한 후 25배 확대 현미경에 비드의 형상을 촬영하였다. 그림 3.12은 비드의 폭((bead width(L, mm)), 비드의 높이(bead height(h,mm) 및 곡률반경(toe radius(ρ , mm)과 프랭크 각(flank angle(θ , °)을 측정하였다. 시험편은 총 10개로 FCAW시험편 5개와 SAW 5개 시험편을 윗면을 측정하고 왼쪽과 오른쪽으로 값을 따로 계산 하였다. 측정된 비드형상으로부터 응력집중계수 값(K_t)을 구하기 위해 식 (3.1)을 사용하였다(S. Yoshida, 1978).

$$K_t = 1 + f(\theta)(\alpha_1 - 1) \quad (3.1)$$

여기서,

$$\alpha_1 = 1 + c \left[\left(\frac{1}{2.8\Delta 1 - 2} \right) \cdot \frac{h}{\rho} \right]^\beta$$

$$f(\theta) = \frac{1 - \exp[-0.90 \sqrt{\Delta 2} (\pi - \theta)]}{1 - \exp(-0.45\pi \sqrt{\Delta 2})}$$

$$\beta = 0.65 - 0.1 \exp\left(\frac{-0.63 \cdot l}{t}\right)$$

$$c = 1 - 0.48 \exp\left(\frac{-0.74 \cdot l}{t}\right)$$

$$\Delta 1 = (2h + t)/t$$

$$\Delta 2 = \Delta 1/2$$

t : thickness

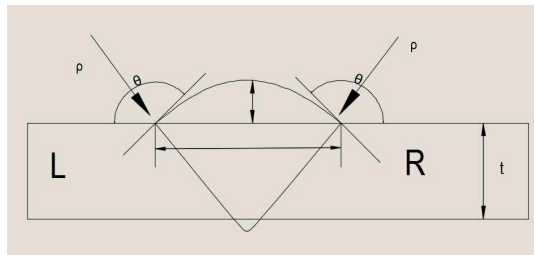


그림 3.12 비드형상 측정 위치

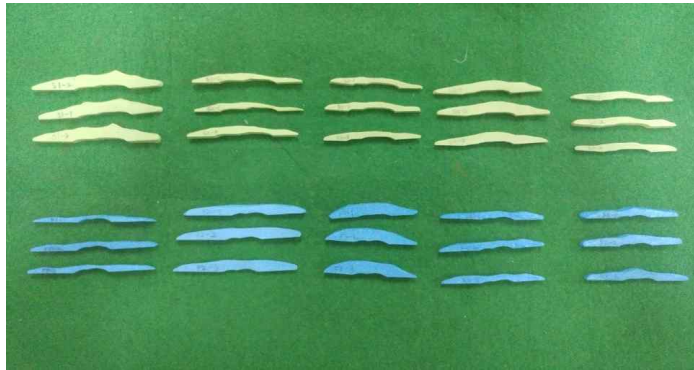
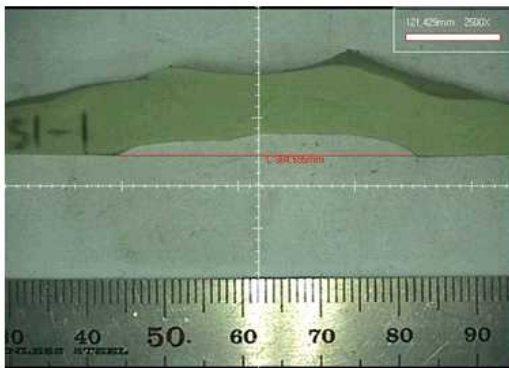
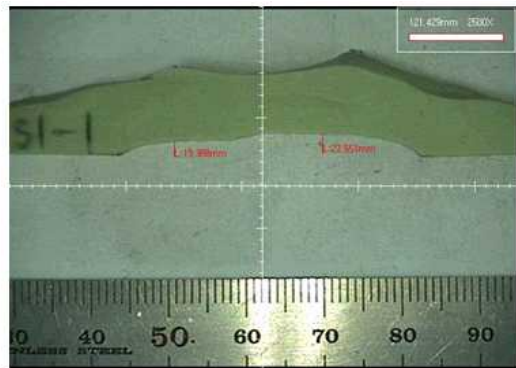


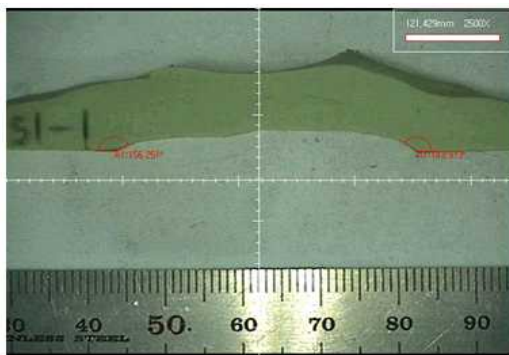
그림 3.13 비드형상 Putty



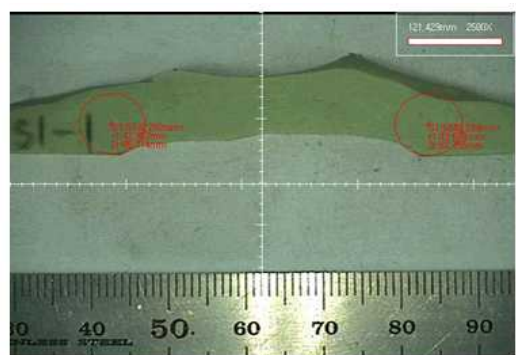
(a) 비드의 거리 측정



(b) 비드의 높이 측정



(c) 비드의 프랭크 각 측정



(d) 비드의 곡률반경 측정

그림 3.14 SAW-1-1의 비드형상 측정 예

표 3.3 SAW/FCAW의 응력집중계수 측정결과

시험체	응력집중계수(K_t)	
	Top Left	Top Right
SAW-1	1.069	1.085
SAW-2	1.073	1.09
SAW-3	1.067	1.104
SAW-4	1.038	1.137
SAW-5	1.033	1.101
FCAW-1	1.057	1.072
FCAW-2	1.043	1.065
FCAW-3	1.044	1.065
FCAW-4	1.042	1.067
FCAW-5	1.056	1.057

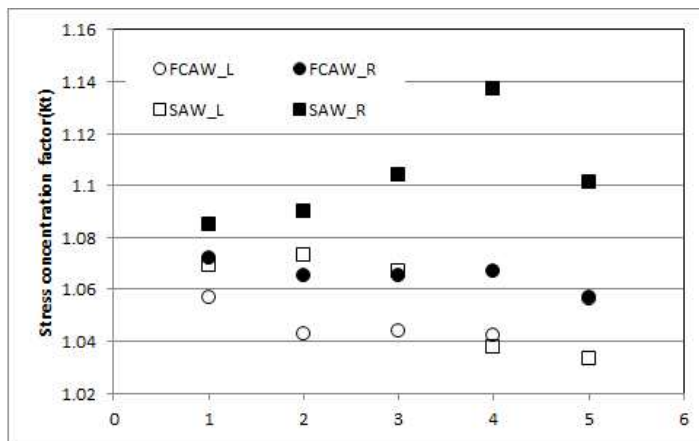


그림 3.15 응력집중계수(K_t)의 측정결과

간이식을 이용한 응력집중계수(K_t)를 계산한 결과 SAW시험편의 비드의 왼쪽 보다 오른쪽의 값이 더 크게 나왔고 FCAW시험편의 경우도 왼쪽보다 오른쪽이 더 크게 나왔다. SAW와 FCAW를 비교한 결과 SAW의 응력집중계수가 FCAW의 응력집중계수가 보다 더 크게 나왔다.

3.2.2 유한요소해석을 이용한 응력집중계수

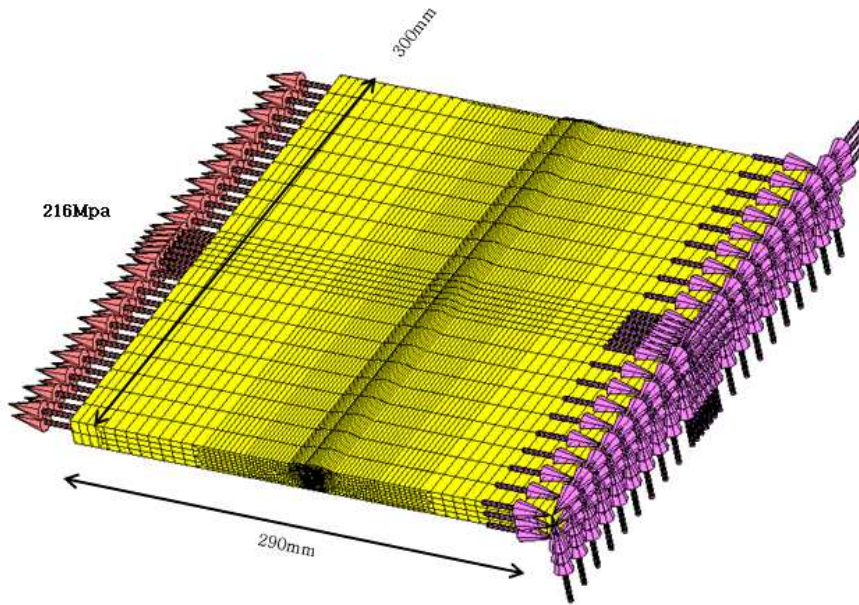
용접피로시험편의 잔류응력의 영향을 검토하기 위해서 유한요소해석을 실시하였다. 3.1장에서 열탄소해석을 통해 잔류응력의 영향을 파악하였다. 이번 장에서는 잔류응력이 없는 시험편과 잔류응력이 생성된 시험편을 유한요소해석을 실시하였으며 재료물성과 용접조건은 3.1.2절에 나온 조건과 같이 해석을 진행하였고 식 (3.2)를 통해 응력집중 계수(K_t)를 산출한 후 비교하였다.

$$K_t = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_n} \quad (3.2)$$

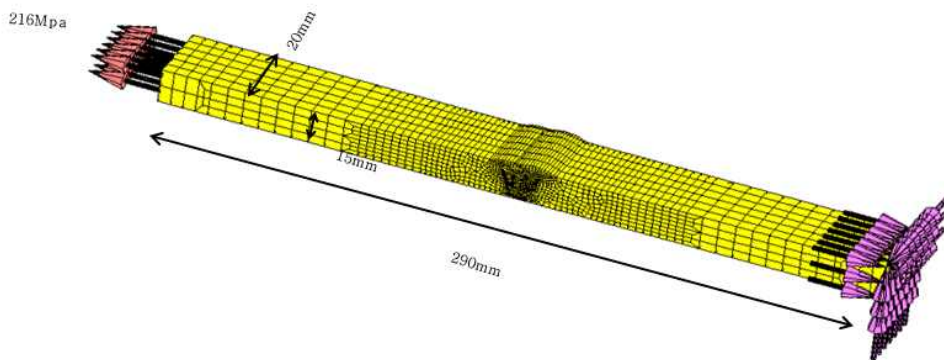
여기서, σ_{\max} = 토우부의 최대응력

σ_n = 공칭응력

잔류응력이 없는 시험편에서 용접시험편의 형상을 통한 응력집중계수값을 확인하기 위해서 열탄소해석의 모델링을 용접해석을 하지 않고 항복응력의 50%인 216MPa의 인장응력으로 시험편을 긴장시켜 보았다. 또한 피로시험편의 형상과 같이 두께 15mm, 길이 20mm, 폭 290mm로 모델링 하였고 두가지 경우에 따라서 용접토우부의 용접선 직각방향의 응력을 비교해 보았다. 경계조건은 시험편의 오른쪽 끝부분을 각 방향별로 구속시켰다. 그림 3.17에 용접시험편과 피로시험편의 잔류응력이 없는 조건에서의 모델링과 경계조건이 나타나있다.



(a) 용접시험편



(b) 피로시험편

그림 3.16 잔류응력이 없는 시험편의 경계조건

용접잔류응력의 영향을 주는지 검토하기 위해 3.1장에서 나온 내용에 이어서 추가 해석을 진행하였다. 그림 3.18은 잔류응력이 있는 시험편의 해석절차를 나타내고 있다.

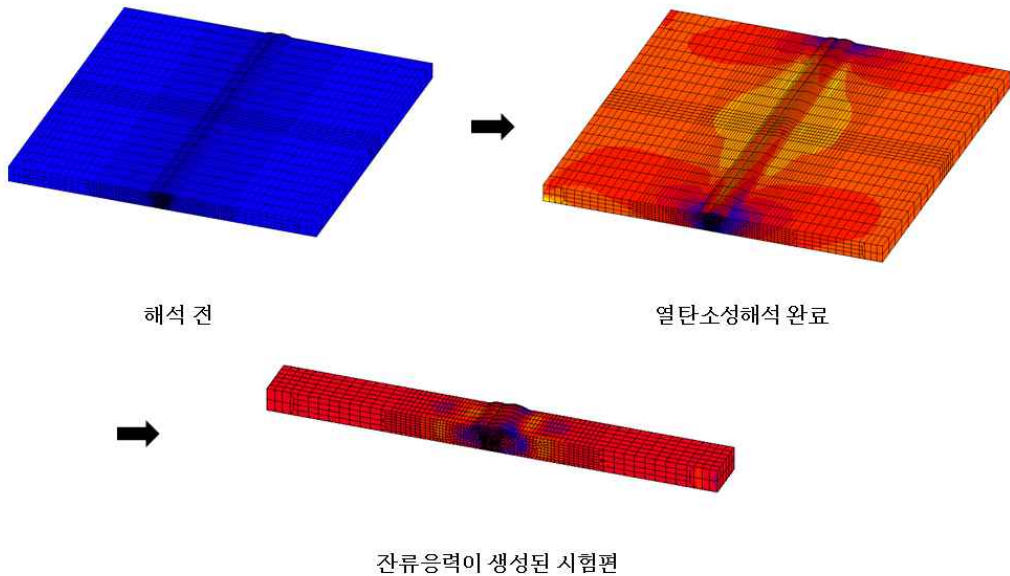


그림 3.17 잔류응력이 있는 시험편의 해석절차

해석시 요소가 줄어들에 따라 잔류응력에 변화를 주고 그 영향에 의해서 응력집중계수에도 영향을 미친다. 그래서 요소를 단계별로 없애면서 응력집중의 상부표면의 응력값을 측정해 보았다. 시험편의 용접선방향의 중앙을 기준으로 120mm,90mm,60mm와 마지막 피로시험편인 10mm까지의 응력을 측정하였고 그 변화를 측정하였다.

그 결과 SAW의 시험편의 경우 용접선방향의 잔류응력은 용접부에서 가장 높은 응력이 약 600MPa에서 약 200MPa로 30%가 감소하였고 용접선방향의 잔류응력은 약 250MPa에서 약 100MPa로 250%가 감소하였다. FCAW의 시험편의 경우 용접선방향의 잔류응력은 용접부의 가장 높은 응력이 약 450MPa에서 약 100Mpa로 450%가 감소하였고 용접선 직각방향의 잔류응력은 약 225MPa에서 약 125MPa로 180%가 감소하였다. 그러므로 요소가 감소할수록 잔류응력의 경향은 비슷하나 잔류응력이 감소하는 것을 알 수 있다. 그림 3.18은 요소가 감소 따른 잔류응력 영향을 나타내고 표 3.4와 표 3.5는 요소감소에 따른 잔류응력 변화량을 나타낸다.

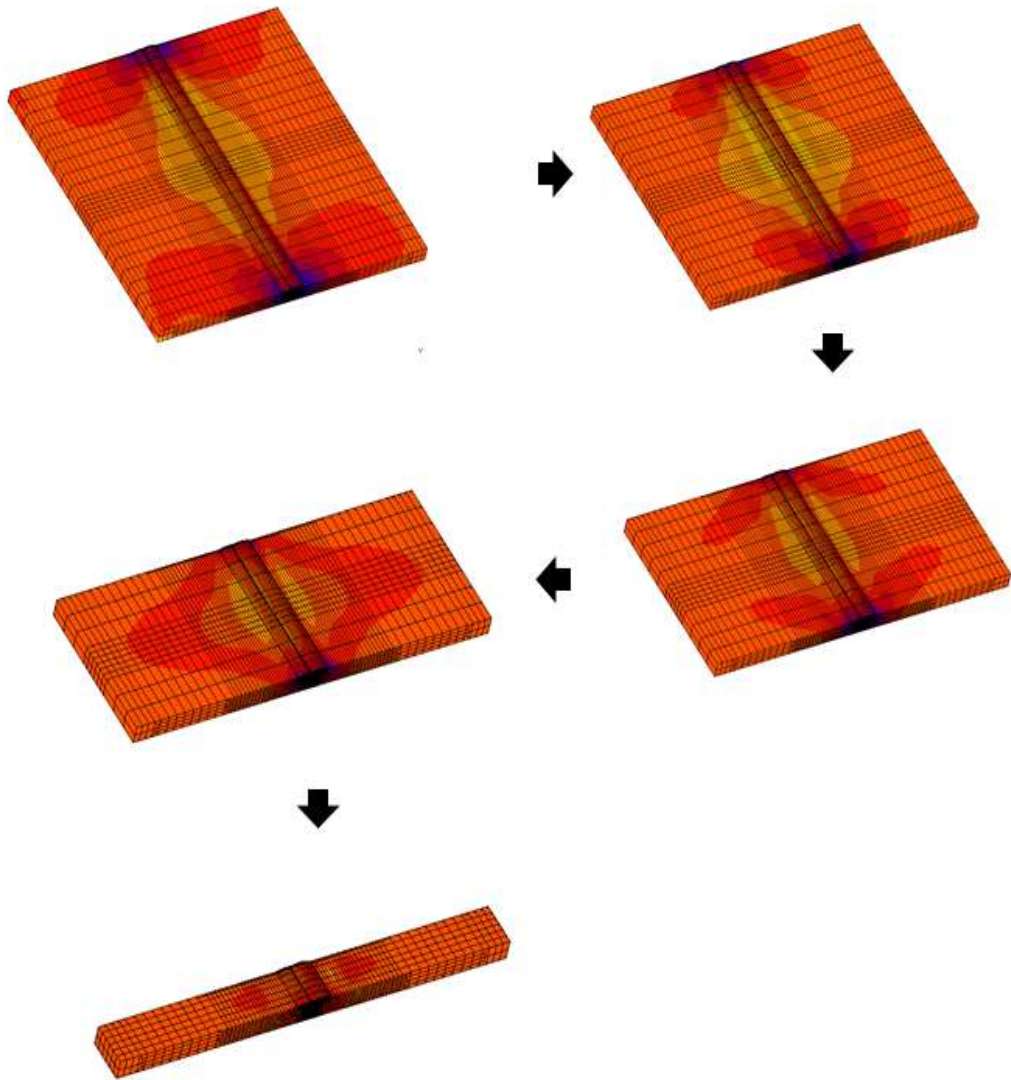
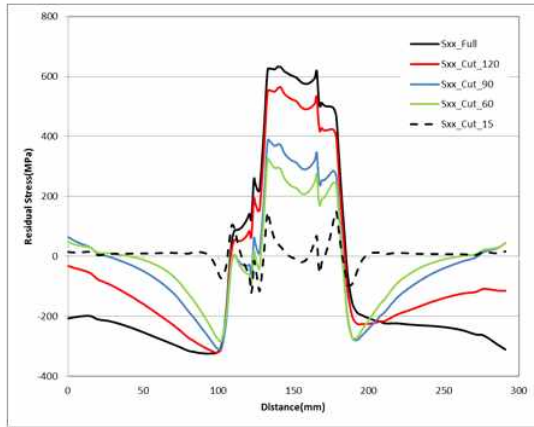
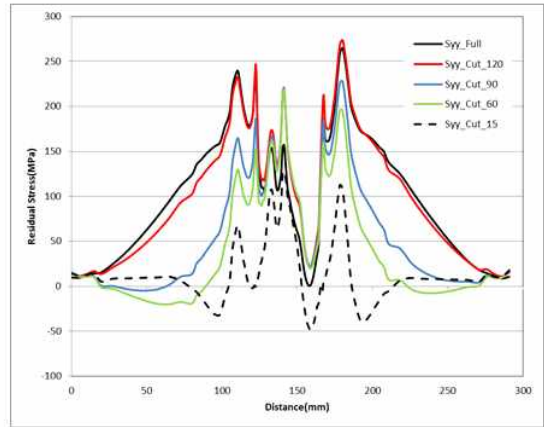


그림 3.18 잔류응력이 생성된 시험편 요소감소 순서

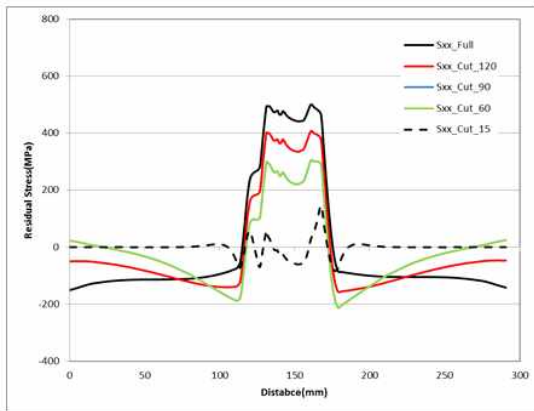


(a) 용접선방향의 잔류응력

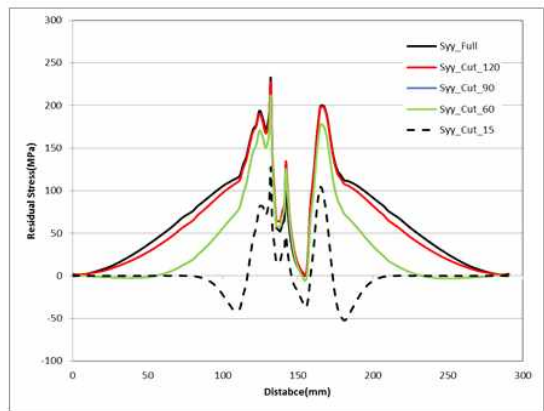


(b) 용접선직각방향의 잔류응력

그림 3.19 요소감소에 따른 SAW의 잔류응력 변화



(a) 용접선방향의 잔류응력



(b) 용접선직각방향의 잔류응력

그림 3.20 요소감소에 따른 FCAW의 잔류응력 변화

표 3.4 SAW와 FCAW 응력집중계수(K_t) 해석결과

	Full 시험편의 응력집중계수(K_t)				피로시험편의 응력집중계수(K_t)			
	잔류응력 고려		잔류응력 미고려		잔류응력 고려		잔류응력 미고려	
	TL	TR	TL	TR	TL	TR	TL	TR
SAW	1.8	2.28	1.30	1.33	1.07	1.37	1.12	1.31
FCAW	1.91	1.46	1.13	1.14	1.32	1.13	1.09	1.14

Full 시험편과 피로시험편으로 나누어 잔류응력을 고려한 시험편과 잔류응력을 고려하지 않은 시험편을 각 조건별로 표 3.4에 정리하였다. SAW의 경우 잔류응력이 있는 경우와 없는 경우가 왼쪽과 오른쪽 토우부의 값이 변하지 않았지만 FCAW의 경우 잔류응력이 없는 시험편에서는 오른쪽의 응력집중계수가 왼쪽보다 크지만 잔류응력이 생성된 시험편에서는 왼쪽의 응력집중계수가 크게 나왔다. 또한 Full 시험편의 잔류응력을 고려한 조건은 다른 조건보다 응력집중계수가 더 크게 나왔다.

3.3 피로실험

3.3.1 시험편의 종류 및 특성

본 연구에서 사용된 시험편은 그림 3.18과 같이 SAW와 FCAW의 두 종류이고 두께는 15mm, 전체 길이는 약 290mm이다. 비드 폭은 SAW는 45mm, FCAW는 25mm이다. 그림 3.22은 실제 사용된 시험편의 형상을 나타내고 있다.

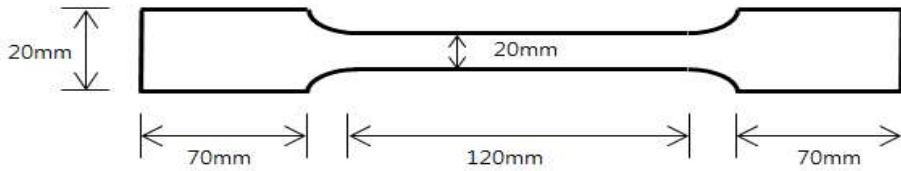


그림 3.21 시험편 형상 및 치수



(a) SAW



(b) FCAW

그림 3.22 피로시험에 사용된 시험편

3.3.2 피로실험조건

본 연구에서 사용한 피로 시험기는 그림 3. 과 같다. 축 인장/압축에 최대용량 $\pm 50\text{ton}$ 이고 유압서브에 의해 구동되며, 실험은 인장하중제어방법에 따라 1-15Hz로 설정하였다. 피로실험은 표와 같이 SAW 11개, FCAW 10개이고 하중조건은 3영역 (351MPa, 285MPa, 220MPa)에서 실시하였고 총 반복횟수는 200만회로 설정하였다.



그림 3.23 피로실험기

표 3.5 피로시험편의 수량

시험체명	두께(t) (mm)	폭(B) (mm)	응력(MPa)	수량(EA)
SAW-351	15	12	351	5
SAW-285			285	3
SAW-220			220	3
FCAW-351			351	3
FCAW-285			285	4
FCAW-220			220	3

3.3.3 피로실험결과

시험에 사용된 시험편의 파단형상을 그림 3.22 과 그림 3.23에서 보여주고 있고 나머지 시험편은 부록에 첨부되어 있다. 피로균열은 시험편의 전면 또는 뒷면 토우부를 시작으로 균열이 발생하여 파단되었다. 시험편의 파단위치는 그림 3.21에서 보는것과 같이 나타내었다.

표 3.6과 표 3.7은 SAW과 FCAW의 피로실험 결과를 보여주고 있다. 표 3.6에서 보는 것과 같이 SAW시험편은 전부 용접부의 전면의 오른쪽에서 피로균열이 시작되었고, 표 3.7과 같이 FCAW시험편의 경우는 5개의 시험편이 용접부 뒷면의 중앙에서 피로균열이 발생 되어 파단되었고, 4개의 시험편은 용접부 전면 오른쪽 토우부에서 피로균열이 발생 파단하고 나머지 2개의 시험편에서는 왼쪽에서 피로균열이 발생하여 파단되었다.

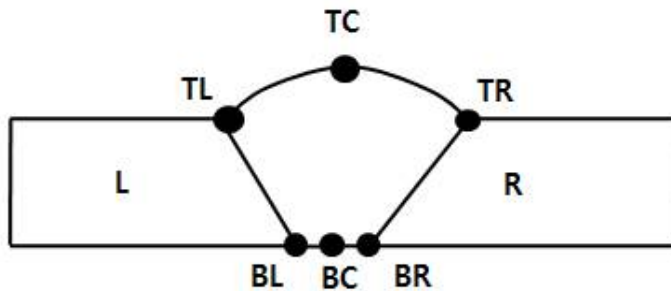


그림 3.24 피로시험편 파단위치

SAW는 응력집중계수가 가장 큰 지점인 TR에서 모두 피로 균열이 발생하여 균열진전 후 파단되었지만 FCAW는 시험편은 응력집중계수가 가장 큰 TR에서 4개의 시험편만 피로 균열이 발생하였고 해석은 통한 잔류응력의 영향으로 응력집중계수가 높은 지점은 TL에서 피로균열이 발생되어 파단되었다.



(a) 앞 면



(b) 뒷 면



(c) 피로 파단면

그림 3.25 SAW-351-1 시험편



(a) 윗면



(b) 뒷면



(c) 피로 파단면

그림 3.26 FCAW-351-1 시험편

표 3.6 SAW 피로 실험 결과

시험체명	두께(t) (mm)	폭(B) (mm)	응력 (MPa)	Hz	파단횟수 (N)	파단위치
SAW-351-1	15	12	351.17	15	26,112	TR
SAW-351-2			351.17		61,862	TR
SAW-351-3			351.17		20,401	TR
SAW-351-4			351.17		42,255	TR
SAW-351-5			351.17		50,702	TR
SAW-285-1			285.83		97,352	TR
SAW-285-2			285.83		94,528	TR
SAW-285-3			285.83		77,702	TR
SAW-220-1			220.50		182,018	TR
SAW-220-2			220.50		132,917	TR
SAW-220-3			220.50		145,115	TR

표 3.7 FCAW 피로 실험 결과

시험체명	두께(t) (mm)	폭(B) (mm)	응력 (MPa)	Hz	파단횟수 (N)	파단위치
FCAW-351-1	15	12	351.17	15	107,000	BC
FCAW-351-2			351.17		170,000	TR
FCAW-351-3			351.17		64,868	BC
FCAW-285-1			285.83		1,005,384	BC
FCAW-285-2			285.83		323,490	BC
FCAW-285-3			285.83		162,829	TR
FCAW-285-4			285.83		219,444	TR
FCAW-285-5			285.83		148,745	BC
FCAW-220-1			220.50		329,020	TL
FCAW-220-2			220.50		630,131	TL
FCAW-220-3			220.50		301,954	TR

피로실험결과 351MPa의 응력에서는 SAW의 시험편의 경우 약2만회부터 5만회사이에서 파단되었고, FCAW의 시험편의 경우 약6만회부터 17만회사이에서 파단되었다. 251MPa의 응력의 경우 SAW의 시험편에서는 약7만회부터 10만회 사이에서 파단되었고 FCAW의 시험편의 경우 약 16만회에서부터 30만회사이에서 파단되었다. 220MPa의 응력의 경우 SAW는 13만회에서부터 18만회사이 FCAW의 경우 30만회에서 60만회사이에서 파단되었다.

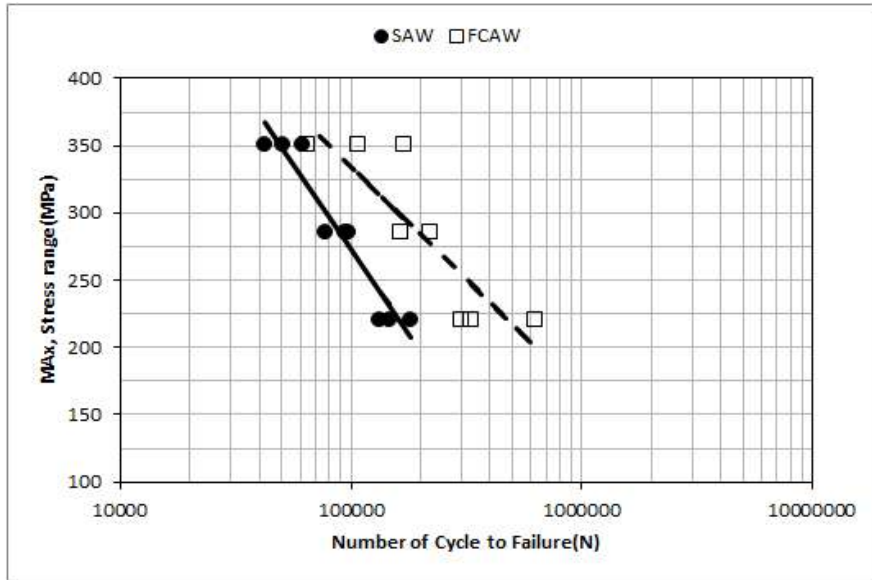


그림 3.27 피로시험결과 S-N선도

그림 3.24는 피로실험 결과를 S-N선도에 적용하여 도출 하였다. ●은 SAW 시험편의 결과이고 □는 FCAW의 시험편의 결과를 나타낸다. 동일한 응력에서 각각의 시험편을 3개 이상 반복시험을 실시하였으며, 서로 다른 응력의 세 개의 조건에서 실험하였다.

그 결과 용접부비드에서 응력집중점이 되어 피로가 누적되었다가, 초기균열이 발생하고, 계속되는 반복하중에 의해 균열이 발생 진전하였다. 고응력인 351MPa의 조건에서는 FCAW가 SAW보다 161% 더 큰 강도를 보이고 저응력인 220MPa의 조건에서는 296%의 더 큰 강도를 보이고 있다. 시험결과를 토대로 FCAW의 시험편이 SAW시험편 보다 더욱 큰 강도를 가진다고 판단되고 SAW가 FCAW보다 더큰 응력 집중을 받아서 단기간의 횟수에 파단되었다고 판단된다.

제 4 장 결 론

본 연구에서는 2가지 용접프로세스, FCAW와 SAW에 대해 피로균열 발생수명에 미치는 영향을 밝히기 위해, 시험체에 대해 응력집중계수를 측정하고, 용접잔류응력해석을 수행하였다. 또한 피로실험을 실시하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

1. 간이식을 이용하여 용접부 비드 형상에 따른 응력집중계수를 계산한 결과 SAW시험편의 용접부비드 왼쪽(TL)보다 용접부비드 오른쪽(TR)이 더 큰 값을 나타내었고, FCAW 시험편의 경우도 시험편의 왼쪽 비드보다 오른쪽 비드의 응력집중계수가 더 크게 나타났다. 그것은 최종 용접비드층에서 발생한 것을 알 수 있었다.
2. 간이식은 응력집중계수는 형상정보만을 의존한 계산이나, 구조물의 전체형상을 고려하여 유한요소해석을 통한 응력집중계수가 보다 정확한 계산을 수행할 수 있었다. 또한 해석을 통한 응력집중계수 계산은 용접부 잔류응력을 고려할 수 있다는 장점을 가지고 있다. 용접잔류응력을 고려한 최대 응력집중계수 값은 피로실험을 의해 피로균열 발생위치와 일치하였다.
3. SAW와 FCAW 용접 프로세스를 이용한 용접시험편을 제작하고 반복하중을 통한 피로실험을 실시한 결과 FCAW용접 시험편이 SAW 용접시험편 보다 항복강도 70% 하중에서 피로수명이 200% 더 높은 강도를 보였다. 이것은 잔류응력을 고려한 결과와 잘 일치하고 있는 것을 알 수 있다.
4. 피로실험 종료 후 파단 위치를 분석한 결과, SAW 용접 시험체는 간이식 결과값과 FE해석결과 값의 최대 응력집중이 나타나는 위치와 잘 일치하였으나 FCAW의 용접 시험체는 간이식 결과값과 FE해석 결과 값의 최대 응력집중이 나타나는 곳에 균등하게 파단되었다.

참 고 문 헌

1. 강성원(2011), 김영옥, 김화수, 김도현, “Padding plate 용접구조의 인장 정하중 이력에 의한 용접잔류응력 변화 및 피로강도에의 영향”, Journal of the Society of Naval Architects of Korea, Vol. 38, No. 4, pp. 75~82.
2. 강성원(1996), 하우일, 신종석, 제정신, “필렛용접이음부의 응력집중계수에 관한 연구”, Transactions of the Society of Naval Architects of Korea, Vol. 33, No. 3.
3. 경갑수(1998), 김학수, 채원규, “강교의 피로”, 도서출판 건설도서.
4. 김경남(2007), “TMC강재의 피로강도에 미치는 영향인자의 평가”, 충북대학교 구조시스템공학과 학위논문.
5. 김문석(1997), “부재에 포함된 미소결합의 형상이 피로강도에 미치는 영향”, 계명대학교 토목공학과 학위논문.
6. 박경도(2001), 정찬기, “DIN50CrV4-SAE9254강의 피로강도에 미치는 압축잔류응력의 영향”, 한국해양공학회지, 제 15권, 제 3호, pp. 93~99.
7. 박정웅(2004), 박연수, 경갑수, “강교의 피로와 보수보강”, 구미서관.
8. 범현규(1993), 엄윤용, “보존적분을 이용한 응력강도계수와 T-응력의 계산”, 대한기계학회논문집, 제18권, 제1호, pp. 121~126.
9. 서보성(2016), 이광호, “U-노치 및 균열을 갖는 보의 응력집중계수 및 응력확대계수”, 경북대학교, 대한기계학회 논문집A권, 40(5), pp. 513~523.
10. 송준혁(1999), 김종규, 강희용, 양성모, “체결력에 따른 볼트 결합부의 접촉응력분포계수 평가”, 한국공작기계학회지, 제 8권, 제 2호.
11. 양용준(2015), 양인영, “CFRP 적층판의 충격손상이 잔류 굽힘 피로강도에 미치는 영향”, Journal of the Korean Society of Safety, Vol. 3, pp. 7~12.
12. 엄동석(1994), 강성원, 박재형, 하우일, “유한요소법에 의한 튜블라 이음부의 응력집중계수 및 피로강도해석”, 대한해양공학회, 제8권, 제2호, pp. 141~150.
13. 오정석(2005), Jun Komotori, 이창규, “스텔라이트 합금 용사 코팅의 피로 강도에 미치는 후열처리의 영향”, Journal of Korean Powder Metallurgy Institute, Vol.

- 12, No. 2.
14. 유승원(1992), “탄소섬유강화 복합재료의 피로강도에 미치는 모재의 영향”, 한국해양공학학회, 제 6권, 제 1호, pp. 113~121.
 15. 이승호(1997), 김희송, 정성균, 문혁, “고강도화를 위한 쇼트피닝이 피로강도에 미치는 영향”, 한국공작기계기술학회, 97년도 추계학술대회 논문집, pp. 322~327.
 16. 이억섭(1998), 전현선, 변귀환, “노치선단(균열 주위)의 기하학적 형상이 동적 응력 집중계수(동적균열전파)에 미치는 영향”, Journal of the Society of Naval Architects of Korea, Vol. 35, No. 4.
 17. 이의호(2007), “국내 강교량의 부식문제와 기본적인 방식대책”, 대한토목학회, 제 55권. 제 11호.
 18. 이주성(1985), “유한요소법입문”, 동명사.
 19. 일본강구조여회(1993), “강구조물과 피로설계지침·동해설”.
 20. 임청권(1998), 박문호, “용접상세의 변화에 따른 용접이음부의 잔류응력에 관한 연구”, 한국강구조학회논문집, 제10권, 제 4호.
 21. Barsom J. M.(1997) and Novak S. R., “*Subcritical crack growth and fracture of bridge steels*”, NCHRP Report 181, Transportation Reserch Borad, National Research Council.
 22. D. Arola(2002), C.L. Williams, “*Estimatng the stress concentration factor of machined surfaces*”, International Journal of Fatigue, 24, pp. 923~930.
 23. E. Chang(1996), W.D. Dover, “*Stress concentration factor parametric equations for tubular X and DT joints*”, Int. J. Fatigue, Vol. 18, No. 6, pp. 363~387.
 24. Fisher, J. S.(1980), Yen B. Y. and Wang D, “*Fatigue Bridge Structures A Commentary and Guide for Design*”, Evaluation and Investigation of Cracking, ATLSS Report No.89-02, Lehigh Univ, pp. 80~92.
 25. Fisher, J. S.(1983), Mertz, D. R. and Zhong, A., “*Steel bridge members under variable amplitude long life fatigue loading*”, NCHRP Report 267, Transportation Research Board, National Research Council, USA.

26. Gang Li(2017), Shengguan Qu, Mingxin Xie, Zhaojun Ren and Xiaoqiang Li, “*Effect of Multi-Pass Ultrasonic Surface Rolling on the Mechanical and Fatigue Properties of HIP Ti-6Al-4V Alloy*”, Materials, 10, 133.
27. Galtier, A.(2004), Statnikov, E., “*The influence of ultrasonic impact treatment on fatigue behavior of welded joints in highstrengthsteel*”, Weld World, 48 (5~6), pp. 61~66.
28. Lotfi Toubal(2005), Moussa Karama, Bernard Lorrain, “*Stress concentration in circular hole in composite plate*”, Composite Structures, 68, pp. 31~36.
29. R. E. Peterson(1974), “*Stress Concentration Factors*”, John Wiley & Son, New York.
30. Stephens, R.I.(2001), Fuchs, H. O., “*Metal Ftigue in engineering*” Second Edition, New York, Wiley, pp. 401~406.
31. I. Marines(2003), X. Bin, C. Bathias, “*An understanding of very high cycle fatigue of metals*”, International Journal of Fatigue, 25, pp. 1101~1107.
32. www.mscsoftware.com/kr/products(2017), MSC Sofewar Corporation.
33. Y. Murakami(1999), T. Nomoto and T. Ueda, “*Factors influencing the mechanism of superlong fatigue failure in steels*”, Blackwell Science Ltd, Fatigue Fract Engng Mater Struct 22, pp. 581~590.
34. Yoshida, M.(1978), Inagaki, M. Kanao, E. Sasaki, M. Nihei, M. Kamakura, “*Effect of size and frequency on fatigue properties of SM50B boutt Weled joint*”, International Institue of Welding, Vol. 47, No. 9, pp. 627~632.

부 록

피로시험 결과 중 총 18개의 시험편 중 2개는 본문에서 보여 주었으면 나머지 16개의 시험편을 보여주고 있다.

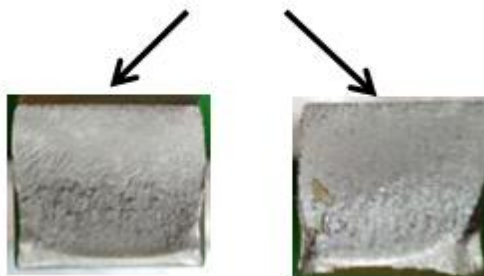


(a) 윗면



(b) 뒷면

균열발생



(c) 피로 파단면

부록 그림 1. SAW-351-2 시험편

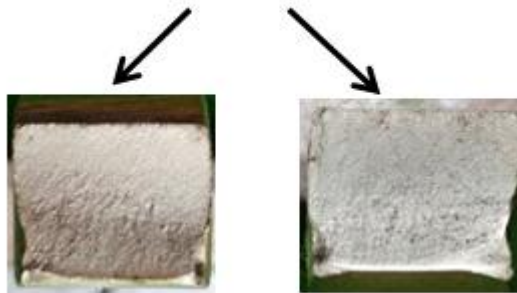


(a) 윗 면



(b) 뒷 면

균열발생



(c) 피로 파단면

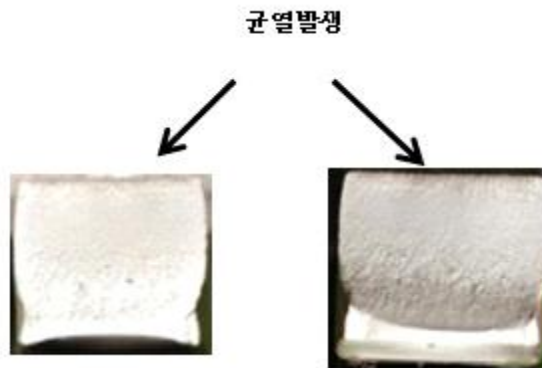
부록 그림 2. SAW-351-3 시험편



(a) 앞 면



(b) 뒷 면



(c) 피로 파단면

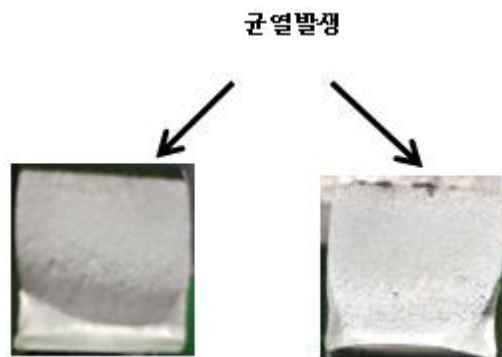
부록 그림 3. SAW-280-1 시험편



(a) 윗 면



(b) 뒷 면



(c) 피로 파단면

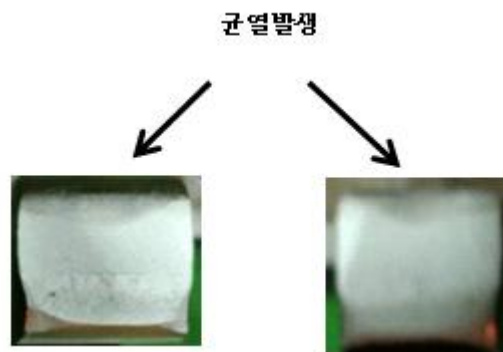
부록 그림 4. SAW-280-2 시험편



(a) 윗 면



(b) 뒷 면



(c) 피로 파단면

부록 그림 5. SAW-280-3 시험편

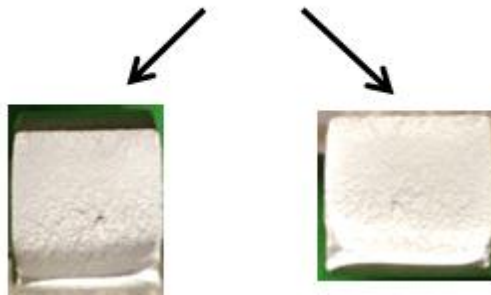


(a) 윗 면



(b) 뒷 면

균열 발생



(c) 피로 파단면

부록 그림 6. SAW-220-1 시험편



(a) 윗 면



(b) 뒷 면



(c) 피로 파단면

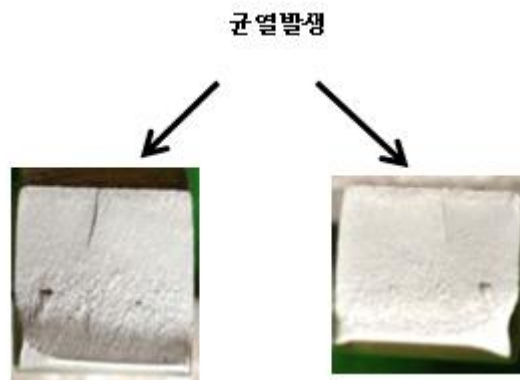
부록 그림 7. SAW-220-2 시험편



(a) 윗 면



(b) 뒷 면



(c) 피로 파단면

부록 그림 8. SAW-220-3 시험편

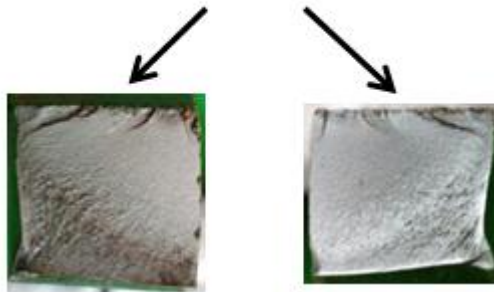


(a) 윗 면



(b) 뒷 면

균열발생



(c) 피로 파단면

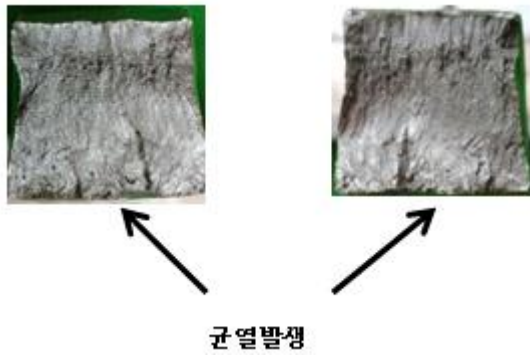
부록 그림 9. FCAW-351-2 시험편



(a) 윗 면



(b) 뒷 면



(c) 피로 파단면

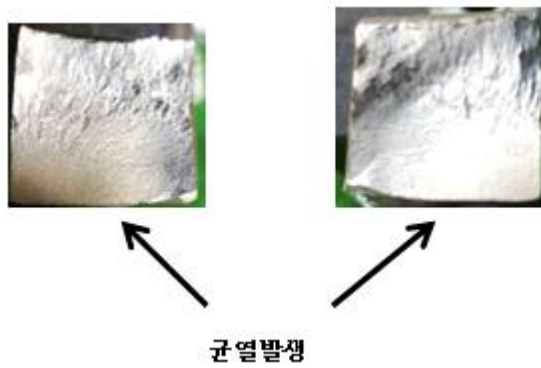
부록 그림 10. FCAW-351-3 시험편



(a) 앞 면



(b) 뒷 면



(c) 피로 파단면

부록 그림 11. FCAW-285-1 시험편



(a) 윗 면



(b) 뒷 면



(c) 피로 파단면

부록 그림 12. FCAW-285-2 시험편

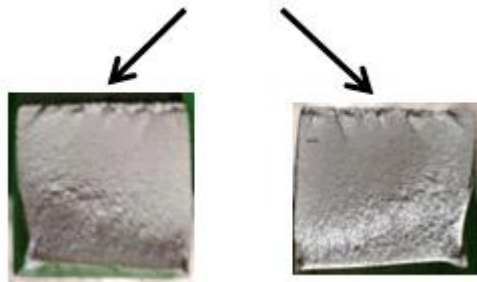


(a) 윗 면



(b) 뒷 면

균열 발생



(c) 피로 파단면

부록 그림 13. FCAW-285-3 시험편

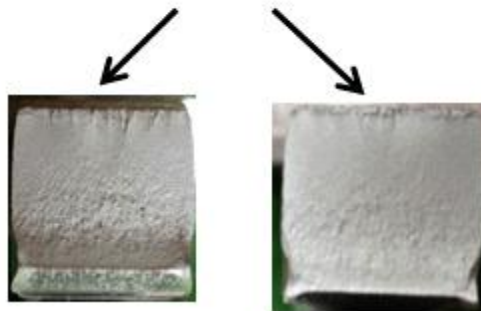


(a) 윗 면



(b) 뒷 면

균열 발생



(c) 피로 파단면

부록 그림 14. FCAW-220-1 시험편

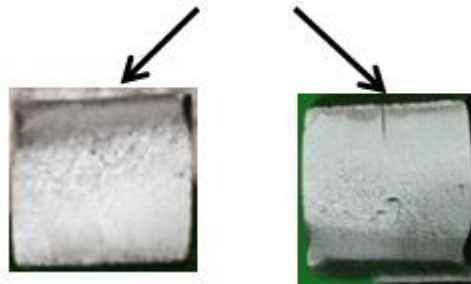


(a) 윗 면



(b) 뒷 면

균열발생



(c) 피로 파단면

부록 그림 15. FCAW-220-2 시험편



(a) 앞 면



(b) 뒷 면



(c) 피로 파단면

부록 그림 16. FCAW-220-3 시험편