



저작자표시-비영리-동일조건변경허락 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.
- 이차적 저작물을 작성할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



동일조건변경허락. 귀하가 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공했을 경우에는, 이 저작물과 동일한 이용허락조건하에서만 배포할 수 있습니다.

- 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 2월

석사학위 논문

용접부 CTOD 시편의 외력에 따른
잔류응력 재분포에 관한 연구

조선대학교 대학원

용접접합과학공학과

이 동 훈

용접부 CTOD 시편의 외력에 따른 잔류응력 재분포에 관한 연구

Redistributions of Welding residual stress
of CTOD test specimen by Local compression

2017년 2월 24일

조선대학교 대학원

용접접합과학공학과

이 동 훈

용접부 CTOD 시편의 외력에 따른 잔류응력 재분포에 관한 연구

지도교수 주 성 민

이 논문을 공학 석사학위신청 논문으로 제출함

2016년 10월

조선대학교 대학원

용접접합과학공학과

이 동 훈

이동훈의 석사학위 논문을 인준함

위원장 조선대학교 교수 방한서 (인)

위원 조선대학교 교수 방희선 (인)

위원 조선대학교 교수 주성민 (인)

2016년 11월

조선대학교 대학원

CONTENTS

List of Figures	III
List of Tables	IV
Abstract	V
제1장 서론	1
제1절 연구배경 및 목적	1
제2절 연구동향	2
제3절 연구방법	4
제2장 관련이론	5
제1절 파괴인성이론	5
1. 파괴인성의 측정법	5
가. K_{IC} 의 개념과 시험법	8
2. 탄소성파괴인성 측정법	8
가. J_{IC} 의 개념과 시험법	8
나. δ_{IC} 의 개념과 COD 시험법	13
3. CTOD 시험법	16
가. CTOD의 개념	16
나. CTOD 시험 절차	20
다. 피로예균열의 삽입과 판정	21
라. 내부잔류응력 재분포 방법	23

제2절 용접 잔류응력	25
1. 용접잔류응력 발생기구	25
2. 용접잔류응력 분포특성	28
제3장 유한요소 해석	30
제1절 유한요소 해석을 위한 CTOD 시험조건	30
제2절 재료의 물성치	30
제3절 해석모델	33
1. 2차원 유한요소 해석모델	33
2. Von-Mises Stress 해석모델	34
3. 3차원 유한요소 해석모델	36
4. 노치 가공에 의한 해석모델	37
5. Local compression에 의한 해석모델	38
제4장 결과 및 고찰	44
제1절 해석결과	44
1. 다층용접 시험편의 잔류응력분포 그래프	44
2. 노치 가공 후 잔류응력분포 그래프	45
3. Local compression에 의한 잔류응력분포 그래프	46
가. 두께의 0.25% Local compression 결과	46
나. 두께의 0.5% Local compression 결과	47
다. 두께의 0.75% Local compression 결과	48

라. 두께의 1% Local compression 결과	49
마. 두께의 1.25% Local compression 결과	50
바. X-X 방향의 용접잔류응력분포 그래프	51
제5장 결론	52
참고문헌	54

그림 목록

그림 1.1	CTOD 시험 유한요소해석 절차	4
그림 2.1	K_{IC} 시험에 쓰이는 일반적인 시편 형상	5
그림 2.2	하중-변위 곡선	6
그림 2.3	J-R 선도	8
그림 2.4	COA와 CTOA	10
그림 2.5	시험기의 Compliance를 고려한 계	11
그림 2.6	균열선단변위 개념과 균열열림변위에 대한 모델	13
그림 2.7	소성구역에 대한 Dugdale의 모델	14
그림 2.8	CTOD 시험모델	16
그림 2.9	소성변형에서 Irwin 모델	17
그림 2.10	3점 굽힘시험에서 CTOD 값을 측정하는 모델	18
그림 2.11	균열개구변위의 소성요소의 결정	19
그림 2.12	CTOD 시험 절차	20
그림 2.13	피로예균열 삽입조건	21
그림 2.14	피로예균열 판정범위	22
그림 2.15	Local compression 방법	24
그림 2.16	용접부 및 위치에 따른 잔류응력	26
그림 2.17	맞대기용접의 용접잔류응력분포	28
그림 3.1	온도 의존에 의한 열전도도	31
그림 3.2	온도 의존에 의한 비열	31
그림 3.3	온도 의존에 의한 열팽창계수	32
그림 3.4	온도 의존에 의한 탄성계수	32
그림 3.5	2차원 유한요소 해석모델	33
그림 3.6	폰-미세스 응력 해석모델	34
그림 3.7	용접해석의 준정상상태 모델	35

그림 3.8	용접해석의 준정상상태 그래프	35
그림 3.9	3차원 유한요소 해석모델	36
그림 3.10	노치가공에 의한 해석모델	37
그림 3.11	CTOD 시험 시험규격	37
그림 3.12	Local compression에 따른 용접부 잔류응력변화	38
그림 3.13	1초 동안 1step으로 시험편 준비 및 노치가공	39
그림 3.14	7step에서 압자가 시험편을 가압하기 직전의 잔류응력분포	39
그림 3.15	9step에서 압자가 시험편을 가압할 때 잔류응력분포	40
그림 3.16	11step에서 압자가 시험편을 최대 가압한 잔류응력분포	40
그림 3.17	13step에서 압자가 시험편에서 떨어질 때 잔류응력분포	41
그림 3.18	17step에서 압자가 원위치로 복귀 후 잔류응력분포	41
그림 3.19	Local compression 후 잔류응력 재분포	42
그림 3.20	Local compression 후 잔류응력 재분포	42
그림 3.21	Local compression 적용 전 잔류응력분포	43
그림 3.22	Local compression 적용 후 잔류응력분포	43
그림 4.1	다층용접 HAZ부 유한요소 해석결과	44
그림 4.2	다층용접 HAZ부 유한요소 해석그래프	44
그림 4.3	노치가공 후 유한요소 해석결과	45
그림 4.4	노치가공 후 유한요소 해석그래프	45
그림 4.5	두께 0.25% Local compression의 해석결과	46
그림 4.6	두께 0.25% Local compression의 해석그래프	46
그림 4.7	두께 0.5% Local compression의 해석결과	47
그림 4.8	두께 0.5% Local compression의 해석그래프	47
그림 4.9	두께 0.75% Local compression의 해석결과	48
그림 4.10	두께 0.75% Local compression의 해석그래프	48
그림 4.11	두께 1.0% Local compression의 해석결과	49
그림 4.12	두께 1.0% Local compression의 해석그래프	49
그림 4.13	두께 1.25% Local compression의 해석결과	50

그림 4.14 두께 1.25% Local compression의 해석그래프 50
 그림 4.15 X-X방향의 잔류응력 해석그래프 51

표 목 록

표 3.1 재료의 기계적 성질 30
 표 3.2 재료의 화학조성 30
 표 3.3 온도 의존에 의한 열전도도 31
 표 3.4 온도 의존에 의한 비열 31
 표 3.5 온도 의존에 의한 열팽창계수 32
 표 3.6 온도 의존에 의한 탄성계수 32
 표 3.7 CTOD 시험편 치수 37

ABSTRACT

Redistributions of Welding residual stress of CTOD test specimen by Local compression

Dong-Hun Lee

Advisor : Prof. Sung-min Joo, Ph. D.

Department of Welding and Joining

Science Engineering,

Graduate School of Chosun University

As the one of the fracture toughness tests, CTOD test is an important factor to ensure resistance to fracture at severe conditions in designing offshore structures. In this study, to obtain fracture toughness values of thick welded steel plate, CTOD test was conducted.

When conducting CTOD test, fatigue pre-cracking occasionally failed to satisfy the requirements of standards making the test result invalid.

The internally accumulated residual stress of CTOD test piece has been thought as one of the main reasons.

The propagation of fatigue crack started from the tip of machined notch, which might have grown irregularly due to residual stress field.

To overcome this kind of difficulty, in BS 7448 Part 2, Local compression, reverse bending, and stepwise high-R ratio methods are suggested to modify the internal residual stress.

In this paper not only multi pass welding using FCAW(Flux Cored Arc Welding) but also Local compression process of thick steel plate has been simulated using the finite element method to clarify variations of

internal welding residual stress.

The simulated results show that welding residual stress is compressive in the middle section of the model. After machining the specimen, tension residual stress predominantly increased in the middle section of the model. Through these variations of residual stress, we can anticipate the propagation of the fatigue crack. Analysis results show that this irregular welding residual stress distribution is improved to be more uniformly by applying Local compression method.

Keyword: CTOD, FEM, welding residual stress, pre-crack, Local compression

제1장 서 론

제1절 연구배경 및 목적

최근 가혹한 사용조건에서 운용되는 해양 구조물의 수요가 증가함에 따라 고강도 극후물에 대한 수요가 증가하고 있다. 그러나 해양 구조물에 고강도 극후물을 적용하는 것은 강재 두께의 증가에 따라 취성파괴의 안전성에 대한 문제가 야기될 수 있다. 이를 방지하기 위해 다양한 연구가 수행되고 있다. 두께가 60mm 이상인 극후물의 경우 균열이 발생한 이후에 용접부 및 모재에서 불안정 파괴를 억제하는 것이 어려운 문제이다.[4] 따라서 극후물 용접부에서 취성파괴의 발생을 제어하기 위해서 용접부 파괴인성평가에 대한 요구기준이 강화되고 있으며, 그 결과의 신뢰성 확보 또한 요구되고 있다.

극후물 용접재의 경우 CTOD 시험을 위한 피로예균열 생성 시 피로예균열의 형상이 두께방향으로 불균일하게 성장하는 경우가 다수 발생하고 있다. 이는 용접부와 열영향부에 작용하는 용접잔류응력에 의한 것으로 국부적으로 분포하는 압축 및 인장 잔류응력이 피로예균열 진전에 영향을 주기 때문이다. 특히, 피로예균열의 형상은 CTOD 산출 값에 영향을 미치는 주요 인자이다. 측정 신뢰도의 향상과 시험 진행에 의한 비용적 소모를 줄이기 위해서는 피로예균열이 균일하게 성장하도록 유도하는 제어방법이 요구된다.

이에 따라 BS 7448 part 2[21]에서는 피로예균열의 형상에 대하여 최대편차가 평균값의 10% 이내가 되도록 허용치를 부여하고 있으며 피로예균열의 형상개선을 위한 잔류응력 수정방법으로 Local compression, Reverse bending, and Stepwise high-R ratio의 세 가지 방법을 제시하고 있다.

규격에 제안된 잔류응력의 수정방법들 중 노치선단의 잔류응력 재분포하고 균일하게 하는데 Local compression이 가장 효과적이라는 실험적 연구와 Local compression에 의한 내부 잔류응력 경감에 대한 2차원적인 해석 시도가 있어왔다.

본고에서는 3차원 탄소성 유한요소해석으로 CTOD 시험 절차를 그대로 모사하고자 하였다. 특히 다층용접 공정 후 시편 가공된 노치선단과 Local compression을 시험편에 작용시키는 과정에서 내부 잔류응력상태가 변화하는 것을 유한요소해석을 이용하여 이해해보고자 하였다.

제2절 연구동향

소성변형을 수반하는 균열선단의 개구 변위의 개념으로 재료의 파괴현상을 기술하려는 노력은 1960년대부터 본격화 되어 시험법 제정으로 이어졌다. 특히 CTOD(Crack Tip Opening Displacement)시험은 재료의 파괴인성을 평가하는 방법 중의 하나로서 탄소성 파괴역학에 기초하고 있다. 이 시험법은 실제 현장에서 사용되는 두께를 시험 대상으로 하며, 기계 가공된 노치부에 피로하중에 의한 균열을 실제적으로 삽입하여 인성을 평가함으로써 현실에 가까운 시험 환경에서의 신뢰성 있는 결과를 도출하고자 하는 특징이 있다. 이러한 CTOD 시험법에 대한 연구 동향은 다음과 같다.

국내 논문으로는 장재일 등은 K-개선 용접부에 대한 파괴인성시험을 수행하여 균열선단의 미세조직 분포가 HAZ의 인성에 어떤 영향을 미치는지 HAZ 내의 다양한 위치에서 CTOD 시험을 수행하였다.[11] 한종만 등은 피로예균열 형상에 큰 영향을 미치는 인자를 규명하고 그 영향을 연구하여 효율적인 시험법을 구현하고자 하였고,[16] 백종현 등은 LNG 운반을 위한 304 스테인리스강 파이프의 샤르피 충격시험과 CTOD시험의 온도에 따른 영향을 고찰하였고,[10] 강성원 등은 해양구조용 강재로 널리 사용되는 API 2W Gr.50 및 EN10225 강재에서 SAW용접 입열량의 변화에 따른 인성 및 충격값의 변화를 CTOD시험과 연관지어 검토하였다.[1] 주성민 등은 다층용접 공정과 시편가공 및 Local compression을 시험편에 작용시켜 3차원 탄소성 유한요소해석으로 모사하였고 각 과정에서의 내부 잔류응력 상태 변화를 규명하였다.[14] 김영균 등은 20만 KI급 내조용으로 생산된 33mm 두께의 국산항QT 열처리 강판에 대한 LNG저장탱크 내조재료로서의 사용적합성을 평가하기 위하

여 상온 및 저온 환경에서의 CTOD 시험을 수행하였다.[3] 조성규 등은 선급Rule에 규정된 입열량과 위치별에 따른 인장강도 490MPa급 조선용 고장력 강재에 대하여 파괴인성측면에서 용접부 충격시험과 CTOD값에 대하여 체계적으로 평가하여 입열량에 따른 열영향부의 인성변화를 검토하였다.[12] 김현수 등은 극후물 용접부 CTOD 시험을 위한 Reverse bending Method에 관한 연구를 유한요소해석을 이용하여 실시하였고, [4] 정세환 등은 극후물 용접부의 SEN(single edge notched) 굽힘 시험편에서 Reverse bending을 적용하여 예비균열 형상균일화에 관한 연구를 하였고,[15] 조성규 등은 항복강도 500MPa급 강재의 CTOD시험편에 Local compression 방법을 적용하여 압흔 하중에 의한 잔류응력분포와 피로예비 균열 형상 균일화에 대해 고찰하였다.[13] 또한 해외논문으로는 Han, Kejiang 등이 API X65 강재에 대한 CTOD 파괴인성특성에 대해 연구하였고[23], Leng 등은 630-730MPa급 강재에 대한 플래쉬 용접부의 CTOD와 미세조직에 대해 고찰하였다.[24] Reemsnyder 등은 용접부 파괴인성 시험편을 위한 피로예균열과 잔류응력에 대해 연구하였고[26], Skogsrud 등은 파괴 모델링의 원자에 CTOD를 적용하여 고찰하였다.[27] Xia 등은 BS7910에 의하여 고강도 소재의 CTOD 파괴인성 측정방법에 대해 규명하였고[28], Yang 등은 강재에서 CTOD 시험의 레이저 담금질의 영향에 대한 기계적 모델을 구현하고자 하였다.[29]

제3절 연구방법

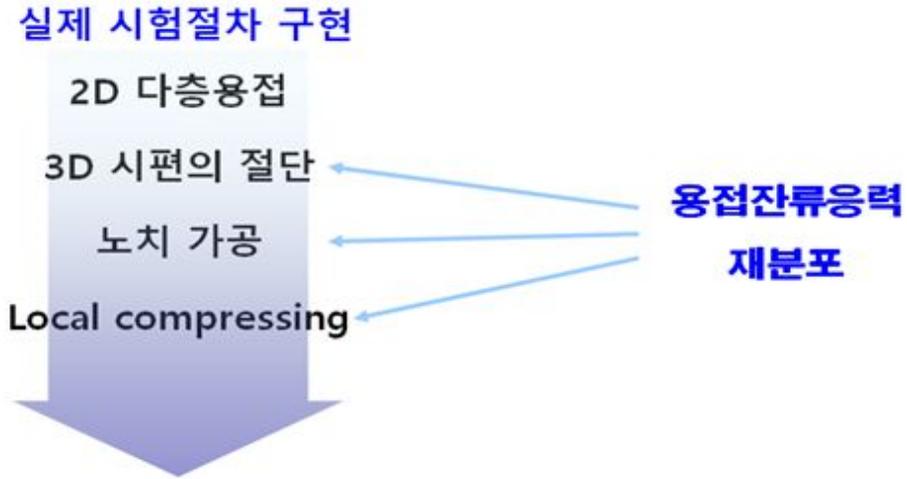


그림 1.1 CTOD 시험 유한요소해석 절차

그림 1.1과 같이 3차원 탄소성 유한요소해석으로 CTOD 시험 절차를 그대로 모사하고자 하였다.

먼저 두께 65mm의 API 2W Grade 60의 강재를 FCAW(Flux Cored Wire Welding)을 사용하여 유한요소해석 프로그램을 이용하여 다층용접을 실시하였다. 그리고 용접 해석에 있어서 시종단부를 제외한 중앙부에서는 준정상 상태임을 적용하여 시험편 중앙부를 2차원 해석을 실시하였고 3차원으로까지 확장시켰다. BS 7448의 시험편 형상 규격에 따라 B×B, B×2B, compact 시편의 3가지 중에 B×B 시편 규격을 선택하여 CTOD 시험을 위한 시편 크기로 수치적으로 절단하였다.

시험편이 준비된 후 노치가공에 의한 노치선단의 잔류응력 재분포 양상과 Local compression을 두께의 0.25%씩 적용하였을 때 변화되는 잔류응력 재분포 양상을 해석하였다. Local compression으로 가압을 얼마나 했는지를 변수로 하여 잔류응력분포가 최적이 되어 가장 양호한 피로예균열 성장을 예상할 수 있는 범위를 찾고자 하였다.

제 2 장 관련이론

제1절 파괴인성이론

1. 파괴인성의 측정법

가. K_{IC} 의 개념과 시험법

기계 가공한 노치가 파괴인성에 미치는 영향을 고찰하는 것으로 얇은 판일 때보다 두꺼운 판에 노치가 포함되어 있을 때, 3축 평면변형 조건으로 인해 노치에 영향이 더 큰 영향을 미친다는 것을 알 수 있다. 평면변형 조건에서 파괴 인성치는 최대 구속조건이며, 재료 취성 조건에서의 값이 된다. 평면변형 인성치를 K_{IC} 로 나타내고, 이것이 곧 재료의 성질이 된다.

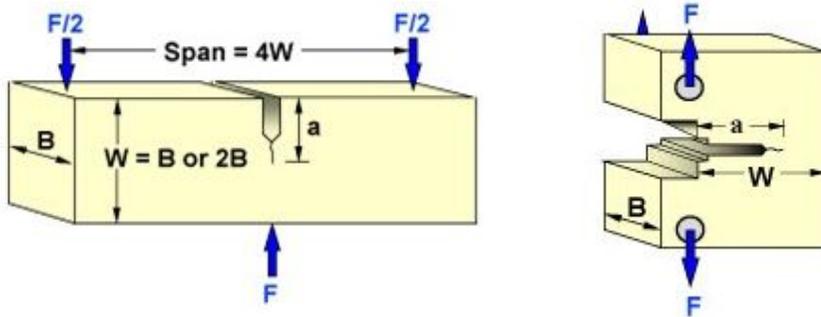


그림 2.1 K_{IC} 시험에 쓰이는 일반적인 시험편 형상

유효 K_{IC} 값을 얻기 위한 평면 변형 조건의 최소 두께는

$$B = 2.5 \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_0} \right)^2 \quad (2.1)$$

이고, 여기서 σ_0 는 0.2% 상쇄 항복강도이다.

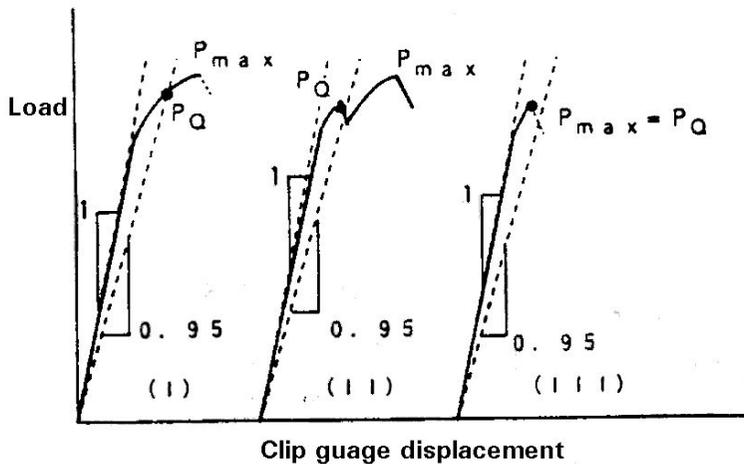


그림 2.2 하중-변위 곡선

그림 2.5는 재료에 따른 전형적인 하중-변위 곡선이 나타낸 것이다. Type II에서 하중-변위 곡선은 하중이 증가함에 따라 균열이 찢어지는 양상으로 전파하는 연성 재료를 나타낸다. 이 곡선은 불안정 파괴의 시작점에 해당되는 하중을 나타내지 않는다. 여기서 ASTM에 의한 방법을 인용하면, 우선 기울기 OA 보다 5% 작은 기울기를 갖는 직선이 OP_s 를 원점으로부터 그려져 곡선과 만나는 점을 P_s 라 한다. 다음 P_s 의 80%에 해당하는 하중 점에서 수평선을 그어 직선 OA 와 곡선과의 사이 거리를 x_1 이라 한다. P_s 점에서도 수평선을 그어 직선과 곡선과의 사이 거리를 x_1 라 할 때 x_1 의 값이 x_s 값의 $1/4$ 이 넘을 경우에는 이 재료는 연성이 커 K_{IC} 값을 얻을 수 없다. 그렇지 않은 경우 하중 P_s 를 P_Q 라 명칭하며, 이 값을 아래 계산식에 대입한다.[17]

Type II에서 하중-변위 곡선은 하중이 갑자기 감소하다 증가하는 양상으로 나타내진다. 이렇게 하중이 감소하는 것은 균열이 갑자기 빠른 속도로 불안정하게 전파하다가 찢어지는 양상으로 전파하기 때문이다. 이것을 "pop in" 현상이라 한다. Type II에서도 Type I 때와 동일한 기준법이 적용된다. 이 때의 P_Q 는 최대 하중 값이 된다.

Type III 곡선은 균열이 불안정하게 급속히 전파되어 완전 파단에 이르는 완전 “pop in”을 나타낸다.

하중-변위 곡선에서 결정된 P_Q 값을 이용하여 잠정적인 파괴 인성값 K_Q 을 계산한다. 시편 형태 그림 2.4, 균열 길이 a , 임계 하중 P_Q 들과의 관계식은 다음과 같다.

C-T 시험편의 경우:

$$K_Q = \frac{P_Q}{BW^{1/2}} \left[2.96 \left(\frac{a}{W} \right)^{1/2} - 185.5 \left(\frac{a}{W} \right)^{3/2} + 655.7 \left(\frac{a}{W} \right)^{5/2} - 1017.0 \left(\frac{a}{W} \right)^{7/2} \right] + 638.9 \left(\frac{a}{W} \right)^{9/2} \quad (2.2)$$

$$K_Q = \frac{P_Q S}{BW^{1/2}} \left[2.9 \left(\frac{a}{W} \right)^{1/2} - 4.6 \left(\frac{a}{W} \right)^{3/2} + 21.8 \left(\frac{a}{W} \right)^{5/2} - 37.6 \left(\frac{a}{W} \right)^{7/2} \right] + 38.7 \left(\frac{a}{W} \right)^{9/2} \quad (2.3)$$

윗 식들에서 사용되는 균열 길이 a 는 파단 후의 파면에서 측정된 값이다. 다음 $2.5(K_Q/\sigma_0)^2$ 값을 계산한 뒤 이 값이 시편의 두께와 균열 길이보다 동시에 작아야만 K_Q 값은 비로소 K_{IC} 값이 된다.

$$K_Q = \left\{ \frac{P_Q}{B\sqrt{W}} \right\} f(\alpha) \quad (2.4)$$

$$f(\alpha) = \frac{(2 + \alpha)(0.866 + 4.64\alpha - 13.32\alpha^2 + 14.762\alpha^3 - 5.6\alpha^4)}{(1 - \alpha)^{3/2}} \quad (2.5)$$

$$\alpha = a_0 / W \quad \text{단, } P_{\max} / P_Q \leq 1.1$$

$K_Q = K_{IC}$ 이기 위한 평면변형조건

$$B, a, W - a_0 \geq 2.5 \left\{ \frac{K_Q}{\sigma_Y} \right\}^2 \quad (2.6)$$

2. 탄소성 파괴인성 측정법

가. J_{IC} 의 개념과 시험법

적분과 균열개구변위(COD)는 균열의 발생에 대해 타당한 조건을 제공하는 것처럼 보이지만 대규모 소성변형을 수반하는 저강도 고인성 재료에서 발생하는 균열은 한동안 안정된 상태로 진전하다가 그 후에 불안정 상태로 진전하여 최종적으로 파단에 이른다.

안정된 상태로 성장하는 균열에 대해 그 성장량은 Δa 와 J 적분의 관계를 통해 그림 2.1에 나타낸 $J-R$ 곡선으로 생각할 수 있다. 날카로운 균열에 인장응력이 작용하게 되면 균열 선단은 소성변형에 의해 둔화되고 J 적분 값이 J_{IC} 에 이르면 안정된 균열성장이 시작된다. 이 안정된 균열성장부에서 $J-R$ 곡선의 기울기는 거의 일정하고 안정된 균열성장의 특성은 이 부분의 기울기에 의해 기술되어진다. 이 기울기를 나타내는 파라미터가 T 이며 다음의 식 (2.7)과 같다.[17]

$$T + \frac{E}{\sigma^2} \frac{dJ}{da} \quad (2.7)$$

여기서, E 는 영률계수, σ_a 는 변형저항을 나타낸다.

또한, 계수 E/σ_0^2 는 T 를 무차원화하기 위해 붙인 계수이다.

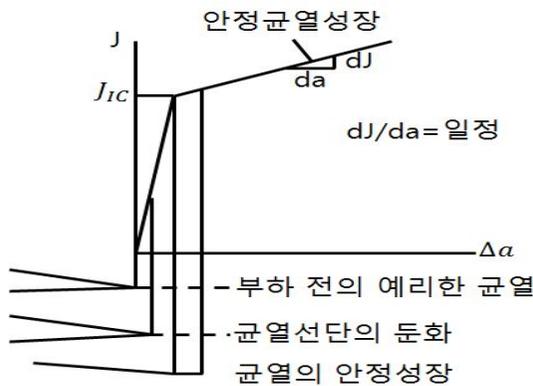


그림 2.3 J-R 선도

균열이 적절하게 진전되지 않고 연성 불안정파괴를 일으키는 조건은 T 가 재료의 고유한 값 T_{mat} 에 도달할 때에 불안정파괴가 발생하는 것으로 다음 식 (2.8)로 나타낼 수 있다.

$$T < T_{mat} \text{ 일 때 안정}$$

$$T > T_{mat} \text{ 일 때 불안정 (2.8)}$$

이 파라미터의 타당성에 대해서는 그 후 Hutchinson과 Paris가 이론적으로 보고하고 있다. 이 고찰에 의하면 균열이 진전할 때 균열선단 근방에서 변형률의 변화는 식(2.9)와 같다.

$$\frac{d\varepsilon_{ij}}{da} = \left(\frac{1}{m}\sigma_0\right)\frac{1}{r}\frac{dJ}{da}f_{ij}(\theta) + \left(\frac{1}{m\sigma_0}\right)\frac{1}{r}\beta_{ij}(\theta) \quad (2.9)$$

여기서, r 은 균열선단으로부터의 거리, $f_{ij}(\theta)$, $B_{ij}(\theta)$ 는 각각 θ 만의 함수, m 은 거의 1에 가까운 수치계수이다. 상기 식 (2.9)의 우변 제 1항이 제 2항과 비교하여 충분히 크다고 한다면 즉,

$$\frac{dJ}{da} \gg \frac{J}{r} \quad (2.10)$$

식(2.10)의 조건이 만족되어지면 균열선단 근방의 변형률 변화도 균열진전에 따라서 제 1항으로 나타낼 수 있다. 즉, dJ/da 는 균열진전에 따라서 균열 선단부의 변형률 변화를 나타내는 파라미터라고 할 수 있다. 이 조건을 만족하는 피로예균열 진전형태는 J 지배 하의 성장(J -Controlled Growth)이나 소규모 성장(Small Scale Growth)으로 불려진다.

식 (2.24)에 $J = m\sigma_0\delta$ (δ 는 균열개구변위)의 관계를 대입하면

$$T = \frac{mE}{\sigma_0} \frac{d\delta}{da} \quad (2.11)$$

따라서, dJ/da 대신에 $d\delta/da$ 도 연성불안정 파괴조건을 기술하는 유력한 파라미터로 생각할 수 있다. $d\delta/da$ 는 그림 2.4에 나타낸 것으로 균열개구각(Crack Opening Angle)이라 한다. Rice는 Hutchinson들과는 개별적으로 균열진전의 해석을 수행하여

$$\frac{d\varepsilon_{ij}}{da} = \frac{1}{r} \frac{d\delta}{da} f_{ij}(\theta) + \frac{\sigma_0}{E} \frac{1}{r} \ln \frac{R(\theta)}{r} g_{ij}(\theta) \quad (2.12)$$

의 관계를 유도하고 있다.

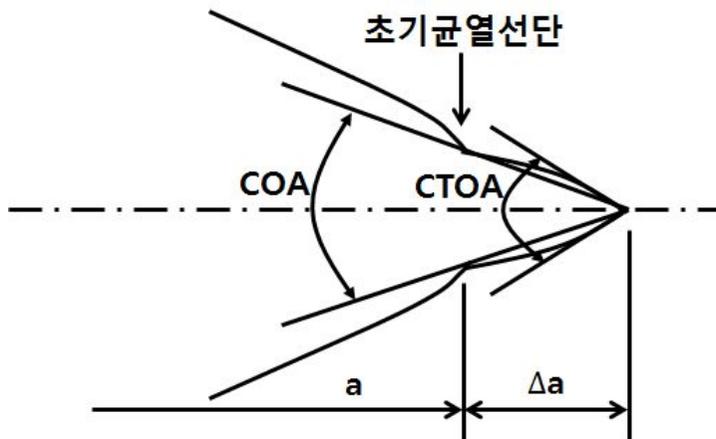


그림 2.4 COA와 CTOA

여기서, $R(\theta)$ 는 균열 선단으로부터 탄소성 경계까지의 거리를 목표로 하는 파라미터, $g_{ij}(\theta)$ 는 거의 1에 가까운 θ 만의 함수이다. 식 (2.9)과 같이

$$\frac{d\delta}{da} \gg \frac{\sigma_0}{E} \ln \frac{R(\theta)}{r} \quad (2.13)$$

의 조건이 만족되어지면 $d\delta/da$ 는 균열진전에 따라 균열선단 근방의 변형을 변화를 나타내고 있다. 따라서, 소규모 성장의 범위에서 dJ/da 혹은 $d\delta/da$ 로 나타낸 티어링 모듈(T)이 연성 불안정파괴의 조건을 기술하는 유력한 파라미터이다.

이 티어링 모듈에 대한 개념을 실제 문제에 응용하기 위해서 T_{mat} 가 재료정수인 것과 T 는 일반적으로 생각할 수 있는 계의 Compliance에 크게 의존한다는 것에 주의해야한다.

식 (2.7)에서 제안된 개념을 구체적으로 그림 2.3에 의한 계에 적용해 보자. 여기서, C_M 은 시험기의 Compliance, 또 실구조물에서는 고려한 부재를 둘러싸고 있는 부재의 Compliance를 나타낸다. 이 때 식 (2.8)의 T 와 T_{mat} 는 각각

$$T = \frac{E}{\sigma_0^2} \left(\frac{\partial J}{\partial a} \right)_{\Delta T}, \quad T_{mat} = \frac{E}{\sigma_0^2} \frac{dJ_{mat}}{da} \quad (2.14)$$

로 정의되어진다. $(\partial J/\partial a)_{\Delta T}$ 는 Compliance C_M 의 함수이지만 다음과 같이 유도되어진다.[17]

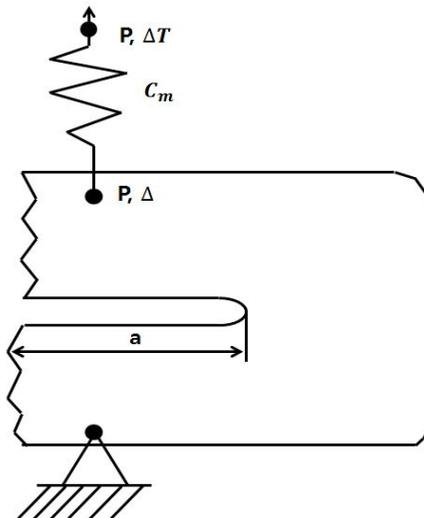


그림 2.5 시험기의 Compliance를 고려한 계

우선, 그림 2.5에서

$$\Delta_T = C_M P + \Delta \quad (2.15)$$

J 와 Δ 는 균열길이 a 와 외력 P 의 함수라고 생각할 수 있기 때문에

$$dJ = \left(\frac{\partial J}{\partial a}\right)_P da + \left(\frac{\partial J}{\partial P}\right)_a dP \quad (2.16)$$

여기서, 균열이 진전되고 있는 사이에 Δ_T 가 일정하게 유지된다고 하면 식 (2.15)에 의해

$$d\Delta_T = C_M dP + \left(\frac{\partial \Delta}{\partial a}\right)_P da + \left(\frac{\partial \Delta}{\partial P}\right)_a dP = 0 \quad (2.17)$$

따라서,

$$dP = -da \left(\frac{\partial \Delta}{\partial a}\right)_P \left\{ C_M + \left(\frac{\partial \Delta}{\partial P}\right)_a \right\}^{-1} \quad (2.18)$$

식 (2.16)과 (2.18)로부터

$$\left(\frac{\partial J}{\partial a}\right)_{\Delta_T} = \left(\frac{\partial J}{\partial a}\right)_P - \left(\frac{\partial J}{\partial P}\right)_a \left(\frac{\partial \Delta}{\partial a}\right)_P \left\{ C_M + \left(\frac{\partial \Delta}{\partial P}\right)_a \right\}^{-1} \quad (2.19) \text{ 이다.}$$

J_Q 의 계산

$$J_Q = \frac{K_Q^2(1-\nu)^2}{E} + \frac{\{2 + 0.522(1 - a_0/W)\} U_P}{B(W - a_0)} \quad (2.20)$$

$J_Q = J_{IC}$ 이기 위한 평면 변형 조건

$$B, W - a_0 > 25J_Q / \sigma_Y \quad (2.21)$$

취성영역에서 기타 파괴역학적 변수와의 관계

$$J_{IC} = \frac{K_{IC}^2}{E/(1-\nu)^2} \quad (2.22)$$

면 불안정 파괴가 일어난다. 따라서, 파괴 기준은 다음 식(2.24)와 같다.

$$\delta_c = 2\rho\varepsilon_f \quad (2.24)$$

평면 응력(Plane Stress)의 인장응력이 부과될 때 균열선단의 변형률은 판 두께 t 정도의 거리에 걸쳐 분포된다.

$$\delta = \varepsilon l = \varepsilon t \quad (2.25)$$

파괴가 일어나는 임계균열 열림변위(Critical Crack-Opening Displacement)는 다음 그림2.7과 같다.

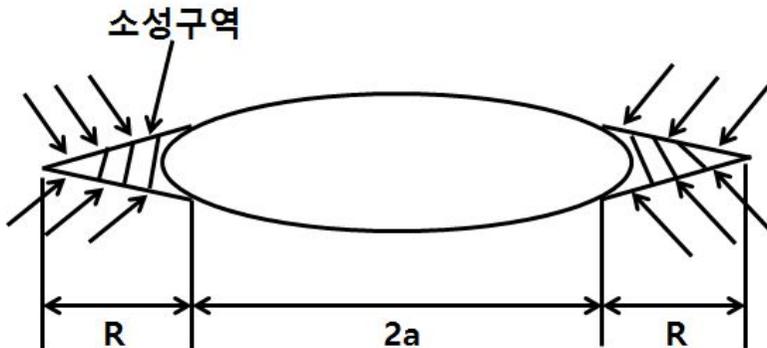


그림 2.7 소성구역에 대한 Dugdale의 모델

그림 2.7에서 Dugdale 모델을 인용하여 소성변형이 균열 선단에서 일어나는 얇은 무한 평판의 중앙에서 길이 $2a$ 인 균열이 σ 의 인장응력을 받는다면, 이 때 균열 선단 열람변위(Crack-Tip Opening Displacement, CTOD)는 식 (2.26)과 같다.

$$\delta = \frac{8\delta_0 a}{\pi E} \ln \left(\sec \frac{\pi \sigma}{2\sigma_0} \right) \quad (2.26)$$

시컨트(Secant)항을 전개하면서 첫 항만을 사용하게 되면

$$\delta = \frac{\pi \sigma^2 a}{E \sigma_0} \quad (2.27)$$

이 된다. 그러나 변형 에너지 방출률 정의를 사용하여 양변을 σ_0 로 나눌 경우

$$\frac{G}{\sigma_0} = \frac{\pi a \sigma^2}{E \sigma_0} \quad (2.28)$$

따라서, 불안정 파괴는 다음 조건일 때 일어난다.

$$\vartheta_{IC} = \lambda \sigma_0 \delta_c \quad (2.29)$$

인자 λ 는 균열선단 열림 변위가 측정된 장소에 의존한다. 연구에 의하면 $\lambda \approx 2.1$ 은 선형 탄성 파괴역학 조건에 해당하고, $\lambda = 1.0$ 은 소성이 지배적인 조건에 해당된다.

피로예균열 선단에서 소성 변형이 일어날 때 균열 길이의 증가와 관계없이 균열 선단 표면이 서로 멀어질 수 있다. 피로예균열 선단에서 약간 떨어진 지점의 균열 표면에서 상대적인 움직임을 균열 열림 변위(Crack-Opening Displacement, COD)라 한다. Δ 로 표기되는 균열 열림 변위는 클립 게이지로 측정한다. Δ 의 측정은 δ 의 간접 측정법이다. 이 균열 열림 변위의 길이가 $2a$ 인 균열의 중앙부에서 측정한다면 식 (2.30)과 나타낼 수 있다.

$$COD = \Delta = \frac{4\sigma}{E} [(a+r_p)^2 - x^2]^{1/2} \quad (2.30)$$

여기서 x 는 균열 중앙부로부터 균열 선단까지의 거리이다.

$x=a$ 에서 측정 되었다면 균열 선단 개구변위(CTOD)는 $\Delta = \delta$ 가 되고

$\gamma_p \ll a$ 일 때

$$\delta = \frac{4\sigma}{E} (2a\gamma_p)^{1/2} \quad (2.31)$$

$$\Delta = \frac{4\sigma}{E} \left(a^2 - x^2 + \frac{E^2}{16\sigma^2} \delta^2 \right)^{1/2} \quad (2.32)$$

식(2.32)은 측정된 COD로부터 δ_c 를 구하는데 쓰인다.

3. CTOD 시험법

가. CTOD의 개념

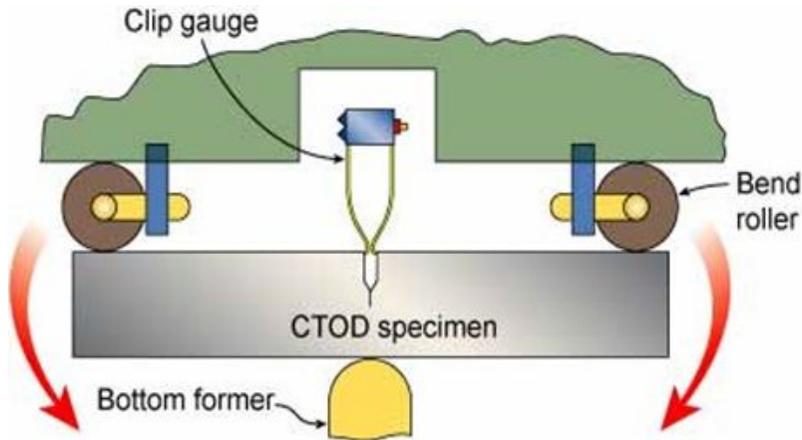


그림 2.8 CTOD 시험모델

균열면의 변형양식에서 $\theta=0$ 즉, x 축 상에서 균열선단의 후방에서 y 방향의 균열면 개구변위 u_y 는

$$u_y = \frac{2}{\pi E} K \sqrt{2\pi x} \quad (2.33)$$

식(2.33)에서 균열선단, 즉 $x=0$ 에서 u_y 이고, 탄성상태에서 균열선단의 2차원 상으로는 점상이고, 3차원 상에서는 선상이다. 그러나 균열선단의 근처에서 소성변형이 발생하기 시작하므로 균열선단의 형상은 선상일 수밖에 없다. 이는 초기 예리한 피로균열 선단이 소성변형에 의해 둔화되면서 개구되어 그 결과 균열선단이 y 방향의 균열면 개구변위 u_y 를 발생시키기 때문이다. 이것은 소성변형의 결과이며, 양 균열면 사이의 간격 $2u_y$ 로 표시된 변위량을 균열선단 개구변위(CTOD)라고 한다.

Wells는 소규모 항복 한계 내에서 응력확대계수와 CTOD를 연관 짓는 근사적 해석을 수행하였다. 그림 2.8(a)에서 나타난 것과 같이 소규모의 소성영역을 가지는

균열을 고려해보도록 하자.

Irwin은 균열선단소성에서의 균열이 좀 더 긴 것처럼 거동한다는 사실을 밝혔다. 또한 실제 $a+r_y$ 를 유효균열 길이로 하고, 균열선단에서의 변위에 대해 계산하였을 때 CTOD를 평가할 수 있다. 여기서 유효균열선단 뒤쪽의 단위 r_y 는 다음과 같이 주어진다.

$$u_y = \frac{3(1-\nu)+1}{2\mu} K \sqrt{\frac{r_y}{2\pi}} \quad (2.34)$$

그리고 평면응력에 대한 Irwin 소성영역 보정은 다음 식(2.35)와 같다.

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_1}{\sigma_{YS}} \right)^2 \quad (2.35)$$

식 (2.34)를 식 (2.35)에 대입시키면 식(2.36)이 된다.

$$\delta = 2u_y = \frac{4}{\pi} \frac{K_1^2}{\sigma_{YS} E} \quad (2.36)$$

여기에서 δ 는 CTOD이다.

그림 2.8은 3점 굽힘 시험편에서 CTOD를 측정하기 위해 힌지 모델을 보여주는 그림이다. 이러한 모델에서 변위 V 를 균열입구에서 측정하면, 시험편의 절반은 강체이고, 힌지 점에서는 회전한다는 가정 하에 CTOD가 추론된다.

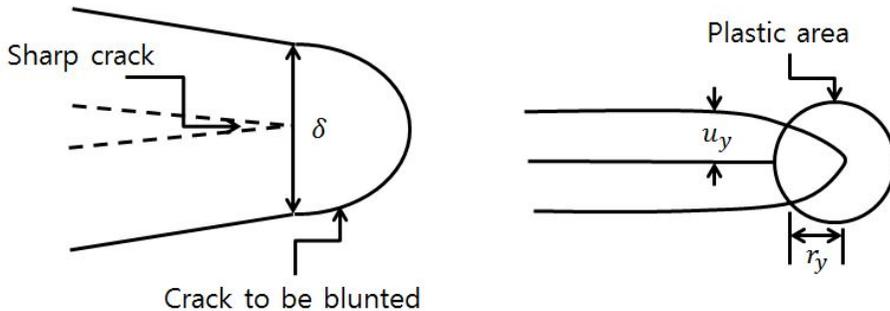


그림 2.9 소성변형에서 Irwin 모델

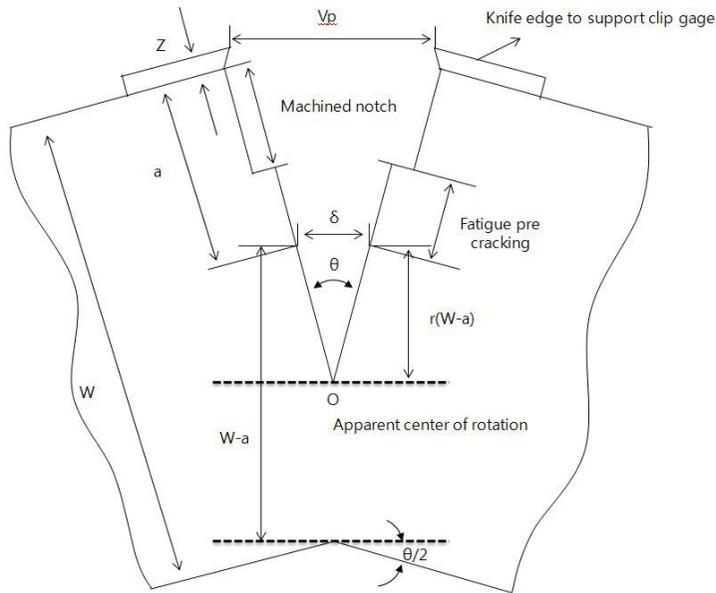


그림 2.10 3점 굽힘시험에서 CTOD 값을 측정하는 모델

E : Young's Modulus (GPa)

ν : Poisson's Ratio

B : Specimen Thickness (mm)

a_0 : Original Crack Length (mm)

W : Width of Specimen (mm)

S : Span $S = 4W$ (mm)

Z : Knife Edge Thickness (mm)

$Y(\xi)$: Modification Coefficients

P_{\max} : Maximum Force (N)

V_p : Plastic Component of Opening Displacement (mm)

K_c : Stress Intensity Factor ($\text{MPa} \sqrt{m}$)

δ : CTOD (mm)

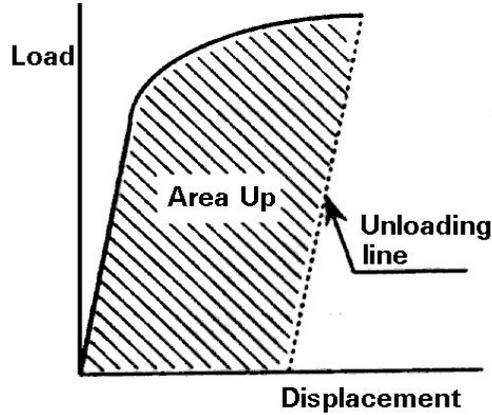


그림 2.11 균열개구변위의 소성요소의 결정

변위가 탄성적이라면, 힌지모델은 부정확해진다. 결론적으로 CTOD 값의 결정을 위한 표준방법은 수정된 힌지 모델을 채택하는 것이다. 그리고 변위는 탄성부분과 소성부분으로 나누어진다. 힌지 가정은 단지 소성변위에서만 적용시킨다. 그림 2.11은 CTOD 시험에서 얻은 전형적인 하중(P)와 변위(V) 곡선을 나타낸 것이다. 하중-변위 곡선의 형태가 응력-변형을 곡선과 유사하고, 초기의 선형 모양에서 소성변형을 거치면서 비선형 형태를 가지게 된다. 곡선에서 주어진 한 점으로부터 탄성 하중선에 평행한 선을 그어 탄성 성분과 소성 성분으로 나눈다.

균열이 시험이 진행되는 동안 성장되지 않는다는 가정 하에 점선은 본 시험편의 하중제거 경로로 사용된다. 이 시험편에서 CTOD는 다음과 같이 계산된다.

$$Y(\xi) = \frac{3\xi^{0.5} [1.99 - \xi(1 - \xi)(2.15 - 3.93\xi + 2.7\xi^2)]}{2(1 + 2\xi)(1 - \xi)^{1.5}} \quad (2.37)$$

$$\xi = \frac{a_0}{W} \quad (2.38)$$

$$K_c = \frac{P_{\max} \cdot S \cdot Y(\xi)}{B \cdot W^{1.5}} \quad (2.39)$$

$$\delta = \frac{K_c^2 \cdot (1 - \nu^2)}{2\sigma_{YS} E} + \frac{0.4(W - a_0) \cdot V_p}{0.4(W - a_0) + a_0 + Z} \quad (2.40)$$

나. CTOD 시험 절차

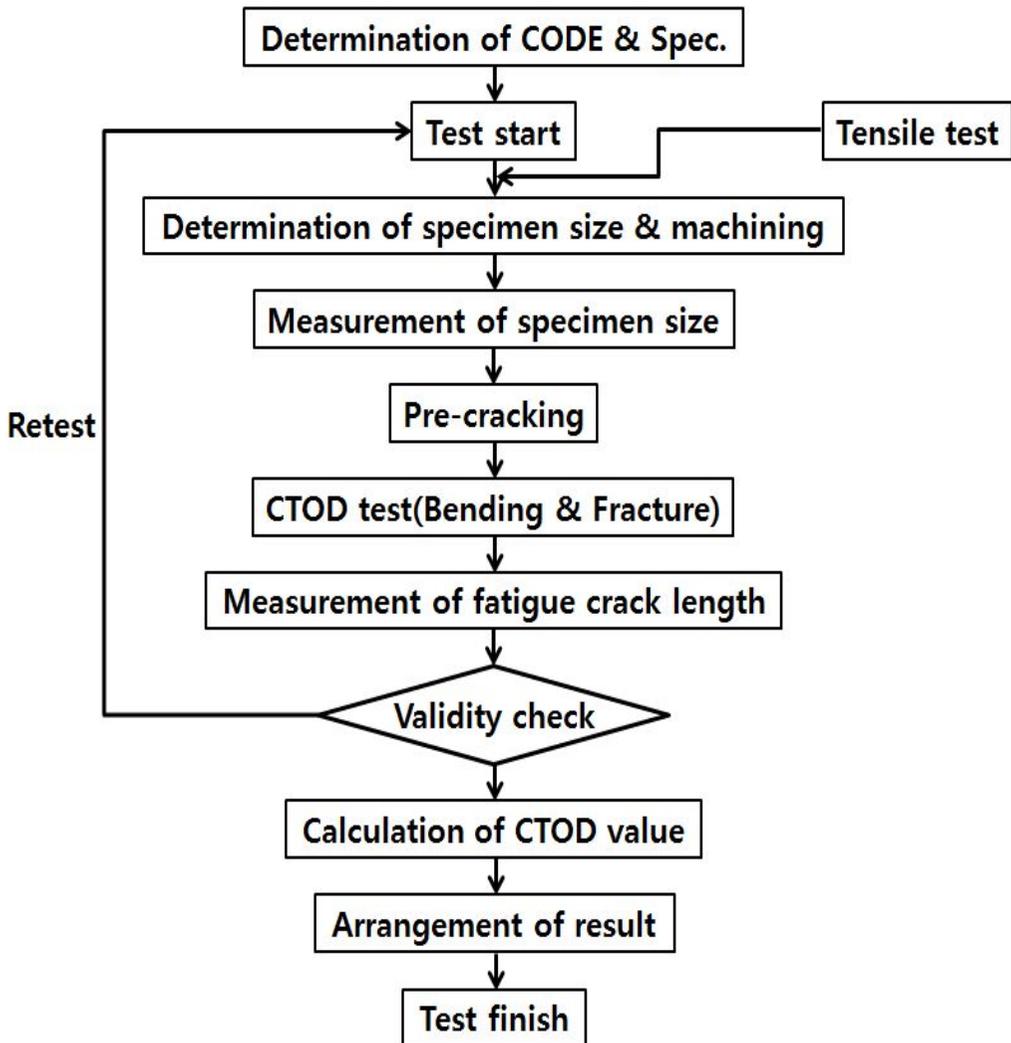


그림 2.12 CTOD 시험 절차

다. 피로예균열의 삽입과 판정

CTOD 시험은 하중을 가하기 전에 생성된 매우 날카로운 피로예균열이 시험편에 적용된다. 피로하중을 가하는 것이 가장 효과적인 피로예균열 삽입 방법이다. 반복해서 부과하는 피로하중은 노치선단에 작은 소성영역을 형성하여 균열을 발생시킨다. 이 균열선단에서는 가공경화가 일부 나타나고, 잔류응력의 분포가 복잡한 형태로 존재한다. 재료의 유효한 특성으로서의 파괴인성이 되기 위해서 아래와 같은 조건들이 만족되어야 한다.

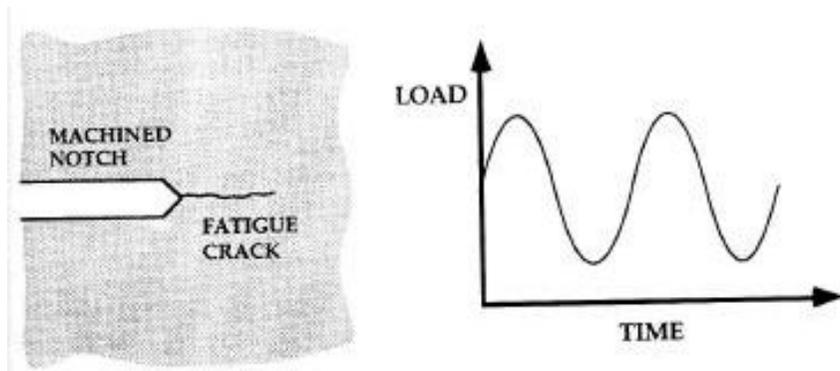


그림 2.13 피로예균열 삽입조건

- 파손 시 균열선단의 반지름은 피로예균열 초기 반지름보다 커야한다.
- 피로예균열을 삽입할 때 생성된 소성변형은 파단 시의 소성변형보다 작아야 한다.

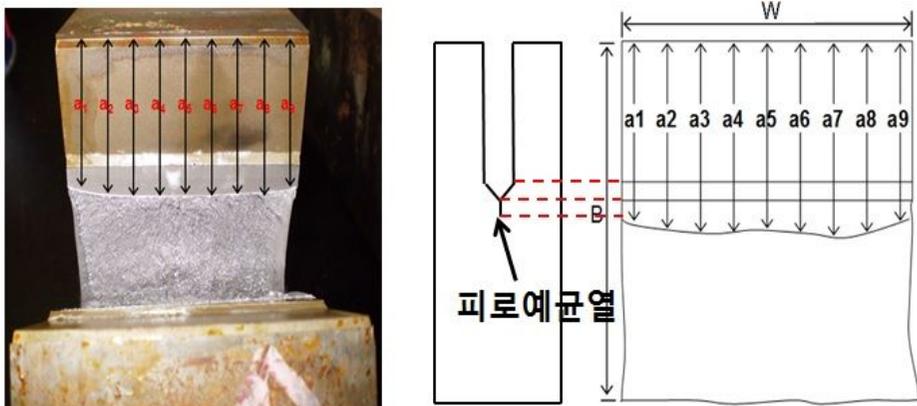
시험편의 노치 선단에 피로예균열을 삽입하기 위해 일정한 반복하중을 주어 2.3mm 정도 균열을 진전시킨다. BS7448에 의하면 $0.45 \leq a/W \leq 0.55$ 의 값을 가지게 되며, 본 연구에서는 $a/W=0.50$ 이 되게 하였다. 총 균열의 길이는 29mm를 기준으로 피로예균열을 삽입하였다. 여기서 적용된 반복하중은 식 (2.41)으로 계산하여 시작 하중을 2.5ton으로 가하고 피로예균열이 점차적으로 성장함에 따라

하중을 감소시켜 종단 하중은 1.8ton으로 였다. 그리고 15cycle/sec로 약 1시간 동안 30000회에서 40000회 사이의 사이클을 준다.

$$F_f = \frac{B(W-a)^2(\sigma_{YSP} + \sigma_{TSP})}{4S} \quad (2.41)$$

여기서, F_f : 피로예비균열 적용 최대하중, σ_{YSP} : 항복응력

$W-a$: 리가먼트, σ_{TSP} : 인장응력 이다.



- $a_0 = (a_1 + a_9)/2 + (a_2 + a_3 + a_4 + a_5 + a_6 + a_7 + a_8)/7$
- 피로 예균열 적정 범위: $0.1 \times a_0 > (a_{max} - a_{min})$

그림 2.14 피로예균열 판정범위

이 때 균열길이는 시험편 폭을 따라 등간격으로 9개 지점을 측정하고, 최대 균열길이와 최소 균열길이의 차이가 균열 평균길이의 10% 이내이어야 적합한 것으로 판정된다.

라. 내부잔류응력 재분포 방법

용접부 잔류응력의 완화 방법은 원리적으로 용접부 부근에서 인장소성변형을 줌으로써 잔류소성 strain의 크기를 작게 하는 것이다. 잔류응력이 완화되지 않은 용접부를 살펴보면 일반적으로 파괴인성 시험편의 피로예균열 삽입을 방해하는 복잡한 잔류응력 분포를 갖는 다는 것을 확인할 수 있다. 인장 잔류응력은 피로예균열의 발생과 성장을 가속시키지만, 압축 잔류응력은 이를 지연시킨다. 잔류응력의 크기는 단면에 따라 다르기 때문에, 용접부 시험편에서 피로예균열 선단은 매우 불규칙하게 나타난다.

CTOD시험을 위한 용접잔류응력 완화 방법은 BS7448에 규정되어 있으며 세 가지를 제시하고 있다.

국부압축(Local compression), 역굽힘(Reverse bending)과 Stepwise High R-ratio이다.

역굽힘은 3점 굽힘시험을 할 때 반대방향으로 굽힘응력을 가함으로써, 시험 전에 압축인장응력을 발생시켜 잔류응력의 효과를 보상하는 방법이다. High R-ratio 방법은 피로예균열 도입 시 두 단계의 R값을 사용하는 방법으로, 1단계에서는 표준시험법에 규격화된 R값(0.1)을 사용하여 균열을 진전시킴으로서 잔류응력의 효과를 극대화시키는 방법이다. 국부 압축법은 표면 두께 1% 미만으로 피로예균열이 적용될 경우 노치 선단 부위에 소성 압축을 가하는 것으로 두께방향의 잔류응력을 재분포하여 균일하게 하고자 하는 방법이다. 하지만 두께 60mm 이상의 극후물인 경우, 판두께가 중앙부까지 압축에 의한 소성변형이 일어나려면 대형 장비가 필요하므로 실험 준비에 대한 어려움이 발생한다.

BS7448과 ASTM에서 위와 같은 용접잔류응력 재분포 방법에 대해 규격화하였다. 하지만 0.1 이상의 R값을 적용한 경우에는 시험편의 ligament에 존재하는 용접잔류응력의 분포를 변화시키지 못한다. 그러므로 피로예균열의 균일화를 얻는 것은 쉽지만 인성이 과대하거나 과소평가되는 경향을 알 수 있다. 또한 일본에서 대체적으로 사용되던 역굽힘 방법의 경우 균일한 피로예균열을 확보하기 어렵다고 평가되고 있다. Machida 등은 실험결과를 비교분석하여, 이 세 가지 방법 중 균일한 피로예균열을 얻기 위해 가장 효과적인 것은 국부 압축법이라고 하였다. BS7448에

서도 Local compression법의 사용이 제시되고 있으며 Local compression으로 어려운 경우에만 다른 방법을 사용하도록 권장한다. 하지만 국부 압축법도 재질 약화에 따른 파괴인성이 과소평가 되거나 압축소성응력에 따른 인성치 과대평가 가능성에 대한 문제가 남아있는 것으로 알려져 있다.

본 연구에서는 Local compression법을 선택하였고 Fig.18은 Local compression법의 방법에 대해서 설명한 그림이다. 그림 2.14의 section A-A'는 환형의 압자를 이용하여 피로에균열을 삽입할 부위에 한쪽 방향을 선택하고 국부적으로 1% 압축하는 방법이다. section B-B'는 $B \times B/2$ 의 직사각형 압자를 제작하여 양쪽 방향을 0.5%씩 국부적으로 압축하는 방법이다. section C-C'는 지름이 $B/2$ 인 환형 압자를 이용하여 양쪽에서 0.5%씩 국부적으로 압축력을 가하는 방법이다. 압축하중은 식 (2.42)을 이용하여 계산하였고

$$P = 0.8B^2R_{p0.2} \quad (2.42)$$

P : 가압하중, B : 폭, $R_{p0.2}$: 시험재의 항복응력

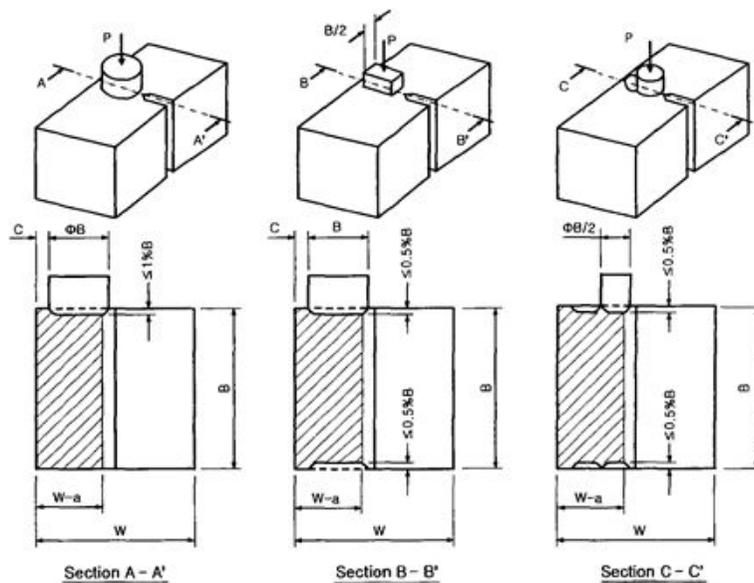


그림 2.15 Local compression 방법

제2절 용접 잔류응력

1. 용접잔류응력 발생 기구

용접열원으로 평판을 가열하면 가열부위가 팽창하고, 열원에서 멀어진 영역은 온도상승이 없기 때문에 가열부위를 구속하는 효과가 있다. 이러한 현상은 양단구속된 부재의 상황과 유사하기 때문에 동일한 형태의 단순 모델화로 적용할 수 있다. 만약 균일한 온도분포로 유지하며 평판의 온도 가열된다면 평판의 열응력 및 잔류응력은 발생하지 않는다. 즉, 용접에 의해 발생된 열응력과 잔류응력은 용접부 주위의 불균일한 온도분포에 의해 발생한 것이다. 그러므로 각 방향에 따라 어떠한 온도구배 분포를 갖느냐에 따라 열응력과 잔류응력의 분포가 결정된다.

깊이방향 효과를 무시한 박판용접의 경우, 용접진행 방향(길이방향, x-방향)의 열응력 및 잔류응력 생성과정을 살펴보면, 길이방향 응력 σ_x 는 폭방향(y-방향)의 불균일한 온도분포에 의해 생성된다. 용접열원에 가까운 전방 A-A 단면에서는 온도상승이 없다. 그러므로 용접선 부근에서는 길이방향으로 팽창하려고 하고, 용접선에서 멀어진 부분에서는 원래상태를 유지하려고 하는 구속효과로 나타난다. 그래서 용접선 주변은 압축응력이 나타나면, 용접선에서 멀어진 부분에서는 압축응력과 동일한 크기의 인장응력이 나타나 길이방향의 힘은 평행을 만족한다. 만약 A-A 단면 용접선 주변과 멀어진 부분에 온도가 균일하게 유지하면서 온도가 상승하였다면 길이방향 열응력은 발생하지 않았을 것이다. 즉, 길이방향(x-방향) 열응력을 발생하게 하는 근본 요인은 폭방향(y-방향) 온도의 불균일한 분포임을 알 수 있다.

용접열원 중심부분인 B-B 단면에서는 열원주변의 온도가 용융온도에 도달하여 재료의 항복응력 및 탄성계수 값이 0에 가깝게 접근하기 때문에 초기가열에 의해 생성된 압축응력이 감소하여 0에 접근하게 된다. 용접선에서 가까운 부분 곳에서는 온도분포에 따라 압축응력이 잔재하고, 용접선으로부터 먼 부분의 응력은 힘의 평형을 만족하기 위해 용접선 주변에 있는 압축응력과 반대인 인장응력이 존재하게 된다.

단면 B-B를 지나면서 용접선 주변에는 가열이 끝나고 냉각이 시작된다. 냉각과

정이 시작되면 용접선 주변에는 탄성적인 수축이 일어난다. 그에 따라 C-C 단면에는 용접선 중심으로 수축에 의한 인장응력이 발생한다. 용접선으로부터 멀리 떨어진 부분에는 힘의 평형을 유지하기 위한 응력이 발생한다.

단면 D-D와 같이 용접선 주변으로 냉각이 계속적으로 진행되어 상온 도달 시, 용접선의 주변에 길이방향으로 인장잔류응력이 존재하게 된다. 또한 용접선에서 먼 부분에서는 힘의 평형을 유지하기 위하여 압축잔류응력이 확인된다. 일반적으로 용접선 주변에서 발생한 최고인장잔류응력 값은 재료의 항복응력을 초과한다. 그리고 용접선에서 먼 부분의 압축잔류응력은 평판 폭의 길이에 영향을 받으며, 폭이 충분히 길면 적은 값으로 멀리까지 분포하는 경향을 나타낸다.

두꺼운 3차원 형상 부재에서 용접열원으로 발생된 각 방향의 열응력과 잔류응력 발생원인은 다음과 같다. x-방향 응력 σ_x 는 y 및 z방향 온도는 불균일한 분포에 영향을 받아 결정된다. y-방향 응력 σ_y 는 x 및 z방향 온도의 불균일한 분포에 의해 결정되며, z-방향 응력 σ_z 는 x 및 y 방향 온도의 불균일한 분포에 의해 결정된다. 일반적으로 평판용접에서 폭 방향에서의 온도구배가 가장 크게 나타난다. 깊이 방향은 길이가 짧기 때문에 길이방향으로 가장 큰 잔류응력이 나타난다.

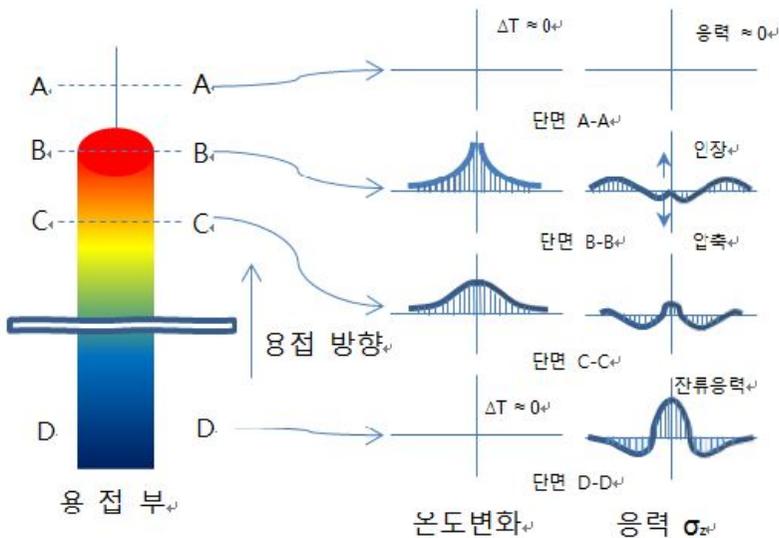


그림 2.16 용접부 및 위치에 따른 잔류응력

용접에 의해 국부적으로 접합부재가 가열과 냉각과정의 열 사이클을 반복하면, 불균일한 열변형을 분포와 고온에서의 소성변형을 및 용접금속의 수축 등에 의해 응력이 발생한다. 또한 실온까지 냉각한 후에도 이 응력은 잔류하게 된다. 이 용접 사이클에서의 응력을 열응력 또는 용접응력이라 부른다. 접합부가 완전히 냉각되고 난 후에 시험편 내부에 잔류하는 응력을 용접잔류응력이라고 한다. 용접부 냉각과정에서 응력은 용접금속의 수축이 동반되는 응력으로 여겨지기에 일반적으로 수축응력이라고 불리진다.

용접잔류응력의 발생 메커니즘의 설명을 위해 그림 2.1의 직사각형 판재를 A, B, C 세 개 영역으로 나누었다. 편의를 위하여 B와 C는 제외한 A만 가열할 수 있다고 가정한다. 그림 2.16과 같이 영역 A만 가열하게 되면 영역B와 C에 의한 구속이 일어나므로 영역 A는 자유롭게 팽창할 수 없게 되고 응력이 발생하게 된다. 즉, 판재에 생성되는 열응력은 영역 A에서 압축응력 σ_1 이 발생하고, 영역 B와 C에서는 이것에 상응하는 인장응력 σ_x, σ_3 이 생성된다. 이것은 영역 B와 C가 영역 A를 구속하고 있기 때문에 발생하는 현상이다. 그 결과, 판재에는 그림에서와 같이 변형을 동반하게 된다.

압축응력 σ_1 은 영역 A의 온도상승과 함께 점차 그 절대 값이 증가하지만 그 값이 무한대로 커지지는 않는다.

앞에서 언급했듯이 온도가 증가하면서 재료는 연화되고 변형저항이 감소하므로 그에 따라 압축응력은 한정된다. 온도상승에 의한 지속적인 팽창은 압축소성변형을 일으키게 된다. 그림 2.17은 영역 A를 가열과 냉각과정을 거치게 한 경우 냉각 후 판재의 응력과 변형상태를 나타낸 것이다. 응력분포는 정확히 반대 형상을 갖는다. 영역 A에는 인장응력이 영역 B에는 압축응력이 잔류하고 있기 때문이다.

이는 재료를 가열할 때 압축소성변형이 축적된 영역 A가 냉각이 되고 수축이 일어나면서 발생하는 현상이다. 그러므로 압축소성변형을 받는 영역 A는 냉각 시에 오히려 수축량이 B, C영역보다 크게 되어 이들의 구속을 받고 인장응력을 일으키며, 최종적으로 그림과 같이 잔류응력의 변형이 남게 된다.

용접잔류응력의 생성은 앞에서 제시한 모델에서 볼 수 있는 것과 같이, 용접부의 가열과 냉각의 동반으로 열응력의 최종상태로써 이해할 수 있다. 응력의 발생

에 필수적인 조건으로서 구조부재에 반드시 구속이 존재해야한다. 이와 같은 부재에 대한 구속이 있어서 외부에서 가하는 것과, 실제 가열냉각으로 부재 자신 또는 부재 상호간에 자연히 발생하는 것도 있다.

용접을 할 때 열을 받으면 금속재료는 팽창해야 하지만, 구속되어 있기 때문에 연신을 할 수가 없게 된다. 그러므로 재료에는 실제로 압축응력이 걸리게 된다. 또한 금속재료를 냉각 할 때 재료는 수축하게 되지만 양 끝단이 고정된 상태이므로 인장응력이 소재 내부에 잔류하게 된다. 용접 공정에 의한 용접부 근방에서의 급속가열 및 급속냉각의 열 사이클을 받으면, 열원의 이동과 온도장의 변화가 함께 용접부의 불균일한 온도분포를 발생시킨다.

특수 구조물이나 후물재의 경우 용접잔류응력에 의해 취성파괴를 일으킬 수 있다. 그러므로 잔류응력을 완화시키기 위해 기계적 방법이나 또는 열처리의 기법을 적용하여 적절한 방안을 모색해야한다.

2. 용접잔류응력 분포특성

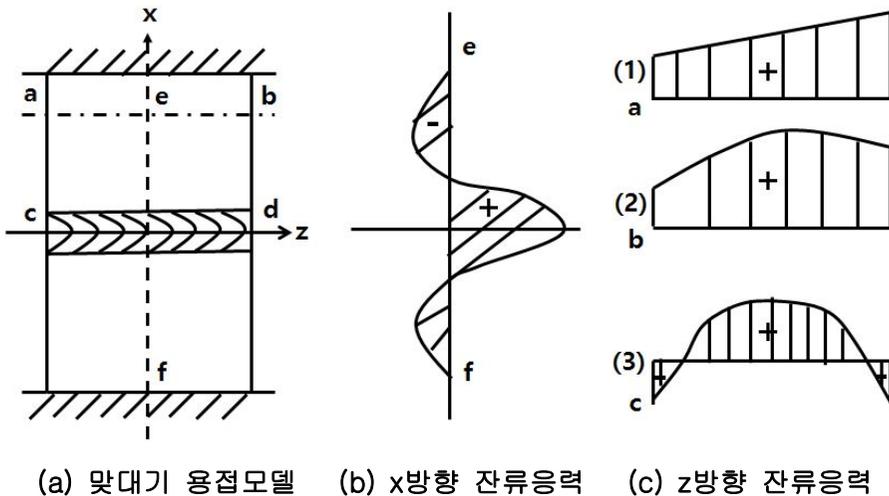


그림 2.17 맞대기용접의 용접잔류응력분포

후판의 맞대기 용접 이음부에 관하여 용접잔류응력에 대한 일반적인 분포는 그림 2.17과 같다. 용접잔류응력 분포는 Arc 용접의 이음부에서 판의 형상, 치수에 따라 다르게 나타난다. 그리고 용접봉의 이음부 근처에서 잔류응력이 불규칙하게 변동하므로 용접잔류응력 분포는 더 복잡해지지만 일반적인 맞대기 이음의 대표적인 특성은 그림 2.17에 나타난 바와 같다. 용접 길이가 긴 용접부 근처에서 용접선 방향(종 방향)의 잔류응력(σ_z)이 이것에 직각방향(횡 방향) 잔류응력(σ_x)보다 상당히 크다. 용접부 근처에서 종 방향 인장응력의 크기는 실험과 계산결과에 의하면 연강의 용접이음부에서는 재료의 인장항복응력 정도의 크기를 갖는다. 그러나 고장력강에서는 반대로 인장항복응력보다 작다. 주요인은 고장력강 용접에서 용접금속과 열영향부의 냉각 중에 발생하는 상변태에 의한 팽창이라고 할 수 있다. 이는 200~300℃까지 저온이 된 후 일어나기 때문이다.

구조물의 용접이음부에서 이음주변이 자유변이 아니고 그림 2.17의 (a)처럼 일단 고정일 때는 횡방향 수축이 구속되어 자유롭게 수축될 수 없는 경우가 있다. 그림 2.17의 (b), (c)는 잔류응력분포의 특성을 나타낸 것이다. (b) 그림에 나타난 종 방향 잔류응력 및 (c)-3 그림의 횡방향 잔류응력의 크기는 주변이 자유인 용접 접합의 잔류응력과 거의 같다.

구속응력에서 특히 문제되는 것은 두꺼운 판의 맞대기 이음을 다층 용접할 때 그 초층 용접에서 일어나는 구속응력이다. 이 경우 구속에 의하여 발생하는 변형량의 대부분은 변형하기 쉬운 용접부에 집중하고 용접부 구속응력이 상당히 크게 되므로 용접균열의 원인이 된다.

제 3 장 유한요소 해석모델

제1절 유한요소 해석을 위한 CTOD 시험조건

Local compression량에 따른 용접잔류응력 재분포 변화를 구현하기 위해 2차원 비선형 용접해석을 MSC사의 MARC 프로그램으로 수치 시뮬레이션을 수행하였다.

해석에 사용된 요소는 4절점 아이소-파라메트릭(Iso-parametric) 2차원 요소를 사용 하였다. 사용된 총 node 수는 4,422개이고, 총 element 수는 4,310개 이다.

경계조건은 양단의 Y축의 18개 node를 x,y,z 방향으로 all fixed 하였다. 또한 모재의 초기온도는 30℃, 대기온도는 30℃로 설정하였다. 열과 응력의 coupling 해석을 실시하였으며 총 해석시간은 21,941초, 용접시간 6,300초로 구성되어 있다.

제2절 재료의 물성치

재료는 해양구조물에 쓰이는 API 2W Grade. 60으로 설정하였으며 재료의 기계적 성질과 화학조성 그리고 온도에 의존한 물리적 성질을 고려하였다. 그러므로 용접 해석을 함에 있어서 온도변화에 따른 재료의 물성치를 적용하는 것이 중요하다.

표 3.1 기계적 성질

소재	항복강도 (MPa)		인장강도 (MPa)	연신율 (%)
API 2W	t ≤ 25mm	414-621	517	22
Gr. 60	t ≥ 25mm	414-586		

표 3.2 화학조성

소재	C	Mg	P	S	SI	Ni	Cr	Mo	Cu	Ti	Cb	N	Al
API 2W Gr. 60	0.16	1.15 - 1.60	0.03	0.010	0.05 - 0.50	1.0	0.25	0.15	0.35	0.007 - 0.02	0.03	0.012	0.02 - 0.06

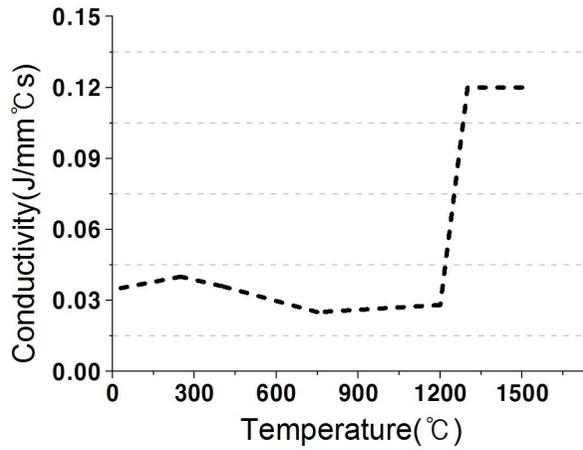


그림 3.1 온도 의존에 의한 열전도도

표 3.3 온도 의존에 의한 열전도도

온도(°C)	0	250	400	750	1200	1300	1500
열전도도 (J/mm · °Cs)	0.0345	0.04	0.036	0.025	0.028	0.12	0.12

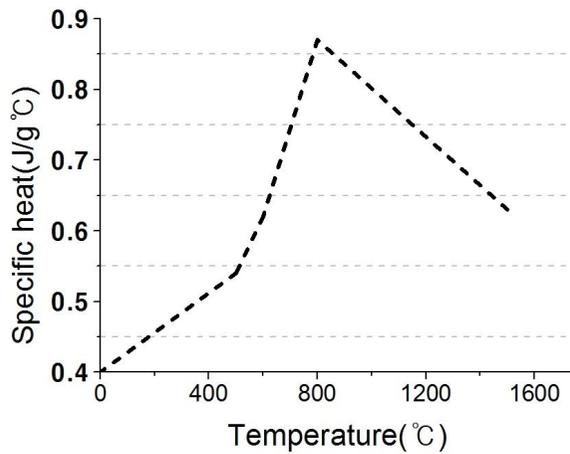


그림 3.2 온도 의존에 의한 비열

표 3.4 온도 의존에 의한 비열

온도(°C)	0	500	600	800	1500
비열 (J/g · °C)	0.4	0.54	0.62	0.87	0.63

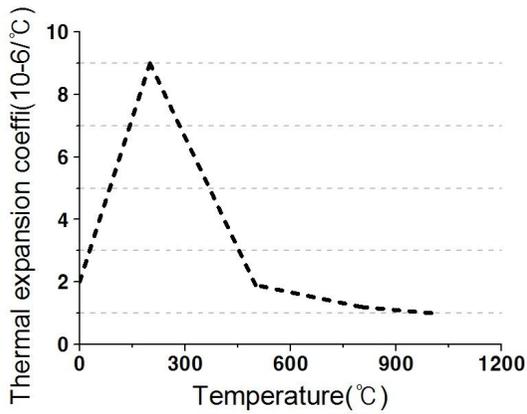


그림 3.3 온도 의존에 의한 열팽창계수

표 3.5 온도 의존에 의한 열팽창계수

온도(°C)	0	200	500	800	1000
열팽창계수 (10 ⁻⁶ /°C)	2.0	9.0	1.9	1.2	1.0

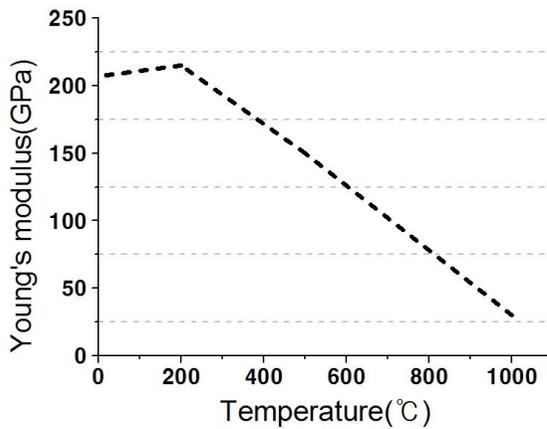


그림 3.4 온도 의존에 의한 탄성계수

표 3.6 온도 의존에 의한 탄성계수

온도(°C)	0	200	500	1000
탄성계수 (GPa)	207	215	150	30

제3절 해석모델

1. 2차원 유한요소 해석모델

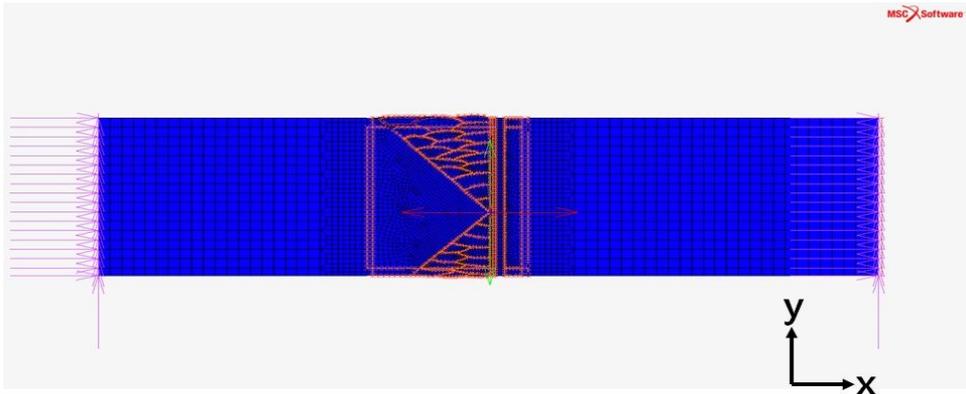


그림 3.5 2차원 유한요소 해석모델

먼저 두께 65mm인 강재의 다층용접공정을 상용 유한요소해석 프로그램을 이용하여 해석하였다. 그림 3.5 에서와 같이 용착금속이 해당 패스 용접 시에 생성되도록 하였다. 본 해석에 사용된 물성 값은 온도의 함수로써 해석에 적용하였다. 기하 경계조건은 모델 양단을 x, y, z방향 변위에 대한 자유도로 구속하였으며 열적 경계조건은 모델 표면에 대기로의 열전달이 온도의 함수로 적용되도록 하였다. 구속조건은 양단구속이고 입열은 이중 타원형 가우시안 체적 열원 모델을 적용하였다. 용접해석은 해석 옵션에 따라 차이가 있지만 소재와 기하 비선형적인 해석으로 계산되는 데이터의 양이 방대하여 장시간의 해석시간이 필요하다.

3차원 모델의 다층용접 해석을 하는 것이 바람직하지만 본고에서 해석 대상은 길이방향으로 동일한 맞대기 자동 용접모델이므로 각 해석시간에서 단면의 변형상태가 일정하다는 가정 하에 4절점 solid generalized plain strain element를 이용하여 준 정상상태 영역의 2차원 해석으로 모사하였다.

2. Von-Mises Stress 해석모델

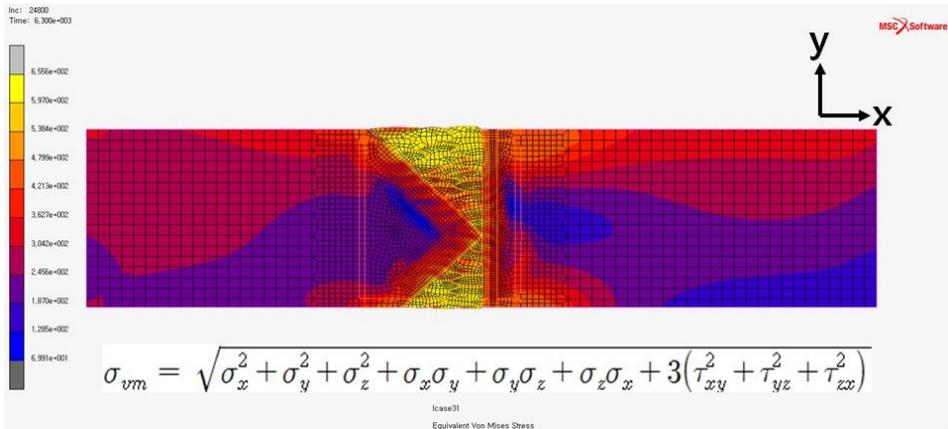
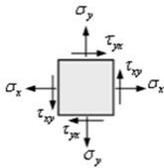


그림 3.6 폰-미세스 응력 해석모델



Von-Mises Stress는 3차원 연성재료에서 모든 방향의 응력을 효과적으로 표현하기 위해 사용되는 방법

등가응력은 3차원 연성재료에서 모든 방향의 응력을 효과적으로 표현하기 위해 사용되는 방법이다. 최종 용접된 시편의 등가응력 분포는 그림 3.6과 같다. 2차원 해석결과를 가지고 형상 데이터와 함께 길이방향으로 mapping시켜 그림 3.9와 같은 3차원 모델을 생성하였다. 용접해석에 있어서 시종단부를 제외한 중앙부에서는 준 정상상태임을 이용하여 CTOD 시편의 시종단부는 역학적 고려대상으로 삼지 않고 용접 시편의 중앙부의 2차원 해석결과를 3차원 모델로 확장하여 생성한 모델이다. 준 정상상태에 대한 설명은 그림 3.7과 3.8과 같다.

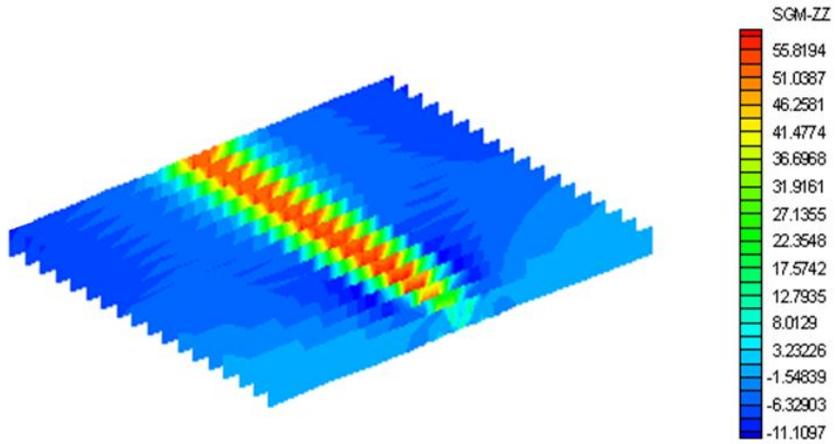


그림 3.7 용접해석의 준정상상태 모델

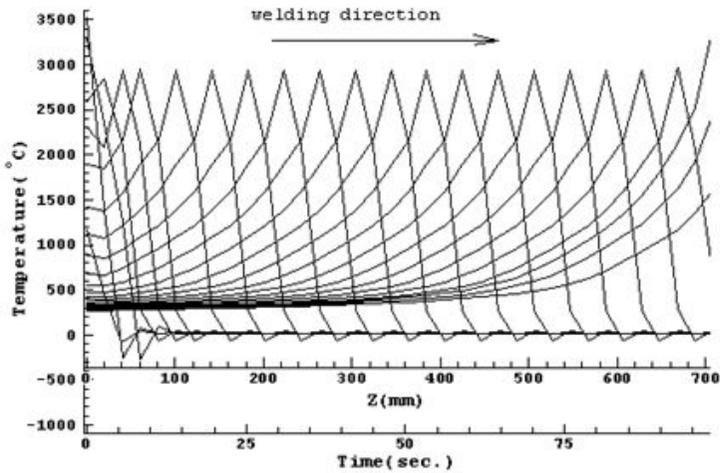


그림 3.8 용접해석의 준정상상태 그래프

3. 3차원 유한요소 해석모델

BS 7448의 시험편 형상은 $B \times B$, $B \times 2B$, compact 시험편의 3가지가 있으며 수치 해석은 $B \times B$ 시험편의 크기로 하였다. 그림 3.9의 3차원 모델의 중심부를 CTOD 시험편의 크기로 절단하였다.

3차원 모델에서 표면과의 마찰을 고려한 밀링 해석과 시험편 내부의 역학적 상태에 미치는 영향은 본 연구에 미치는 영향이 매우 적다. 따라서 해석의 경제성을 고려하여 $B \times B$ 크기의 시험편 표면에 구속을 해방시키고 새로운 자유표면에 경계 조건을 부여함과 동시에 CTOD 시험모델 이외의 요소들을 제거함으로써 절단을 모사하였다.

동일한 방법으로 실제 시험편의 준비과정을 모사하고 시험편중심에 기계노치를 적용시켰다. 그림 3.10의 3차원 용접 시험편을 가공하고 중심에 기계노치까지 적용한 후의 내부 잔류응력 분포의 양상이다. 구속도가 크 폭으로 변화함에 따라 최초 용접잔류응력이 3차원적으로 크게 재분포된 것을 확인할 수 있다.

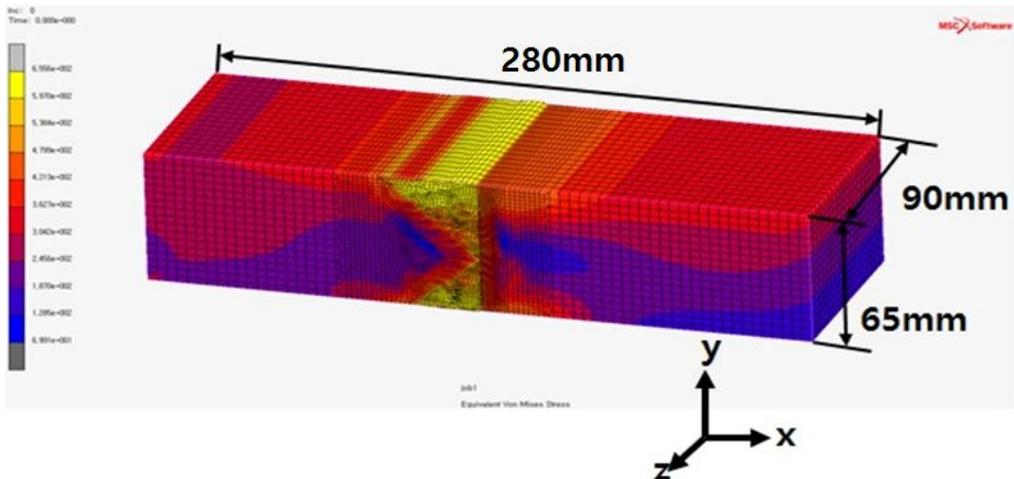


그림 3.9 3차원 유한요소 해석모델

4. 노치 가공에 의한 해석모델

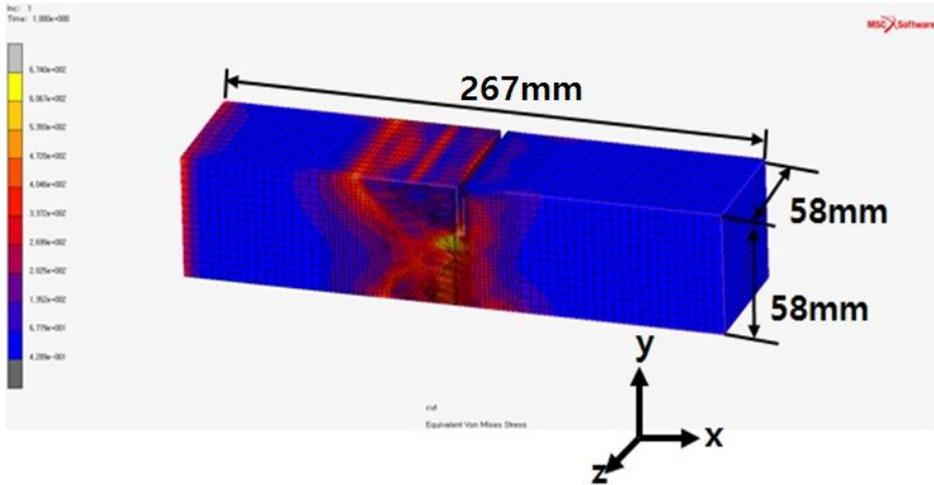


그림 3.10 노치가공에 의한 해석모델

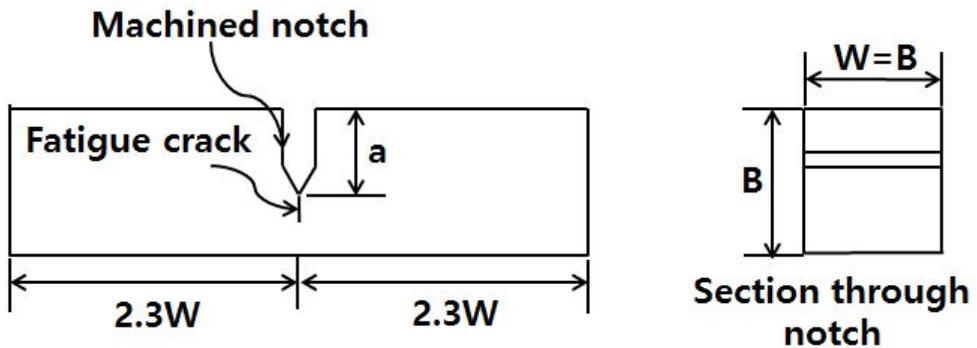


그림 3.11 CTOD 시험 시편규격

표 3.7 CTOD 시험편 치수

CTOD 시험편 치수	
두께 (B)	58mm
너비 (W)	58mm(W=B)
길이 (S)	267mm(4.6B)
노치가공	29mm (0.45W~0.55W)

5. Local compression에 의한 해석모델

용접된 시험편을 BS7448에서 정한 CTOD 시편크기로 절단하여 중심부에 노치가공을 부여하고 이 노치 선단에서부터 피로예균열을 생성시켜야 비로소 시험편의 준비단계가 완료된다.

이 때 균열 길이는 시험편 폭 방향으로 등간격 9개 지점을 선정하여 측정한다. 최대 균열길이와 최소 균열길이의 차이가 균열 평균길이의 10% 이내이어야 적합한 것으로 판단된다.

피로예균열이 균일하게 발생되어야 하지만 후물재의 용접부에서 인장 및 압축 잔류응력의 영향으로 종종 불균일하게 피로예균열이 생성된다. 이러한 문제를 방지하기 위해 그림 3.12와 같이 압자를 이용하여 가공이 완료된 CTOD 시험편의 한 쪽 또는 양쪽에 Local compression을 가하여 노치선단의 용접잔류응력을 경감시키고 불균일한 내부 잔류응력을 고르게 분포시킬 수 있다. 규격에서 허용한 최대 압입 깊이는 시험편 두께의 1%이내이다.

본고에서 해석범위는 피로예균열을 생성시키는 전 단계까지이다. 그림 3.10은 기계 노치까지 시험편으로서 준비가 완료된 상태이다. CTOD의 해석 모델은 그림 3.11의 상단과 같이 Local compression을 두께의 0.25%씩 가하는 탄소성해석을 수행하였다. 이 때 잔류응력은 그림 3.12에서 3.19까지 크게 재분포되는 것을 확인할 수 있다.

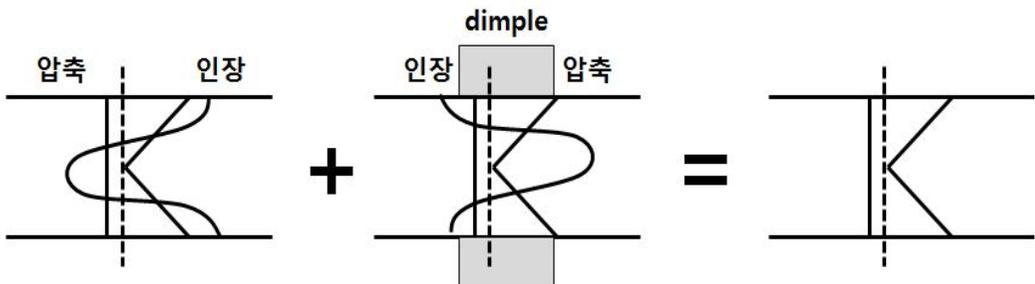


그림 3.12 Local compression에 따른 용접부 잔류응력변화

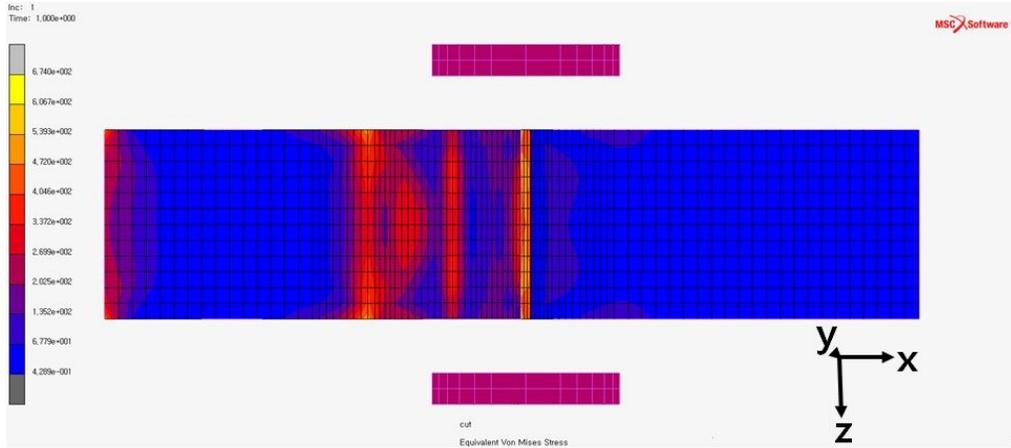


그림 3.13 1초 동안 1step으로 시험편 준비 및 노치가공

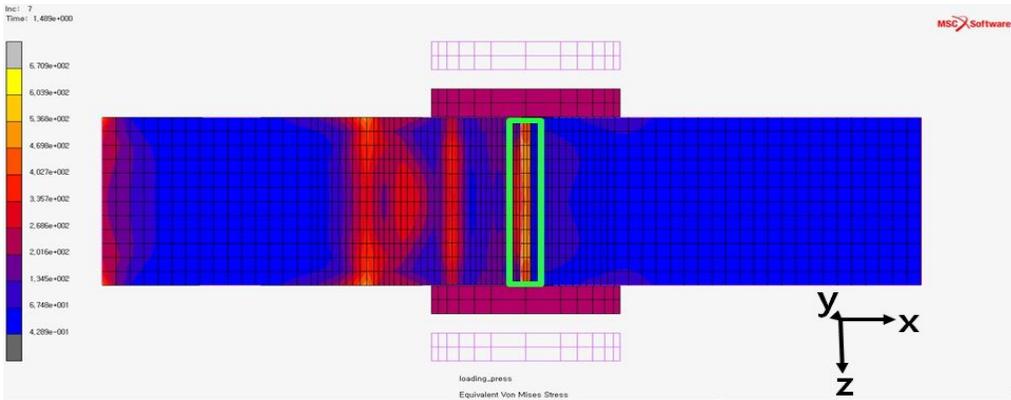


그림 3.14 7step에서 압자가 시험편을 가압하기 직전의 잔류응력분포

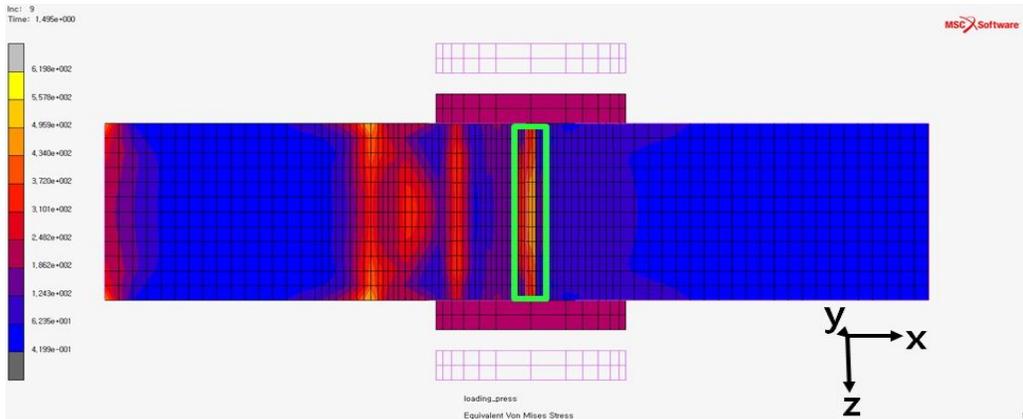


그림 3.15 9step에서 압자가 시험편을 가압할 때 잔류응력분포

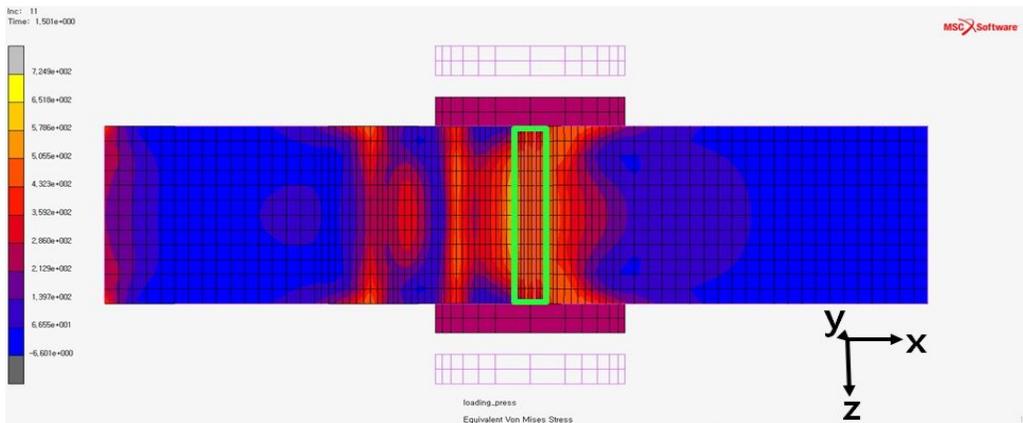


그림 3.16 11step에서 압자가 시험편을 최대 가압한 잔류응력분포

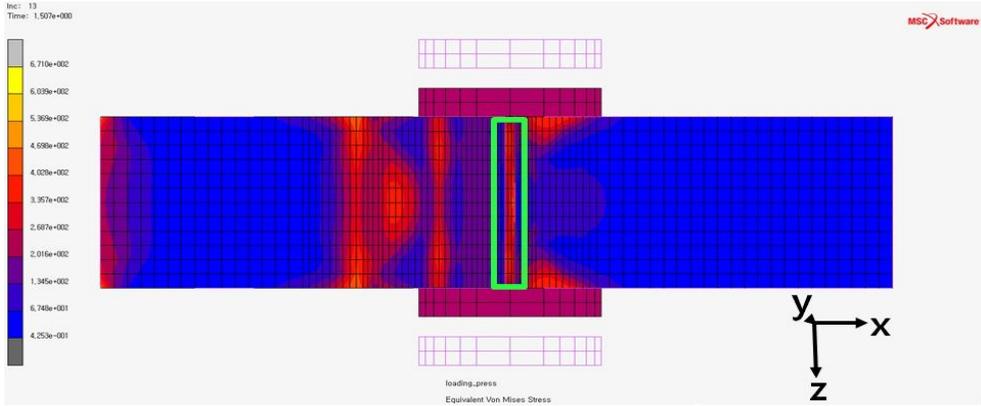


그림 3.17 13step에서 압자가 시험편에서 떨어질 때 잔류응력분포

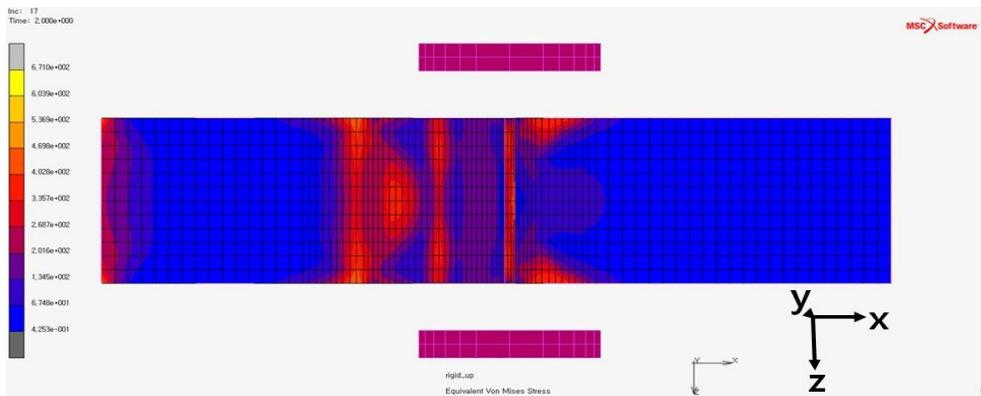


그림 3.18 17step에서 압자가 원위치로 복귀 후 잔류응력분포

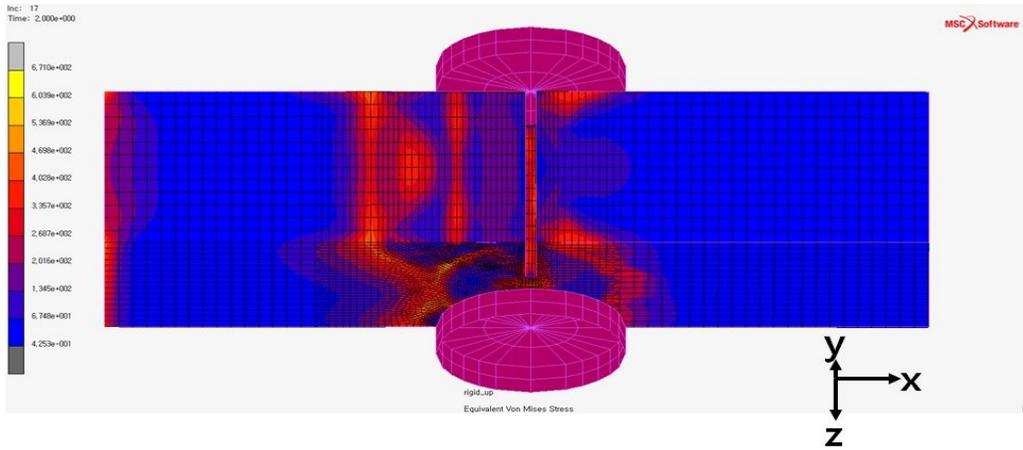


그림 3.19 Local compression 후 잔류응력 재분포

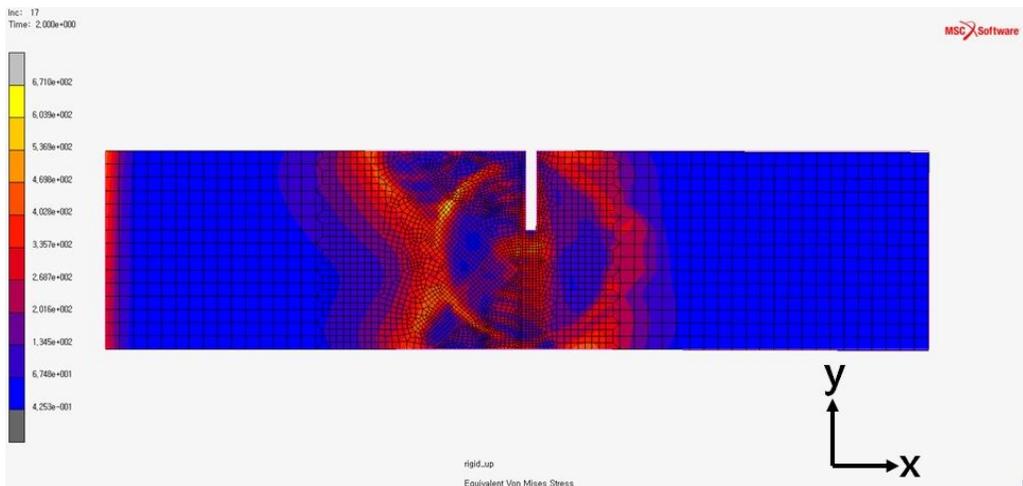


그림 3.20 Local compression 후 잔류응력 재분포

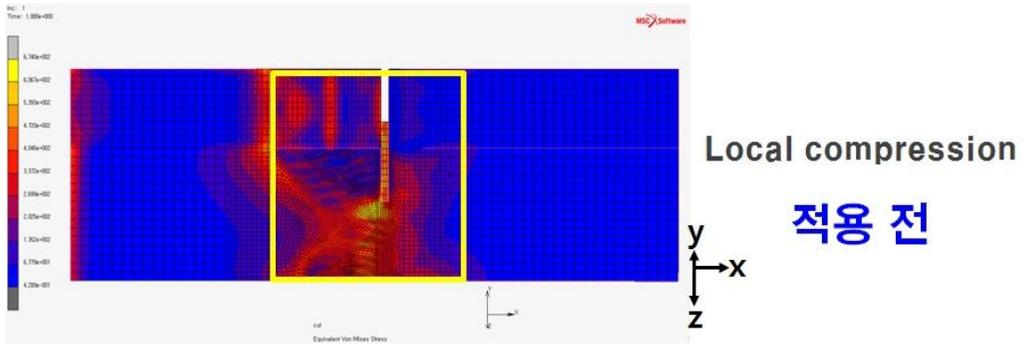


그림 3.21 Local compression 적용 전 잔류응력분포

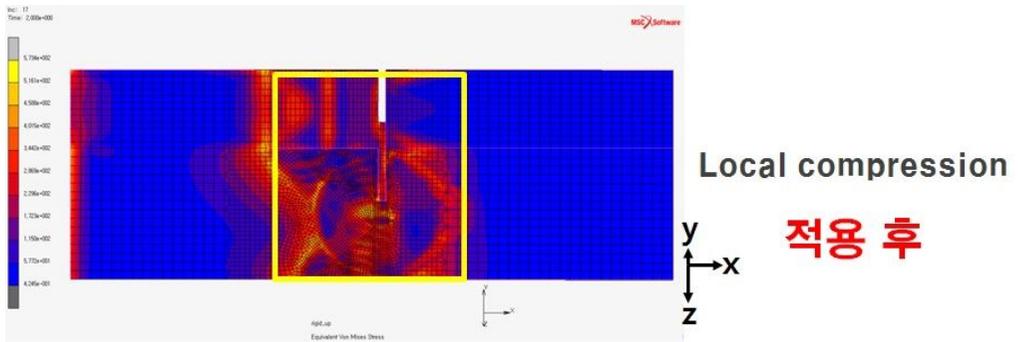


그림 3.22 Local compression 적용 후 잔류응력분포

제 4 장 결과 및 고찰

제1절 해석결과

1. 다층용접 시험편의 잔류응력분포 그래프

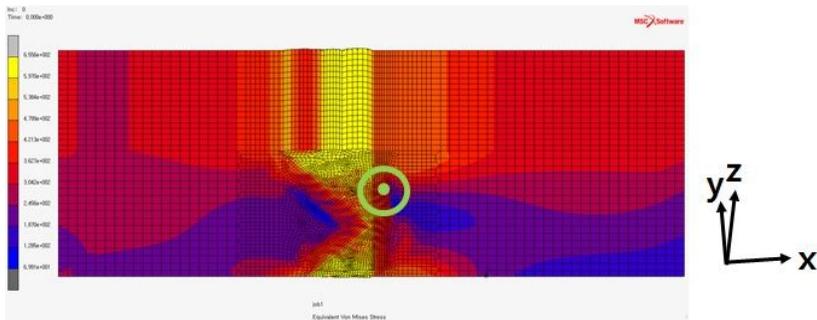


그림 4.1 다층용접 HAZ부 유한요소 해석결과

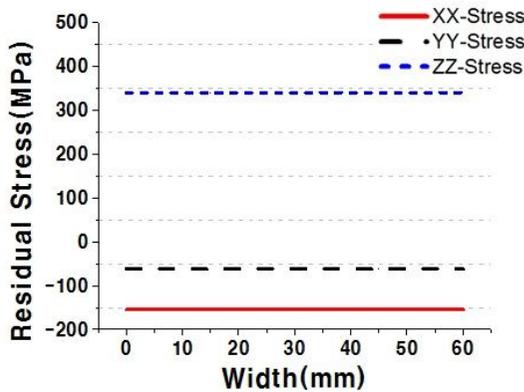


그림 4.2 다층용접 HAZ부 유한요소 해석그래프

용접잔류응력분포는 X-X방향에서 150MPa의 압축잔류응력이 작용하고 Y-Y방향에서 50MPa의 압축잔류응력이 작용한다. 그리고 Z-Z방향에서는 350MPa의 인장잔류응력이 작용하는 것으로 보아 시편의 준정상상태의 적용에 의해 일정한 값이 나왔음을 알 수 있다.

2. 노치 가공 후 잔류응력분포 그래프

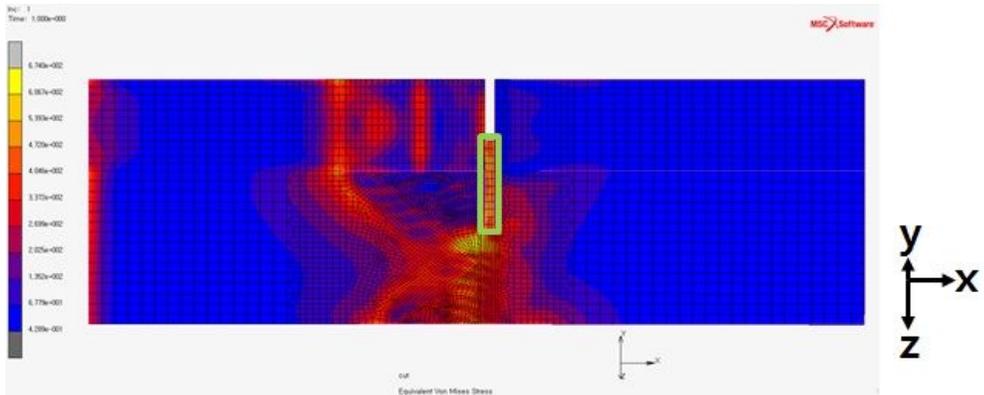


그림 4.3 노치가공 후 유한요소 해석결과

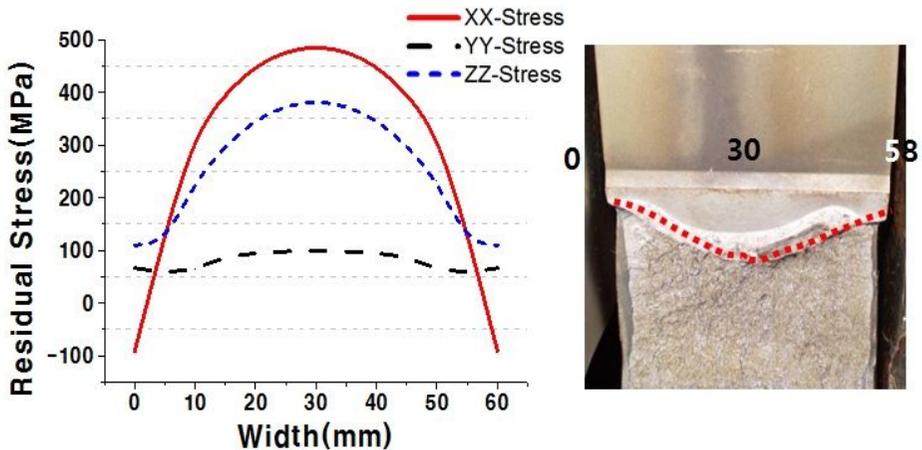


그림 4.4 노치가공 후 유한요소 해석그래프

X-X방향의 외측부에서 100MPa의 압축잔류응력이 작용하고 중앙부에서 450MPa의 인장응력이 작용함을 알 수 있다. 또한 Y-Y방향에서 50MPa의 인장잔류응력이 작용하고 Z-Z방향에서는 중앙부에서 350MPa의 인장잔류응력이 작용하는 것을 알 수 있다. 이 결과 그림 4.4의 오른쪽과 같이 중앙부가 볼록한 피로예균열 성장을 예상할 수 있다.

2. Local compression에 의한 잔류응력분포 그래프

가. 두께의 0.25% Local compression 결과

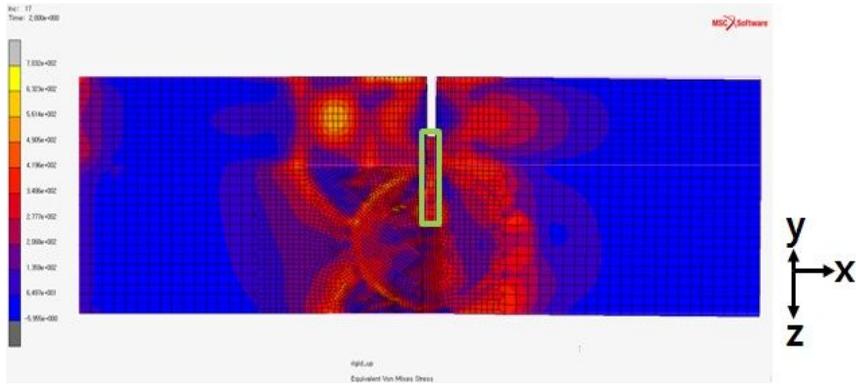


그림 4.5 두께 0.25% Local compression의 해석결과

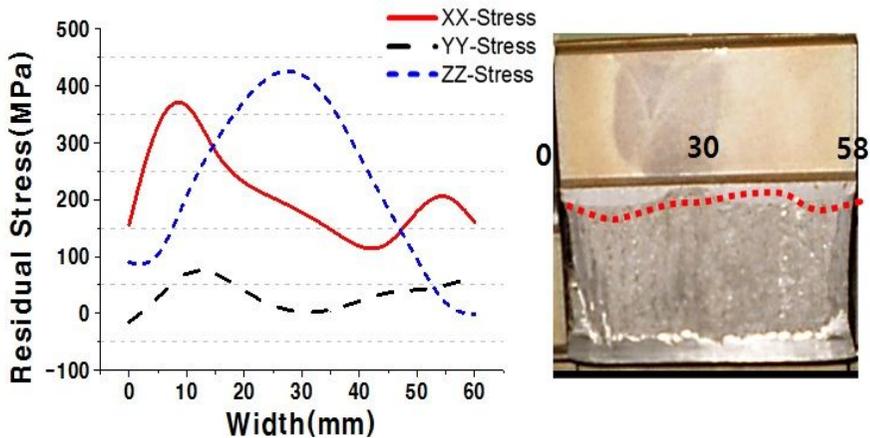


그림 4.6 두께 0.25% Local compression의 해석그래프

X-X방향은 50~350MPa의 불균일한 인장응력이 작용하여 불균일한 피로예균열 성장을 예상할 수 있다. Y-Y방향에서는 100MPa 이내의 불균일한 인장응력이 작용한다. 그리고 Z-Z방향에서는 중앙부에서 420MPa, 외측부에서는 100MPa의 인장잔류응력이 작용하고 있는 것을 알 수 있다.

나. 두께의 0.5% Local compression 결과

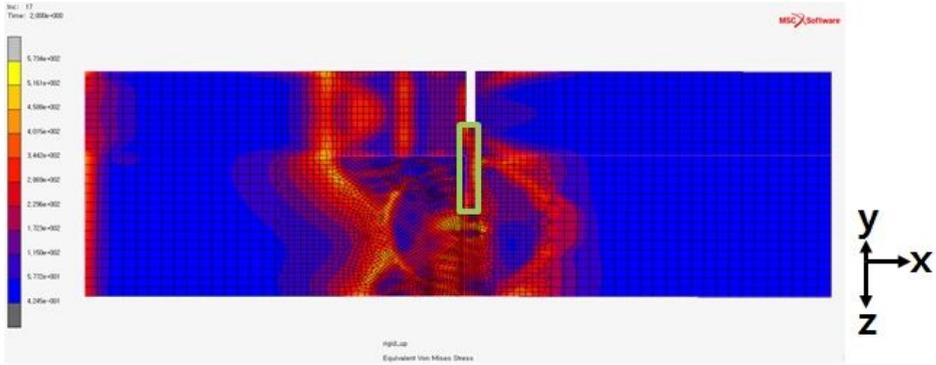


그림 4.7 두께 0.5% Local compression의 해석결과

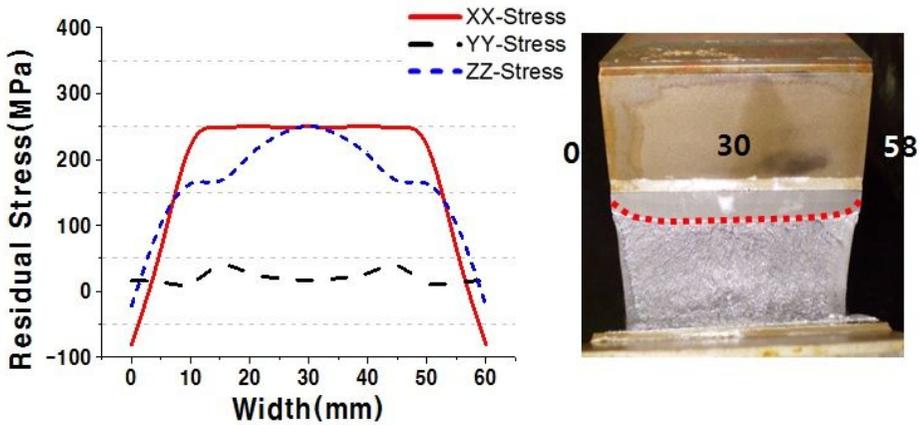


그림 4.8 두께 0.5% Local compression의 해석그래프

X-X방향의 외측부에서 100MPa의 압축잔류응력이 작용하고 10~50mm 부근에서 250MPa의 인장응력이 작용함을 알 수 있다. Y-Y방향에서 50MPa의 인장잔류응력이 작용하고 Z-Z방향에서는 중앙부에서 250MPa의 인장잔류응력이 작용하는 것을 알 수 있다. 이 결과 그림 4.8의 오른쪽과 같이 균일한 피로예균열 성장을 예상할 수 있다.

다. 두께의 0.75% Local compression 결과

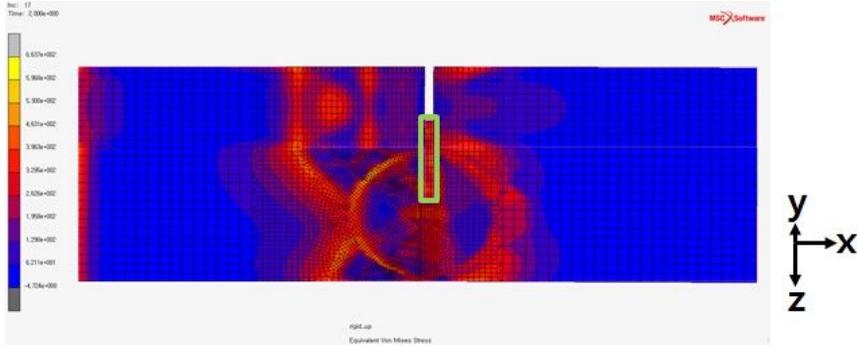


그림 4.9 두께 0.75% Local compression의 해석결과

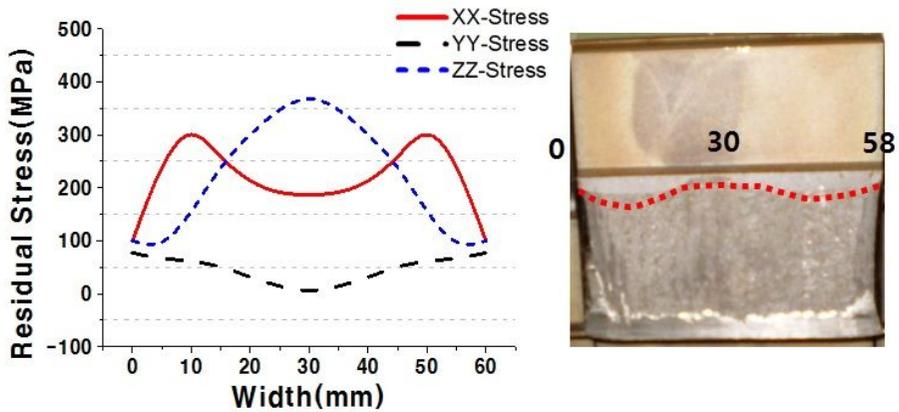


그림 4.10 두께 0.75% Local compression의 해석그래프

X-X방향의 외측부에서 100~300MPa의 인장잔류응력이 작용하고 중앙부에서 200MPa의 인장응력이 작용함을 알 수 있다. Y-Y방향에서 100MPa의 인장잔류응력이 작용하고 Z-Z방향에서는 중앙부에서 350MPa의 인장잔류응력이 작용하는 것을 알 수 있다. 이 결과 그림 4.10의 오른쪽과 같이 불균일한 피로예균열 성장을 예상할 수 있다.

라. 두께의 1.0% Local compression 결과

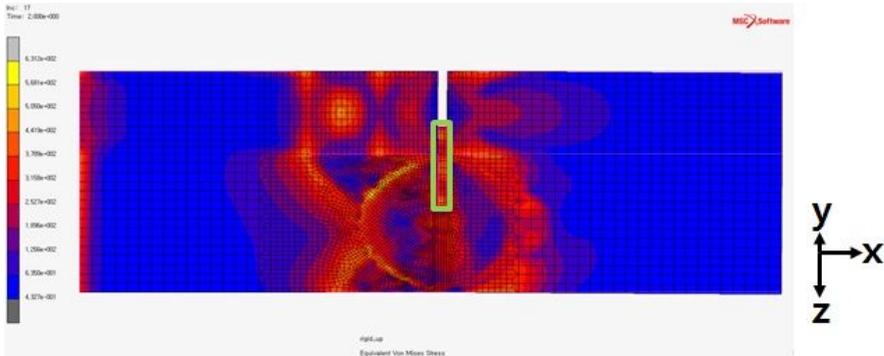


그림 4.11 두께 1.0% Local compression의 해석결과

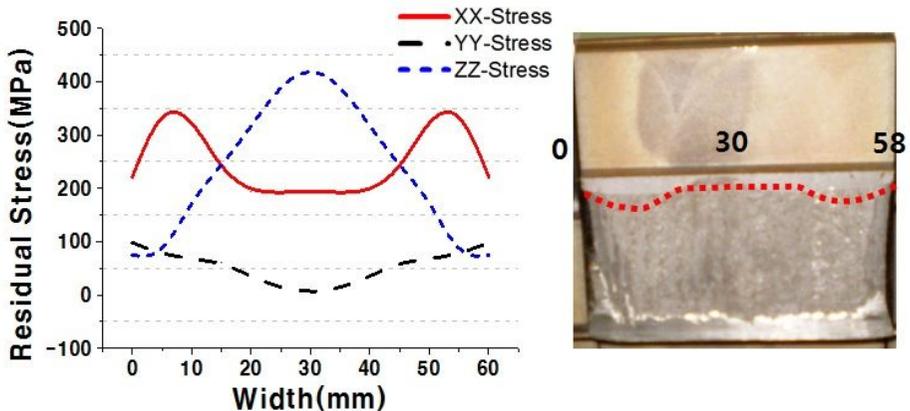


그림 4.12 두께 1.0% Local compression의 해석그래프

X-X방향의 외측부에서 250~350MPa의 인장잔류응력이 작용하고 중앙부에서 200MPa의 인장응력이 작용함을 알 수 있다. Y-Y방향에서 100MPa의 인장잔류응력이 작용하고 Z-Z방향에서는 중앙부에서 420MPa의 인장잔류응력이 작용하는 것을 알 수 있다. 이 결과 그림 4.12의 오른쪽과 같이 불균일한 피로예균열 성장을 예상할 수 있다.

마. 두께의 1.25% Local compression 결과

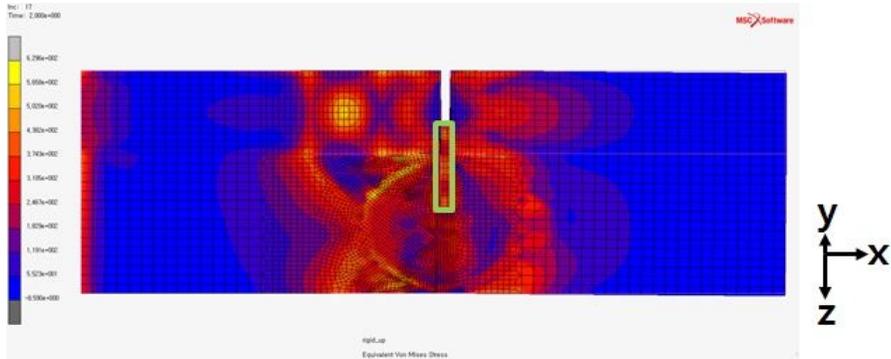


그림 4.13 두께 1.25% Local compression의 해석결과

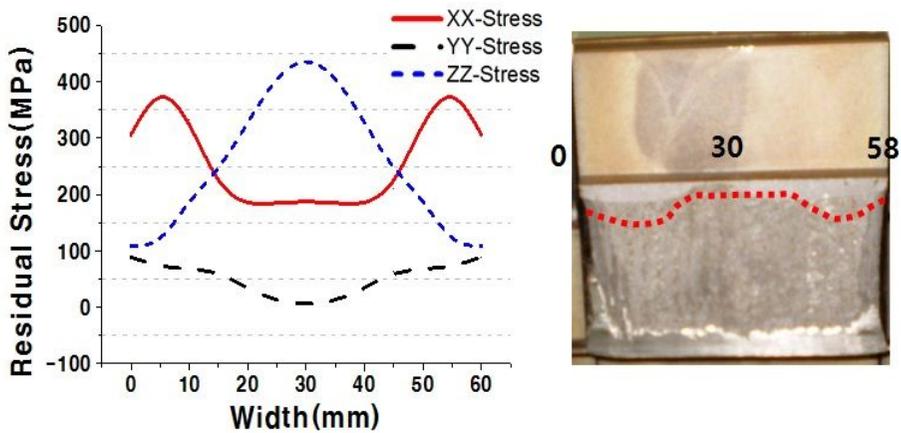


그림 4.14 두께 1.25% Local compression의 해석그래프

X-X방향의 외측부에서 300~350MPa의 인장잔류응력이 작용하고 중앙부에서 200MPa의 인장응력이 작용함을 알 수 있다. Y-Y방향에서 100MPa의 인장잔류응력이 작용하고 Z-Z방향에서는 중앙부에서 450MPa의 인장잔류응력이 작용하는 것을 알 수 있다. 이 결과 그림 4.14의 오른쪽과 같이 불균일한 피로예균열 성장을 예상할 수 있다.

바. X-X방향 잔류응력 그래프

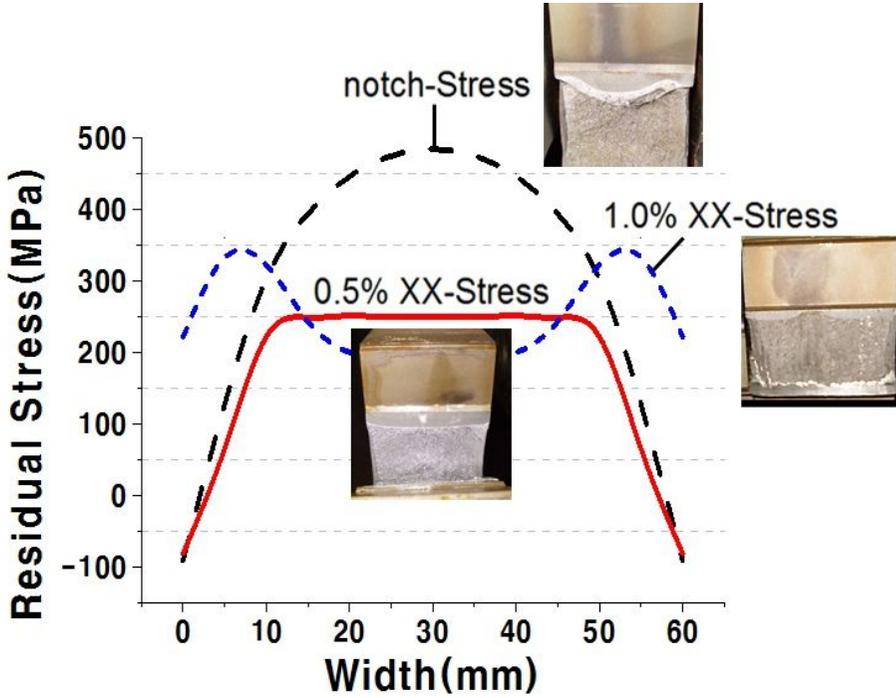


그림 4.15 X-X방향의 잔류응력 해석그래프

notch 가공 후의 X-X방향의 용접잔류응력분포는 중앙부에서 450MPa의 우세한 인장잔류응력이 작용하여 중앙부가 불룩한 피로예균열 성장을 예상할 수 있다. 두께의 0.5%를 가압을 하였을 때 X-X방향은 중앙부가 250MPa의 균등한 인장잔류응력이 발생하여 균일한 피로예균열 성장을 예상할 수 있다. 또한 두께의 1.0%를 가압하였을 때 X-X방향은 외측부에 우세한 인장잔류응력이 작용하고 중앙부에서는 상대적으로 낮은 인장잔류응력이 발생하여 불균일한 피로예균열의 성장을 예상할 수 있게 된다. 그러므로 유한요소해석을 통하여 두께의 0.5%를 Local compression 하였을 때 규격에서 정한 범위에 들어오는 피로예균열 성장을 실제 실험을 통하지 않고서도 예측할 수 있다.

제 5 장 결 론

다층용접에 의해 발생된 모델의 내부잔류응력은 노치가공에 의한 시험편 준비와 Local compression을 가하는 단계에서 구속도의 변화와 외력의 작용으로 크게 변화되는 것을 알 수 있다.

각 단계에서 성분별 용접잔류응력의 분포는 노치선단에서 시편 폭을 따라 그림 4.4 ~ 4.13의 그래프와 같이 피로예균열 양상을 도시하였다.

각 그래프에서 x축은 시편의 좌우 길이(267mm)를 나타내고 y축은 시편의 두께(58mm)를 나타낸다. 그림 3.9는 용접직후 용접잔류응력 분포상태이며 이 때 기계 노치를 포함한 B×B시편으로의 절단에 의해 노치선단의 폭에 걸친 응력분포는 중앙부가 압축응력으로 크게 변화하는 것을 알 수 있다. 시편 중앙부에서 노치가공 후 3점 굽힘 반복하중으로 피로예균열을 발생시킬 때 균열선단의 응력장이 균열 개구방향에 대해 저항력으로 작용한다. 또한 인장응력이 작용하게 되면 피로예균열의 성장이 촉진된다. 따라서 다층용접 후 시편가공 된 상태에서 피로예균열을 생성시킨다면 중앙부의 피로예균열 진전이 시편 폭의 외측부보다 현저하게 증가할 것으로 예상할 수 있다.

그림 4.3 ~ 4.14는 시험편의 양측에서 Local compression을 두께 방향으로 0.25%씩 가한 후 같은 위치의 응력분포이다. 절단 직후의 중앙부와 외측부의 응력 분포의 편차가 대폭 감소하는 모습을 볼 수 있다.

그림 4.13은 BS 7448에서 규정한 최대 Local compression량을 초과하여 시험편 양 측에서 각각 모델 두께의 0.625%의 Local compression 처리를 한 경우의 시뮬레이션 결과이다. 외측부에서 인장응력이 우세하게 발달하고 중앙부에서는 균일한 인장응력이 발생됨을 볼 수 있다. 필요 이상의 소성변형이 발생한 시편에 피로예균열을 발생시키면 외측부에서 피로예균열의 성장이 중앙부보다 촉진 될 것으로 예상된다.

그림 3.21은 두께 65mm의 후물재를 다층용접하고 노치가공을 규격에 맞게 실시하여 시험편을 준비하고 CTOD 시험을 완료한 후의 단면 모습이다.

그림 4.3은 용접시험편 제작 후에 시험편 가공을 하고 Local compression를 가하지 않은 상태에서 시험한 경우이며 사진 중앙부에 보이는 피로예균열만을 살펴보면 중앙부에서 피로예균열 진전이 외측부보다 우세한 모습을 볼 수 있다. 그림 4.7은 Local compression이 적정하여 피로예균열 진전이 중앙부와 외측부에서 시험규격 조건을 만족하는 범위 안에서 이루어진 것을 볼 수 있다. 그림 4.9, 11, 13은 과도한 Local compression에 의해 중앙부에서의 피로예균열 진전이 과하게 된다. 결과적으로 규격범위를 벗어나 적합성을 만족하지 못한 경우이다.

위의 CTOD 시험과 같이 경험적으로 판단하면 모재 두께 60mm를 넘어가는 후물재가 될수록 내부잔류응력을 포함한 역학적 불균일성들이 증가함에 따라 적합한 피로예균열을 생성시키기 곤란한 경우가 발생한다.

따라서, 본 연구를 통해 얻어진 결론의 주요 핵심은 다음과 같다.

- 1) CTOD 시험을 유한요소해석을 통해 실제와 유사한 시험조건과 시험절차에 따라 해석할 수 있다.
- 2) 초기 다층용접 된 상태에서 내부응력은 CTOD 시험편이 가공되면서 중앙부가 인장응력으로 우세하게 재분포됨을 유한요소해석을 통해 확인할 수 있다.
- 3) Local compression에 의해 내부응력상태는 다시 한 번 재분포되며 가하는 압축 정도에 따라 노치선단의 응력분포는 영향을 받음을 알 수 있다.
- 4) 두께의 0.5% Local compression을 가했을 때 규격에 적합한 내부응력 재분포가 일어남을 알 수 있다.
- 5) 본 해석 시뮬레이션이 다양한 Local compression의 하중 조건에서의 CTOD 시험의 잔류응력 재분포 양상을 고찰할 수 있는 자료로 사용될 것을 기대할 수 있다.

참고문헌

- [1] 강성원, et al. "해양구조용강재의 SAW 용접부에서 입열량이 파괴인성에 미치는 영향에 관한 실험적 연구." 대한조선학회 논문집 41.6 (2004): 40-47.
- [2] 강성원, et al. "해양 구조물용 강재 FCAW 용접부의 파괴인성 특성에 관한 연구." 대한용접·접합학회 (2005). 57-63
- [3] 김영균, et al. "LNG 저장탱크 내조용 9% Ni 강의 GTAW 용접열영향부내 파괴인성 변화 평가." 대한기계학회 2009 년도 추계학술대회 강연 및 논문 초록집 (2009): 333-336.
- [4] 김현수, et al. "극후물 용접부 CTOD 시험을 위한 Reverse Bending Method 에 관한 연구." 대한용접접합학회 2013 년도 춘계 학술발표대회 (2013): 19-19.
- [5] Baek, Jong-Hyun, et al. "Effect of temperature on the charpy impact and CTOD values of type 304 stainless steel pipeline for LNG transmission." KSME international journal 16.8 (2002): 1064-1071.
- [6] 방한서: Mechanical Characteristics of Repair Welds in a Thick Plate, Transactions of JWRI, 17-2 (1988): 417-425.
- [7] 방한서. "용접부의 강도 및 변형." 용접공학 하계대학교재 (1995): 211-237.
- [8] 방한서, and 임래수. "고장력강 용접이음부의 용접응력 및 열 분포 특성에 관한 연구 (A study on the Characteristics of welding stresses and Thermal Profiles for Weld Joint of High Tensile Steel)." 대한용접학회 특별강연 및 학술발표대회 개요집 1997 년 제 2 권 (1997): 59-63.
- [9] 방한서, 주성민, and 김하식. "유한요소법에 의한 PREFLEX BEAM 의 용접열분포 특성에 관한 연구." 한국해양공학회지 18.2 (2004): 52-57.
- [10] 방한서: Mechanical Behavior of The Weld Joints of Thick Steel Plates Produced by Various Welding Processes, Strength of Materials, Vol. 47, No. 1 (2015): 417-425.
- [11] 장재일, et al. "균열선단의 미세조직분포에 따른 용접열영향부 CTOD 인성의

해석 (Analyses of HAZ CTOD Toughness using Microstructures Distribution in Crack Tip Front)." 대한용접학회 특별강연 및 학술발표대회 개요집 1999년 제 1권 (1999): 282-284.

[12] 조성규, et al. "490MPa 급강 용접부의 입열량이 파괴인성 (CTOD) 에 미치는 영향." 대한용접학회 특별강연 및 학술발표대회 개요집 (2010): 149-149

[13] 조성규, et al. "Local compression 에 의한 CTOD 시험 예비균열 형상 균일화 연구." 대한용접학회 특별강연 및 학술발표대회 개요집 (2015): 69-69

[14] 주성민, et al. "Local compression 에 의한 CTOD 시편내의 용접잔류응력 재분포." Journal of KWJS 27.6 (2009).

[15] 정세환, et al. "Reverse Bending 을 통한 CTOD 시험예비균열 형상균일화에 관한 연구." 대한용접 · 접합학회지 33.2 (2015): 62-68.

[16] 한종만, 강중규, and 김광석. "용접부 파괴인성 (CTOD) 시험시 균열면 형상에 미치는 local compressin 의 영향 (An Effect of Local Compression on Shape of Crack Plane in Crack Tip Opening Displacement (CTOD) Test of Weldment)." 대한용접학회 특별강연 및 학술발표대회 개요집 2000년 제 2권 (2000): 151-154.

[17] 김재민. 이종강재 용접접합부에서의 파괴인성(CTOD)에 관한 연구. 중앙대학교 대학원 석사학위 논문(2001)

[18] 박경채. 조성이 다른 플렉스충진와이어에 따른 S500강 GMA용접부의 미세조직 및 CTOD성능(2015).

[19] 임태훈. CTOD를 이용한 고질소강 용접열영향부의 저온 파괴인성 연구. 조선대학교 대학원 석사학위 논문(2002).

[20] American Society for Testing and Materials E1290: Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement (2007).

[21] BS7448, B. S. I. "Methods for determination of K_{Ic} , critical COD and critical J values of metallic materials." British Standards Institution (1991).

- [22] Goldak, John, Aditya Chakravarti, and Malcolm Bibby. "A new finite element model for welding heat sources." *Metallurgical transactions B* 15.2 (1984): 299-305.
- [23] Han, Kejiang, et al. "The effect of constraint on CTOD fracture toughness of API X65 steel." *Engineering Fracture Mechanics* 124 (2014): 167-181.
- [24] Leng, Shuwei, and Zhangmu Miao. "Study on CTOD and microstructure in flash welded joints for 630-730 MPa grade mooring chains." *ICF13* (2013).
- [25] Palombo, Marco, Stefano Sandon, and Marco De Marco. "An Evaluation of Size Effect in CTOD-SENB Fracture Toughness Tests." *Procedia Engineering* 109 (2015): 55-64.
- [26] Reemsnyder, H. S., H. G. Pisarski, and M. G. Dawes. "Residual stresses and fatigue precracking techniques for weldment fracture toughness specimens." *Journal of testing and evaluation* 20.6 (1992): 416-423.
- [27] Skogsrud, Jørn, and Christian Thaulow. "Application of CTOD in atomistic modeling of fracture." *Engineering Fracture Mechanics* 150 (2015): 153-160.
- [28] Xia, Ziyu, Zhangmu Miao, and Tao Ma. "CTOD fracture toughness assessment method of High-strength steel based on BS7910." *ICF13*. (2013).
- [29] Yang, Ban-Quan, et al. "A mechanical model for the quantification of the effect of laser quenching on CTOD in steels." *journal of materials processing technology* 209.4 (2009): 2180-2185.

감사의 글

융접접합과학공학과 대학원생으로서의 생활이 벌써 2년이 흘렀습니다. 살같이 지나간 세월들에 아쉬움도 남지만 각자의 위치에서 최선의 삶으로 미래를 개척해 나가는 분들을 알아갔다는 보람이 가장 큰 것 같습니다.

특히 전공에 대한 지식뿐만 아니라 따뜻한 마음으로 사람을 대하는 법을 삶으로 보여주신 주성민 교수님께 깊은 감사를 드립니다. 또한 저희들의 앞길을 누구보다 걱정해주시고 피와 살이 되는 조언들을 해주신 방한서 교수님께도 감사드립니다. 그리고 대학원생들의 생활여건과 교육환경 조성을 위해서 물심양면으로 최선을 다 해주신 방희선 교수님께도 감사를 드립니다.

대학원 생활을 하면서 함께 동거동락했던 선후배님들께도 감사의 마음을 전하고 싶습니다. 대학원 동기로서 함께 울고 웃고 밥도 열심히 같이 먹었던 종현이형, 준영이형, 병진이 모두 수고했고 멋있었고 앞으로도 앞길이 환하게 열리길 기도합니다. 같은 연구실에서 지혜롭게 사회생활 하는 법을 알게 해주신 정수형에게도 감사를 드리고, 알오티씨 동기부터 끝가지 않는 인연으로 서로 의지하면서 지내고 있는 민주에게도 사랑한다고 전하고 싶습니다. 항상 유쾌하고 현실적인 조언으로 큰 힘이 되었던 수옥이형에게도 감사드리고 앞으로도 행복한 일만 가득하길 기원합니다. 중요한 순간에 꼭 필요한 조언들을 해주셨던 용혁이형도 정말 감사드립니다. 대학원의 전반적인 진행까지 책임지고 이끌어가는 경학이형 정말 멋있으시고 감사드리고 앞으로 더 좋은 일들이 가득하길 바랍니다. 같은 신앙으로서 힘이 되었던 종희형, 민우형 감사드리고 계속 기도하겠습니다. 앞으로의 진로를 계획하며 같이 고민하고 함께 노력했던 동진이에게도 감사드리고 예상하지도 못했던 열린 길들이 앞으로 예비되어 있기를 바랍니다. 오사카에 가있는 승엽이도 고등학교 동창이라 마음적으로 의지가 되고 좋았다는 마음을 남기고 싶습니다. 그리고 더 깊이 알아가지 못해서 아쉽지만 열정적으로 대학원생활을 해나가고 있는 형철이형, 영빈이, 주현이형, 우성이, 경우, 은결이, 재우, 인철이, 세영이, 상훈이는.. 친구지만 아직 어색해서 미안한 마음이 있지만 모두 하루를 최선으로 보내면서 보람이 넘치는 대학원생활이 되기를 바랍니다.

끝으로 어떠한 순간에도 제가 포기하지 않을 수 있도록 한결같이 자리를 지켜주시고 믿어주시고 사랑해주신 부모님께 감사의 말씀을 드리고 싶습니다. 항상 마음으로 기도해주는 은별이누나, 은지누나, 민선이누나, 민지누나, 미나누나, 누나들이 너무나 자랑스럽고 앞으로도 행복한 가정 이루어 갔으면 좋겠습니다. 대성매형, 승남매형, 찬덕매형, 보성매형도 항상 건강하게 지내시면서 저에게 든든한 형이 되어줘서 고맙습니다. 사랑하는 예지, 예슬이, 인애, 인혁이, 한결이, 한빛이, 한희, 민찬이, 민채, 은성이까지 모두 정말 사랑하고 삼촌이 부끄럽지 않은 모습으로 최선을 다해서 조카들이 가는 발걸음에 도움이 될 수 있도록 하겠습니다. 이 글을 읽으시는 모든 분들께도 진심으로 감사를 드리며, 이 땅에서 숨 쉬고 살아갈 수 있게 해주신 하나님께 가장 큰 감사와 찬양을 올려드립니다.