



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](#)

2014년 2월
석사학위논문

강재의 초기 잔류응력과 상변태를
고려한 용접잔류응력 해석에 관한
연구

조선대학교 대학원
토목공학과
허 승 민

강재의 초기 잔류응력과 상변태를
고려한 용접 잔류응력 해석에 관한
연구

A Study on Welding Residual Stress analysis
considering initial residual stress and phase
transformation of steel

2014 년 2 월 25 일

조 선 대 학 교 대 학 원

토 목 공 학 과

허 승 민

강재의 초기 잔류응력과 상변태를
고려한 용접 잔류응력 해석에 관한
연구

지도교수 박 정 응

이 논문을 공학 석사학위신청 논문으로 제출함.

2013 년 10 월

조 선 대 학 교 대 학 원

토 목 공 학 과

허 승 민

허승민의 석사학위 논문을 인준함.

위원장 조선대학교 교수 박길현 (인)

위원 조선대학교 교수 김성홍 (인)

위원 조선대학교 교수 박정웅 (인)

2013 년 11 월

조선대학교 대학원

목 차

ABSTRACT

제1장 서론	1
1.1 연구 배경 및 목적	1
1.2 연구 동향	3
제2장 이론적 배경	4
2.1 잔류응력의 특성	4
2.1.1 잔류응력의 생성	4
2.1.2 잔류응력이 강구조물에 미치는 영향	7
2.1.3 잔류응력 측정방법	10
2.2 금속의 상변태 및 영향	19
2.2.1 금속의 상변태 이론	19
2.2.2 상변태의 유한요소 해석 정식화	25
2.3 열 탄소성이론	28

제3장 유한요소법에 의한 잔류응력 해석 및 측정	31
3.1 입열량 및 재료정수에 따른 영향	31
3.1.1 입열량 따른 응력의 영향	33
3.1.2 재료정수에 따른 응력의 영향	36
3.2 Lumping 해석의 영향	43
3.2.1 Lumping 해석 이론	43
3.2.2 Lumping 해석	45
3.2.3 Half model 해석	50
3.2.4 해석결과 비교	52
3.3 초기잔류응력의 영향	56
3.4 상변태의 영향	60
3.5 해석 및 측정 결과 비교	64
제4장 결 론	69
참 고 문 헌	70
부 록	73

그림 목 차

그림 2.1	조립 3 부재의 잔류응력	4
그림 2.2	주변이 자유로운 맞대기 이음의 잔류응력 분포	5
그림 2.3	구속된 용접이음에 생기는 잔류응력 분포	6
그림 2.4	용접잔류응력의 영향	7
그림 2.5	균열 부근의 용접 잔류응력 분포	8
그림 2.6	측정법에 따른 측정 깊이	10
그림 2.7	Definition of inherent strain	11
그림 2.8	Bragg's law	13
그림 2.9	중성자회절을 이용한 변형률 측정	13
그림 2.10	Deep hole drilling technigue	15
그림 2.11	Brueckner의 중첩원리	17
그림 2.12	2차원에서의 탄성 중첩 원리	18
그림 2.13	금속조직의 종류	19
그림 2.14	철-탄소계 평행상태도	20
그림 2.15	공석강의 항온변태 곡선	21
그림 2.16	TTT선도와 연속냉각 곡선의 상변태율	22
그림 2.17	AISI 4140강의 CCT선도	23
그림 2.18	냉각속도에 따른 팽창률	25
그림 3.1	두께 6mm 시험편의 치수와 형상	32
그림 3.2	두께 6mm 시험편의 경계 조건	32
그림 3.3	두께 6mm 시험편의 측정위치	33
그림 3.4	온도에 따른 재료의 물성치의 거동	34

그림 3.5 시험편의 기계적 성질의 온도의 의존성	34
그림 3.6 두께 6mm 시험편의 시간에 따른 온도 변화	35
그림 3.7 두께 6mm 시험편의 온도에 따른 Ly방향 잔류응력	36
그림 3.8 두께 6mm 시험편의 재료정수에 따른 Ly방향 잔류응력	37
그림 3.9 두께 6mm 시험편의 재료정수에 따른 Lz방향 잔류응력	38
그림 3.10 두께 25mm 시험편의 형상 및 경계 조건	39
그림 3.11 두께 25mm 시험편의 측정위치	40
그림 3.12 두께 25mm 시험편의 재료정수에 따른 Ly방향 잔류응력	41
그림 3.13 두께 25mm 시험편의 재료정수에 따른 Lz방향 잔류응력	42
그림 3.14 Finite element model for a five-pass	43
그림 3.15 Ramped heat input의 정의	44
그림 3.16 두께 25mm 시험편의 단면 macro 및 치수	45
그림 3.17 두께 25mm Full-model 시험편의 용접부 형상과 용접 패스 조건	46
그림 3.18 두께 25mm Full-model 시험편의 경계 조건	46
그림 3.19 두께 25mm Full-model의 잔류응력 측정위치	47
그림 3.20 Full / Lumping model σ_x 잔류응력 비교	48
그림 3.21 Full / Lumping model σ_y 잔류응력 비교	49

그림 3.22 두께 25mm Half-model 시험편의 용접부 형상 및 경계조건	50
그림 3.23 두께 25mm half-model의 잔류응력 측정위치	50
그림 3.24 두께 25mm Half-model의 잔류응력	51
그림 3.25 Full / Half model σ_x 잔류응력 비교	52
그림 3.26 Full / Half model σ_y 잔류응력 비교	53
그림 3.27 Lumping / Half model σ_x 잔류응력 비교	54
그림 3.28 Lumping / Half model σ_y 잔류응력 비교	55
그림 3.29 고강도강의 두께방향 초기 잔류응력 및 냉각 계수	56
그림 3.30 초기잔류응력 분포 형상과 응력 크기	57
그림 3.31 초기잔류응력 적용 시 σ_x 잔류응력 분포	58
그림 3.32 초기잔류응력 적용 시 σ_y 잔류응력 분포	59
그림 3.33 금속조직에 따른 선팽창률	60
그림 3.34 상변태 model 조건 및 측정 위치	61
그림 3.35 상변태에 의한 열변형률 및 잔류응력의 영향	61
그림 3.36 상변태를 적용한 σ_x 잔류응력분포	62
그림 3.37 상변태를 적용한 σ_y 잔류응력분포	63
그림 3.38 유한요소 해석 결과 σ_x 잔류응력분포	64
그림 3.39 유한요소 해석 결과 σ_y 잔류응력분포	65
그림 3.40 중정자회절법 측정 시험편 크기 및 형상	66
그림 3.41 중정자회절법 측정 결과	67
그림 3.42 잔류응력 분포 비교	68

표 목 차

표 3.1 시험편의 용접조건	33
표 3.2 시험편의 모재 및 용접재료의 재질	33
표 3.3 입열에 따른 Filler Metal의 최고 온도 조건	35
표 3.4 두께 6mm 시험편 Filler Metal 항복응력증분 조건	37
표 3.5 두께 25mm 시험편 Filler Metal 항복응력증분 조건	39
표 3.6 Five-Pass 입열모델	44

ABSTRACT

A Study on Welding Residual Stress analysis considering initial residual stress and phase transformation of steel

Heo, Seung Min

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

Department of Civil Engineering

Graduate School of Chosun University

Most of the steel structures such as steel bridges, structures are made available size by welding in a factory, and then to joint it using high strength bolts connection at the site. In general, fatigue fracture occurs due to used for a long time in weld of steel bridges. Welds are divided into 2parts as fillet weld and butt weld, and these welds for discontinuity on structure are created more stress concentrations than nominal stress and causes plastic deformation occurs. By plastic deformation generate crack and fracture. Another important factor of fatigue fracture is residual stresses by welding.

Recently, for high performance and structural stability, application of high strength steel have continuously increased. When produce high strength steel, initial residual stress is generated by the temperature difference between surface and interior. This initial residual stress is around 60% of the yield stress. So need to be consider the effect of initial residual stress on welding residual stresses. The phase transformation of metal gives rising problems with the accuracy management of the welded structure. the phase transformation has austenitic and martensitic transformation. Among them, martensitic transformation of metal affect on decreasing to residual stress.

In this study verify and analyze the result that finite element analysis was used and compare to residual stress measurements with initial residual and considering residual stress due to phase transformation for an accurate analysis about welding residual stress.

제1장 서론

1.1 연구 배경 및 목적

강교량과 같은 강구조물은 대부분 공장에서 용접에 의해 운반 가능한 크기로 제작되어, 현장으로 운반 되어 고장력 볼트에 의해 체결된다. 강교량에서 용접부가 파괴되는 경우는 장시간 사용에 따른 용접부 피로에 의한 파괴가 일반적이다. 용접부는 크게 필렛 용접부와 맞대기 용접부로 나누어지는데, 이러한 용접부는 구조적으로는 불연속부로서 응력집중이 발생하여 공칭응력보다 더 큰 응력이 발생하여 소성변형을 유발시킨다. 이러한 소성변형이 축적되어 균열이 발생하고 진전하여 파괴된다. 금속적인 면에서는 용접에 의해 급속가열/냉각되는 용접부는 금속조직이 과대해지거나 가공경화가 발생하여 작은 하중에 의해서 파괴가 발생할 수 있다. 또 하나의 중요한 영향을 미치는 요인은 용접에 의해 발생하는 잔류응력이 피로파괴에 영향을 준다고 보고되고 있다 (Masaoka 등, 2010).

최근 강구조물의 경제성과 효율화를 위해 구조물은 강의 제조기술의 발전으로 대형화되고 두께는 더욱 두꺼워지고, 고강도화 되고 있는 추세다. 이와 같이 강구조물의 두께가 두꺼워지면서 강제조시 표면과 내부의 온도 차이에 의해 초기 잔류응력이 발생한다. 이러한 잔류응력의 크기는 모재의 항복응력에 60%정도로 발생된다. 따라서 이러한 초기잔류응력이 용접잔류응력에 미치는 영향을 고려할 필요가 있다.

또한 강재의 고강도화에 따라 연강(mild steel)에서 비교적 작게 나타나는 상변태에 의한 금속체적의 변화가 강재가 고강도화 됨에 따라 크게 발생하여 용접잔류응력이 감소한다. 이러한 상변태에 의한 체적의 변화는 오스테나이트변태와 마르텐사이트 변태가 있으며, 이중 용접잔류응력에 영향을 미치는 것은 저온에서 발생하는 마르텐사이트 변태이다. 이러한 마르텐사이트의 변태는 저온에서 발생하여 잔류응력을 감소시키는 역할을 한다. 따라서 피로파괴에 미치는 잔류응력의 영향을 예측하기 위해서는 이러한 잔류응력을 초기잔류응력과 상변태를 고려하여 유한요소법에 의한 열 탄소성해석에 의한 예측 또는 실험에 의해 측정해야한다.

용접잔류응력을 측정 및 예측하는 방법에는 실험적 방법과 해석적 방법이 있다. 해석적 방법은 컴퓨터 수치계산능력과 범용적인 수치해석 코드의 발달로 열탄소성해석에

의한 잔류응력을 용이하게 계산할 수 있다. 그러나 강제조시에 발생하는 초기잔류응력과 용접시 발생하는 상변태를 고려한 해석은 해석기술의 어려움으로 인해 제한적으로 이루어지고 있다. 따라서 피로파괴에 대한 구조물의 안전성을 평가하기 위해서는 이러한 2가지 조건을 고려한 유한요소 해석기법이 필요하다. 또한 열 탄소성해석에 의해 구한 해석결과를 시험에 의한 실측에 의해 검증이 필요하다. 실험에 의한 잔류응력측정방법은 고유변형도법, 중성자법, Deep Hole Drilling법 등이 개발되고 있다. 이 중 고유변형도법을 이용한 잔류응력측정방법은 본 연구실에서 측정기술을 보유하고 있는 기술로서 두께방향의 잔류응력을 측정할 수 있다. 중성자법은 원자력에서 발생하는 중성자를 이용하는 기술로서 기존에는 25mm두께가 한계였으나, 최근 70mm까지 측정할 수 있는 기술이 개발되어 적용되고 있다. 또한 Deep Hole Drilling법은 최근 영국에서 개발되어 후판의 잔류응력에 적용되며 적용 재료도 다양하여 활용도가 넓은 기술이다.

본 연구에서는 용접잔류응력해석의 정확도를 향상시키기 위해 강재의 초기 잔류응력과 용접에 의해 발생하는 온도변화에 따른 금속의 상변태에 따른 잔류응력의 변화를 보다 정확히 해석하기 위해 금속의 냉각선도를 이용 온도에 따른 금속의 물성치를 도출하여 유한요소 해석 프로그램에 적용하여 잔류응력을 해석하고, 실측한 용접의 잔류응력측정결과와 비교하여 검증하였다.

1.2 연구 동향

용접 잔류응력을 측정 및 예측하는 방법으로는 실험적 방법과 해석적인 방법이 있다. 용접 잔류응력의 해석적인 연구는 컴퓨터 기술의 발달과 함께 유한요소법등의 수치 해석적 방법이 일반화되면서 연구가 진행되었다. Ueda 등(1975), Murakawa 등(1996)은 유한요소법에 의한 용접부의 열 탄소성해석으로 잔류응력을 해석하였다. 박정웅 등(2009)은 두께의 용접 잔류응력의 영향에 대해 해석을 수행하였다. 이러한 유한요소법 등의 수치해석적인 방법만으로는 신뢰성을 확인하기가 어렵기 때문에 실험적인 방법과 함께 비교하여 연구가 수행되고 있다.

실험적인 방법으로는 고유변형도법(Inherent Strain Method), 중성자회절법(Neutron Method), Deep Hole Drilling Method, Contour Method 등이 있다.

고유변형도법은 용접부의 근방에 분포하는 고유변형도를 구하고 용접 단면상에서 적분함으로써 등가하중을 계산 잔류응력을 계산하는 방법으로, 장창두 등(1989)은 고유변형도법에 의한 잔류응력을 계산하였고 이창현(1997)은 고유변형도법을 이용한 용접변형 예측에 대한 해석을 수행하였다. 최근에는 두께 25mm 맞대기 용접부의 두께방향의 잔류응력측정(박정웅 등, 2013)에 관한 연구 등, 꾸준히 연구가 진행되고 있다.

중성자회절법은 중성자의 회절현상을 이용하여 측정하는 방법으로 최근 두께 25mm를 벗어나 최대 두께 70mm까지 측정할 수 있는 기술이 한국에서 개발되었으며, 70mm두께 강재에 대한 두 가지 입열조건에 따른 두께방향 용접잔류응력분포에 대해서 연구가 수행되었다(우완측 등, 2013).

이러한 용접 열에 의한 잔류응력의 분포뿐만 아니라 금속의 변태에 관한 연구 또한 활발히 진행되고 있다. 강성훈 등(2006)은 탄소상의 상변태 모사에 관한 유한요소 해석 프로그램을 개발과 상의 핵생성 시기를 예측하였다. 이희태 등(2007)은 상변태를 고려하여 용접부의 수축량 및 잔류응력 특성을 해석하여 그 타당성을 검증 하였다. 이홍우(2010)는 JMatPro을 통하여 상변태 해석에 필요한 물성을 도출하고 FEM 열전달 해석을 통하여 강재의 경화 성능을 평가하였다.

본 연구에서는 현재 활발히 진행되고 있는 용접잔류응력 분포를 보다 정확히 해석하기 위해 강재의 초기 잔류응력 및 상변태를 적용하여 유한요소 프로그램을 사용하여 실험에 의해 측정된 결과와 비교하여 검증하고자 한다.

제2장 잔류응력과 상변태의 이론적 고찰

2.1 잔류응력의 특성

용접과정에서 재료는 열에 의해 팽창, 수축을 반복하게 된다. 용착금속이 냉각되면서 저온상태의 체적으로 수축하려고 하고 용접부 부근 모재는 이를 구속하려고 한다. 이 과정에서 용접부에 응력이 존재하게 되는데 이를 용접잔류응력(Weld residual stress)라고 한다. 용접잔류응력은 구조물 혹은 구조 요소의 취성, 파괴 강도, 피로 강도, 좌굴 강도, 진동 특성, 부식저항 등에 영향을 주는 중요한 요인이 된다.

2.1.1 잔류응력의 생성

그림2.1는 조립 3부재의 잔류응력을 나타내고 있는 그림이다. (a)의 초기 상태는 중간 부재가 연결되어있지 않으나. (b)와 같이 중간 부재를 당겨 집합하면, 구조물 외부에서 하중은 작용하고 있지 않으나 중간부재에서는 인장응력을, 양쪽 두 부재에서는 압축응력을 작용하고 있다. 이와 같이 외부에서 하중을 작용하지 않고 평형상태를 유지하고 있는 구조물 내부에 응력이 존재하는 것을 잔류응력이라 한다.

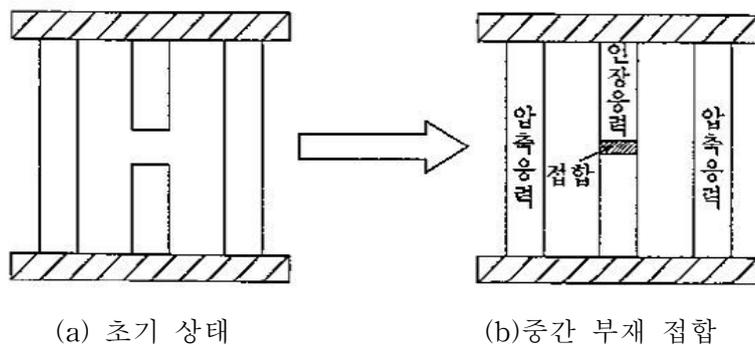


그림2.1 조립 3 부재의 잔류응력 (이승엽, 2011)

잔류응력이 존재하는 구조물은 평형상태를 유지하기 때문에, 구조물 내부의 임의의 단면에 대하여 생성되어 있는 잔류응력은 반드시 힘의 평형과 모멘트 평형조건을 만족시켜야 한다. 즉 임의의 주어진 단면에 생성된 인장 잔류응력과 압축 잔류응력의 힘은 반드시 0이 되어야 한다.

용접잔류응력분포를 보통 주변이 자유로운 맞대기 용접이음에서 잔류응력 분포는 그림 2.2과 같다.

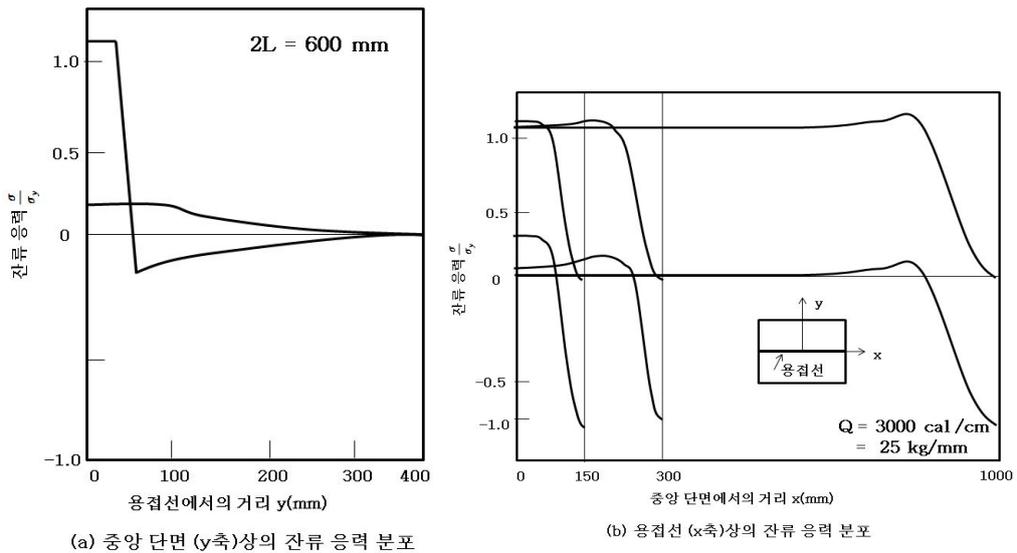


그림 2.2 주변이 자유로운 맞대기이음의 잔류응력 분포 (엄기원, 2010)

실제의 아크 용접이음에서 잔류응력분포는 용접하는 모재의 형상, 치수에 의해 다소 다르며, 용접이음부근에서 잔류응력이 불규칙하게 변동되므로 더욱 복잡하게 된다. 그러나 맞대기이음의 잔류응력분포의 대체적인 특성은 그림 2.2와 같으며, 용접 길이가 긴 경우 용접부의 부근에 있어서 용접선 방향의 잔류응력(σ_x)쪽이 용접선 직각방향의 잔류응력(σ_y)보다 매우 크다. 용접부 부근에 있어서 종 방향의 인장 잔류응력의 크기는 재료의 인장 항복 응력의 크기가 된다. 구조물의 용접이음에서 이음의 주변이 자유롭지 않고, 그림 2.3 (a)와 같은 모양을 하고 있다면 횡방향의 수축이 구속되어 있다.

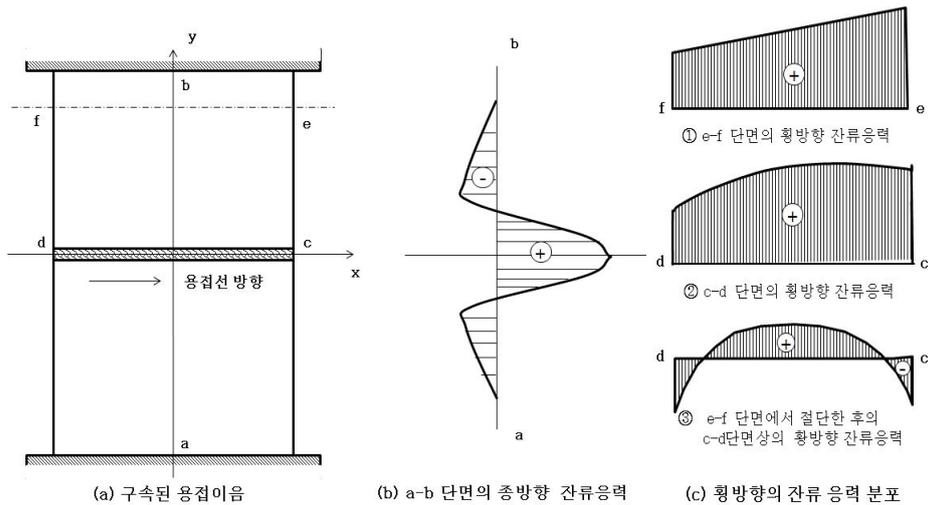


그림 2.3 구속된 용접이음에 생기는 잔류응력 분포(엄기원, 2010)

(b),(c)는 구속되어 있는 용접이음에서의 잔류응력 분포를 나타내고 있다. (b)는 a-b 단면의 종 방향 잔류응력(σ_x)을 나타내고 있다. 용접비드 가까이에서는 상당히 큰 인장 잔류응력이 발생하며, 비드에서 떨어진 곳은 압축잔류 응력 형태로 나타나고 있다. (c)는 d-c 단면의 횡 방향 잔류응력(σ_y)을 나타내고 있다. 횡방향의 잔류응력은 수축을 구속하는데 따라 생긴다. 구속응력에서 특히 문제가 되는 것은 후판의 맞대기이음을 다 층 용접할 때 초층 용접에서 생기는 구속응력이 대부분 단면이 작고 변형되기 쉬운 용접부에 집중되고 용접부의 구속응력이 매우 크게 되어 용접 균열의 원인이 되는 경우가 있다.

2.1.2 잔류응력이 강구조물에 미치는 영향

가. 피로강도

강 부재에 외력이 반복 작용하면 구조적인 응력 집중부 또는 용접형상이나 용접결함 등에 기인하는 응력집중부에서 균열이 발생하여 최종적으로 부재가 파단에 도달하는데 이와 같은 손상이 축적되어 균열이 발생 진전해가는 현상을 피로라고 한다. 피로는 인장응력의 반복에 의해 발생하지만 외력으로서 압축응력만이 작용하는 부위에서도 인장 잔류응력이 존재하면 피로균열이 발생하는 경우도 있다.

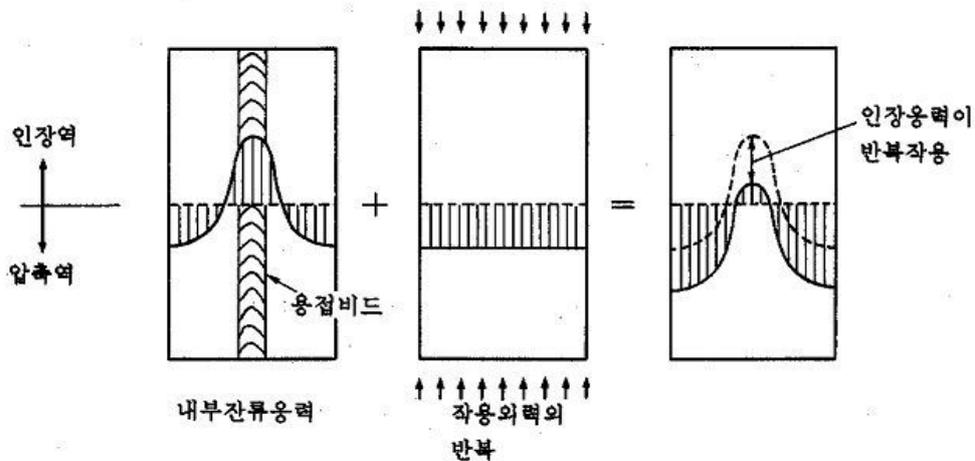


그림 2.4 용접잔류응력의 영향(박정웅 등, 2004)

그림 2.4은 용접잔류응력의 영향 모식도 이다. 용접부에는 용접시공 시 냉각과정에서 통 항복점에 가까운 인장응력이 내부응력으로 서 잔류하게 되는데, 이러한 용접부에 압축응력이 작용하면 용접부의 내부응력과 중첩된 인장응력이 반복적으로 작용하게 된다.

나. 균열

균열이 있는 판을 용접하면 균열 부근의 과도적 열응력과 잔류응력은 균열이 없는 판과 다르게 나타난다. 용접에 의한 인장 잔류응력장의 실온부근의 온도에서 균열이 발생하면, 균열 면에 작용한 인장잔류응력이 해방되어 균열 부근에서 잔류응력의 재분포가 일어난다. 그 결과 어느 경우에도 균열의 선단 부근에는 재료의 항복응력을 넘는 인장응력장이 형성되어 균열의 선단에는 소성 변형을 일으킨다.

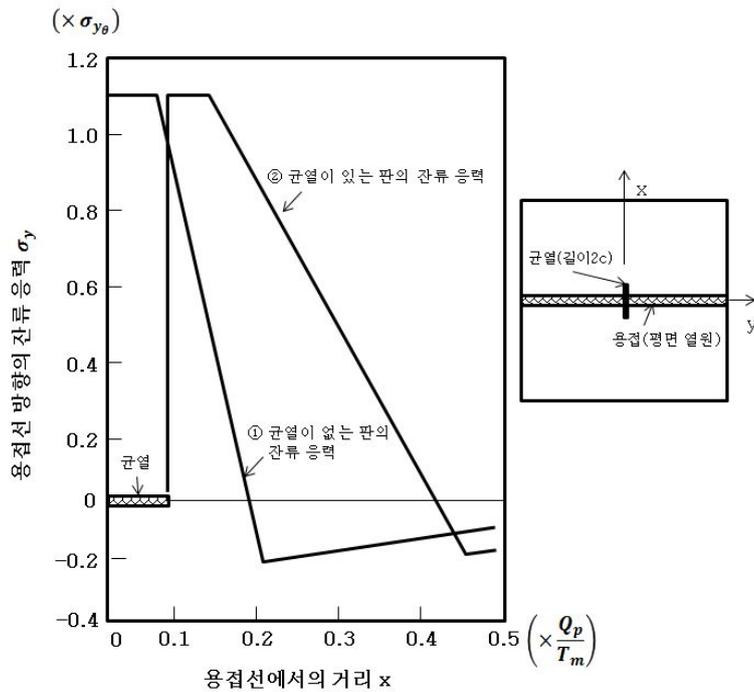


그림 2.5 균열 부근의 용접 잔류응력 분포(엄기원, 2010)

그림 2.5은 균열이 있는 판과 균열이 없는 판의 잔류응력 분포를 비교한 것이다. 균열이 있는 판을 용접하면 높은 인장잔류응력이 균열 선단 부근에 생겨 잔류응력의 범위가 넓어지게 된다. 인장 잔류응력의 범위는 용접에 의한 균열 선단의 최고 온도 상승에 의존한다.

$$T_{m^c} = \theta_{m^c} - \theta_0 = 0.242 \frac{Q_p}{c} \quad (2.1)$$

$$T_e = \theta_e - \theta_0 = \frac{\epsilon_{y0}}{\alpha} \quad (2.2)$$

Q_p : 평면 열원의 세기 θ_0 : 판의 초기온도 ϵ_{y0} : 초기온도의 항복 변형도 α : 선팽창계수

(2.2)에서는 T_{m^c}/T_e 이 큰 만큼 인장 잔류응력장의 범위는 크게 된다. 균열 선단부근에 잔류하는 소성 변형도(ϵ_p)는 (2.3)과 같다

$$\frac{\epsilon_p}{\epsilon_{y0}} = \frac{1}{2\sqrt{2}} \sqrt{\frac{c}{r}} \frac{T_{m^c}}{T_e} \quad (2.3)$$

인장 잔류응력장이 실온부근에서 균열이 생긴 경우 재 분포후의 잔류응력분포에 대해서도 위와 같은 특성이 있어 균열 부근의 잔류 응력분포는 그림 2.5의 ②와 거의 일치 한다. 그러나 균열 선단 부근의 잔류 소성 변형도는 (2.3)으로 계산되는 값보다 훨씬 작다.

다. 취성파괴

균열이 존재하는 구조물에 있어서 잔류응력은 용접구조물의 정적 및 동적 파괴를 용이하도록 돕는다. 파괴역학에서 구조물의 취성파괴는 “ 결보기 파괴인성 = 재료의 파괴인성 ”으로 볼 수 있다. 이때, 잔류응력의 존재는 결함변수의 작용응력 항에 중첩되어 결보기 파괴 인성 값을 상승시키므로 최종적으로 구조물이 취성 파괴조건에 쉽게 도달 하도록 만든다. 이처럼 취성파괴는 보통 예기치 않게 부재 내에서 균열이 발생하고 급격히 전단면에 전파해서 파괴에 이르는 것이다. 취성파괴는 저온 등의 특수한 환경 하에서 발생하지만, 보통 상태의 구조물에서도 발생할 수도 있다. 온도의 저하, 변형 속도의 증가 또는 두꺼운 단면인 상태 때 등. 부재의 소성변형이 억제된 상태가 되어 있는 상태에 있을 때, 어떠한 원인으로 인하여 큰 응력이 작용하면서 취성 파괴가 발생한다. 이때 잔류응력은 보통 부재단면에 초기 응력으로 가해져서 취성파괴에 영향을 준다.

2.1.3 잔류응력 측정방법

잔류응력을 측정하는 방법으로는 이론적인 방법과 실험적인 계측방법이 있다. 이론적인 방법은 수치해석적인 방법으로 유한요소해석을 이용한 프로그램을 사용하여 잔류응력을 측정할 수 있다. 또 실험적인 계측 방법은 측정할 수 있는 두께와 측정 시 측정 부재의 파괴 정도에 따라 분류할 수 있다. 최근 많이 사용하고 있는 내부 잔류응력을 측정할 수 있는 방법은 고유변형도법(Inherent Strain Method), 중성자법(Neutron Method), Deep Hole drilling 법, Contour Method 등이 있다.

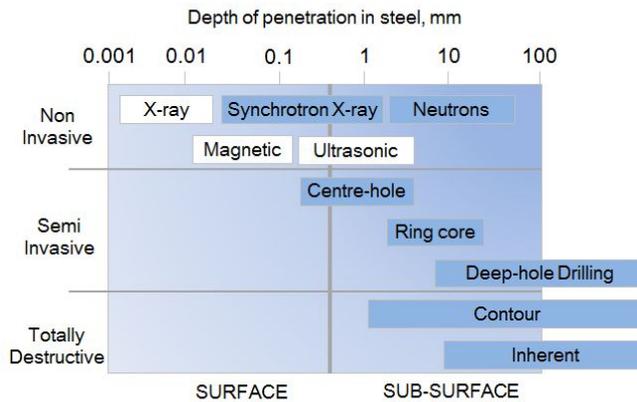


그림 2.6 측정법에 따른 측정 깊이

가. 고유변형도법(Inherent Strain Method)

고유변형도(Inherent Strain)를 역학적으로 정의하면 응력이 없는 초기 상태의 연속체에 어떤 원인에 의해 고유응력이 분포하게 되었을 때, 연속체 내의 임의의 미소 요소를 연속체로부터 절단해 내어 응력을 제거한 상태에서 잔류하고 있는 변형도라고 할 수 있다(Fujimoto, 1970).

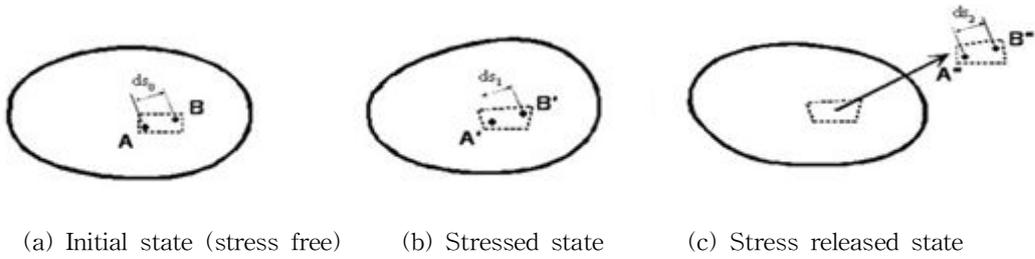


그림 2.7 Definition of inherent strain (Fujimoto, 1970)

그림 2.7은 응력상태를 통한 고유변형도에 대한 설명이다. (a) 응력이 존재하지 않는 초기 상태의 연속체 이고, (b)는 열변형도와 같이 외력 이외의 현상에 의해 응력이 분포하는 상태를 나타내며, (c)는 응력 상태에 있는 미소 요소를 절단해 내어 응력을 제거하여 준 상태를 나타내고 있다.

용접에 의해 발생하는 고유변형은 일반적으로 용접부 근방에서 발생하고, 그 범위는 용접 열에 의해 열 탄소성이력을 받는 영역에서 발생된다. 일부 고유변형은 용접부의 자유로운 팽창을 구속하거나 잔류응력을 발생시키지 않으나 나머지 고유변형은 잔류응력을 유발시킨다. 이와 같이 잔류응력을 유발시키는 고유변형을 일반적으로 유효고유변형(간단히 “고유변형”)이라 한다. 탄성변형 $\{\varepsilon\}$ 과 탄성체의 임의 위치에 발생하는 고유변형 $\{\varepsilon^*\}$, 그리고 응력 $\{\sigma\}$ 과의 사이에는 각각 탄성응답매트릭스 $[H^*]$, 탄성응력-변형매트릭스 $[D]$ 사이에 다음과 같은 관계식이 성립한다.

$$\{\varepsilon\} = [H^*]\{\varepsilon^*\} \quad (2.4)$$

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon\} = [D][H^*]\{\varepsilon^*\} \quad (2.5)$$

고유변형이 분포하는 영역과 크기는 절단 등에 의해 새로운 소성변형이 발생되지 않으며 절단을 하여도 변화하지 않는다. 따라서 고유변형은 그 시험체로부터 측정된 탄성 변형량으로 부터 다음과 같이 계산 될 수 있다. 먼저 부재에 발생하는 탄성변형(잔류변형)을 절단하여 해방시켜, 이것을 스트레인게이지로 가능한 많은 탄성변형 $\{m\varepsilon\}$ 을 측정한다.

그 탄성변형에는 다양한 측정오차가 혼입될 가능성이 있어 (2.4)를 다음과 같이 측정방식을 유도할 수 있다.

$$\{m\varepsilon\} - [H^*]\{\dot{\varepsilon}^*\} = \{V\} \quad (2.6)$$

여기서, $\{\dot{\varepsilon}^*\}$: 고유변형의 최확치 $\{V\}$: 오차

고유변형의 최확치 $\{\dot{\varepsilon}^*\}$ 는 최소자승법으로부터 다음과 같은 식을 구할 수 있다.

$$\{\dot{\varepsilon}^*\} = ([H^*]^T [H^*])^{-1} [H^*]^T \{m\varepsilon\} \quad (2.7)$$

구해진 고유변형의 최확치 $\{\dot{\varepsilon}^*\}$ 을 (2.5)의 $\{\varepsilon^*\}$ 에 대입하면 용접잔류응력의 최확치 $\{\dot{\sigma}\}$ 를 다음과 같이 탄성해석으로 구할 수 있다.

$$\{\dot{\sigma}\} = [D]\{\varepsilon\} = [D][H^*]\{\dot{\varepsilon}^*\} \quad (2.8)$$

나. 중성자법(Neutron Method)

중성자는 입자로서의 성질과 파동으로서의 성질도 함께 가지고 있어 빛이나 소리와 마찬가지로 회절·간섭효과를 나타는 입자로, 1932년 Sir James Chadwick에 의해 발견되었고, 1936년 Halban 과 Preiswerk 및 Mithchell 과 Powers에 의해 X-선과 마찬가지로 결정구조에 의해 회절 될 수 있음이 실험적으로 증명되었다(Bacon, 1975).

회절(diffraction)현상은 파동들이 진행할 때 물체의 모서리나 파동의 파장 정도의 크기를 갖는 구멍을 통과할 때 진행방향으로 파동들이 퍼지거나 일으키는 현상을 말한다. 회절현상은 브래그의 법칙(Bragg's Law)을 따르는데 결정과 같이 주기적인 구조를 가진 물에 대해 일정한 파장의 빛을 다양한 각도에서 비추어보면, 어느 각도에서는 강

한 빛의 반사가 일어나지만 다른 각도에서는 반사가 거의 일어나지 않는 것을 알 수 있다. 이것은 물질을 구성하는 원자에 의해 산란된 빛이 결정구조의 반복에 의해 강해지거나 약해지기 때문이다. 브래그의 법칙은 빛의 파장과 결정구조의 폭, 혹은 반사면과 광선이 이루는 각도 사이의 관계를 설명한다.

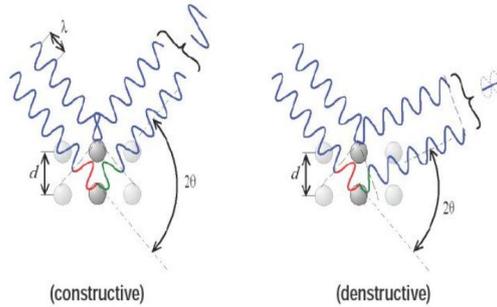


그림 2.8 Bragg's Law

$$2d_{hkl} \cdot \sin\theta_{hkl} = n\lambda \quad (2.9)$$

(2.9)는 브래그 조건으로 만족될 경우 빛은 회절하며, 입사각과 반사각은 같다. 여기에 서, d 는 주기 구조의 폭, θ 는 결정면과 입사된 빛 사이의 각도, λ 는 빛의 파장 n 은 정수이다. 금속재료에 내부응력이 생기면 각 결정 안에서 격자면의 간격이 늘거나 줄어 든다. 이 격자 간의 거리를 회절현상을 이용 측정하여 변형률을 측정할 수 있다.

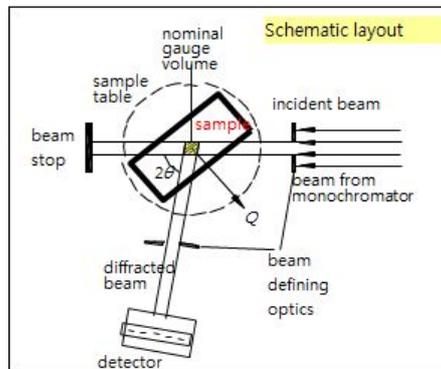


그림 2.9 중성자회절을 이용한 변형률 측정

응력측정은 회절을 이용한 변형률을 이용하여 구할 수 있다. 보통 응력은 재료가 등방성이라는 가정(즉, 재료의 전부피의 Young's Modulus(E)와 Poisson's ratio(V)를 알고 있다.)하에 결정된다. 표면응력을 얻기 위한 X-선 응력측정법에서는 시료면 법선방향의 응력성분이 없다고 가정한다.(\$\sigma_3=0\$) 이 때, 임의방향의 변형률 \$\epsilon_{\psi\psi}\$는 탄성이론으로부터 시료평면상 임의의 방향 \$\phi\$의 응력성분 \$\sigma_\phi\$ 또는 \$\sin^2\phi\$와 선형함수의 관계를 갖는 다음 식으로 주어진다.

$$\left(\frac{\Delta d}{d}\right)_{\phi\psi} = \epsilon_{\phi\psi} = \frac{1+\nu}{E}\sigma_\psi \sin^2\psi - \frac{\nu}{E}(\sigma_1 + \sigma_2) \quad (2.10)$$

\$\psi\$는 시료면의 법선과 회절면의 법선이 이루는 각이고, \$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3\$는 세 주축응력(principal stress)이다. 위 식을 이용한 방법은 유일 축 응력상태(uniaxial stress state) 또는 양축응력상태(biaxial stress state)를 결정할 때에만 적용할 수 있다.

일반적으로 시료 내부의 일정한 점에서 시료의 좌표축 \$\sigma_{xyz}\$에 관한 변형률텐서(\$\epsilon\$)는 Q에 대하여 시료의 방위를 변화시켜 결정할 수 있다. 시료좌표축에 대한 Q의 방향 cosine이 (\$l'm'n'\$)이라고 하면 이 방향의 변형률은 (2.11)과 같다.

$$e(l'm'n') = l'^2\epsilon_{xx} + m'^2\epsilon_{yy} + n'^2\epsilon_{zz} + 2l'm'\epsilon_{xy} + 2n'l'\epsilon_{zx} \quad (2.11)$$

따라서, 변형률텐서(\$\epsilon\$)를 결정하려면 적어도 6가지 서로 다른 방향의 변형률 \$e\$ (\$l'm'n'\$)를 측정할 필요가 있다. 이렇게 한 좌표계에 대한 \$\epsilon\$의 성분이 결정되면 대칭텐서(\$\epsilon\$)의 대각선화로 주축변형률(principle strain) \$\epsilon^D\$를 구할 수 있고, 주축응력텐서(\$\sigma\$)는 재료의 Young's Modulus와 Poisson's ratio를 사용하여 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \end{pmatrix} = \frac{E}{1+\nu} \begin{pmatrix} \epsilon^{D_x} \\ \epsilon^{D_y} \\ \epsilon^{D_z} \end{pmatrix} + \frac{\nu E}{(1-2\nu)(1+\nu)} (\epsilon_x^D + \epsilon_y^D + \epsilon_z^D) \quad (2.12)$$

대부분의 재료는 비등방적이며 중선자선은 특정한 방위를 갖는 경정립으로 부터 회절 되므로 등방균질재료의 가정 하에 기계적으로 결정된 탄성상수를 사용하는 것이 적합하지 않을 수 있다. 이 경우 주어진 재료에 기지의 탄성변형을 주어 행한 중선자회절의 보정실험에서 얻은 유효중성자 Young's Modulus와 Poisson's ratio를 사용한다. (신은주 등, 1999)

다. Deep Hole drilling Method

Deep hole drilling(DHD)법은 두께 방향 잔류응력 분포를 계산하는데 사용되는 방법으로 물리적 응력 이완을 통해 측정한다. 처음 시편에 직경 3.175mm의 구멍을 뚫어 크기를 측정한다. 다음으로 처음 구멍을 중심으로 하여 직경 10mm의 코어시편을 만들어 처음 구멍의 크기를 측정하여 그 변화량을 측정하여 잔류응력을 계산하는 방법이다. 그림2.10 은 DHD법의 절차를 보여주고 있는 그림 이다.

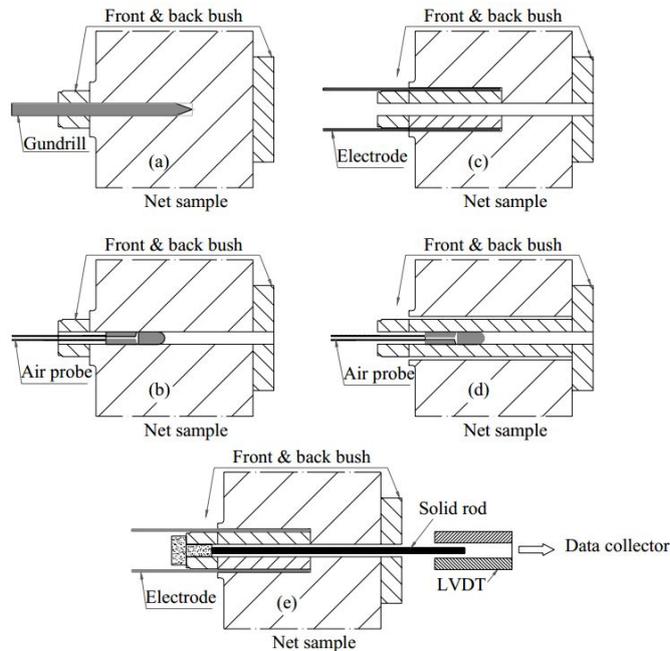


그림 2.10 Deep hole drilling technique (F.Hosseinzadeh 등, 2009)

먼저, Gundrill을 이용하여 시편의 두께 방향으로 기준 구멍을 뚫고(그림2.10 a), air probe를 기준구멍에 넣어 일정간격으로 구멍의 직경을 측정한다(그림2.10 b). 그 다음 그 기준구멍을 중심으로 전기 방전 가공하여 구멍을 뚫는다(그림2.10 c). 마지막으로 기준 구멍의 지름을 처음 측정 지점과 동일한 깊이 간격으로 채 측정한다(그림2.10 d).

위에서 측정된 기준구멍의 지름을 $d(\theta)$, 구멍을 뚫은 후 기준구멍의 지름을 $d'(\theta)$ 라 하고 각각 측정 위치 ' $\theta, \theta_1, \theta_2, \dots, \theta_m$ '이라 하면, 지름의 변화는 $\Delta d(\theta) = d'(\theta) - d(\theta)$ 로 나타내며, 이를 이용하여 잔류응력을 계산할 수 있다. 변형 $\bar{u}_{rr}(\theta)$ 과 잔류응력($\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{xy}$ 그리고 σ_{zz})의 관계는 (2.13)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\bar{u}_{rr}(\theta) = \frac{\Delta d(\theta)}{d(\theta)} = -\frac{1}{E} \times [f(\theta)\sigma_{xx} + g(\theta)\sigma_{yy} + h(\theta)\sigma_{xy} - v\sigma_{zz}] \quad (2.13)$$

여기서, $f(\theta) = 1 + 2\cos 2\theta$, $g(\theta) = 1 - 2\cos 2\theta$, $h(\theta) = 4\sin 2\theta$ 이며, E 와 v 는 각각 Young's modulus와 Poisson's ratio 이다. 위에 식을 각각의 측정위치에 대한 행렬로 나타내면 아래 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\bar{u}_{rr}(\theta) = \frac{1}{E} M\sigma \quad (2.14)$$

(2.14)를 축 방정식으로 나타내면, (2.15)와 같고, 여기서 $\Delta \varepsilon_{xx}$ 는 평면 변형률이다.

$$\begin{pmatrix} \bar{u}_{rr}(\theta_1) \\ \bar{u}_{rr}(\theta_2) \\ \vdots \\ \bar{u}_{rr}(\theta_m) \\ \Delta \varepsilon_{zz} \end{pmatrix} = \frac{1}{E} \times \begin{pmatrix} f(\theta_1) & g(\theta_1) & h(\theta_1) & -v \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ f(\theta_i) & g(\theta_i) & h(\theta_i) & -v \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ f(\theta_m) & g(\theta_m) & h(\theta_m) & -v \\ -v & -v & 0 & -1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{xy} \\ \sigma_{zz} \end{pmatrix} \quad (2.15)$$

이렇게 구해진 변형을 이용 하여 잔류응력을 구할 수 있다.

$$\dot{\sigma} = -EM^* \bar{u}_{,rr} \quad (2.16)$$

$$M^* = (M^T M)^{-1} M^T \quad (2.17)$$

M^* 은 M 의 역행렬, M^T 는 M 의 전치행렬이다. (F.Hosseinzadeh 등, 2009)

라. Contour Method

탄성 이론에 따르면, 잔류응력을 포함하고 있는 물체의 단면은 변형이 생기며, 변형된 단면을 복원하는데 필요한 힘은 잔류 응력과 같다. 그림 2.11은 Brueckner의 중첩 원리(Brueckner, 1973)를 보여주고 있다.

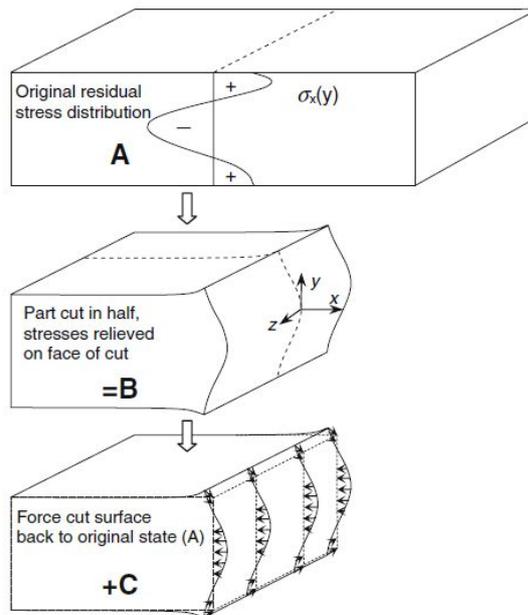


그림 2.11 Brueckner의 중첩원리

A는 초기 잔류응력을 보여주고 있다. 이를 중심($x=0$)으로 두 부분으로 자르면 잔류응력은 절단에 의해 풀리게 된다. B는 절단된 부분으로 응력이 부분적으로 이완되고 이로 인해 남은 응력에 의해 표면의 변형이 나타난다. C는 응력 없는 상태로 절단에 의해 생성된 변형이 원래의 평면 형태로 돌아간다. 탄성 상태로 가정했을 때, B의 응력과 B에서 C로 변화하는 부분의 응력이 처음 물체가 가지고 있던 잔류응력이다.

$$\sigma^A(x, y, z) = \sigma^B(x, y, z) + \sigma^C(x, y, z) \quad (2.18)$$

σ^A 는 처음의 잔류응력, σ^B 는 절단 후 남아 있는 잔류응력, σ^C 는 이완된 단면의 응력이다.

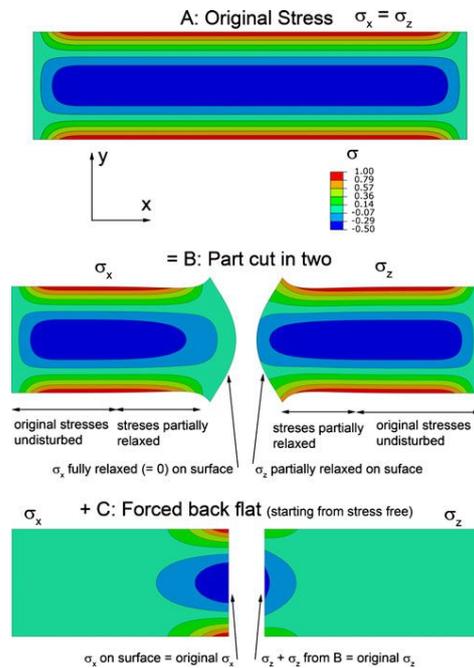


그림 2.12 2차원에서의 탄성중첩원리 (P. Pagliar 등, 2011)

그림 2.12는 유한요소해석 프로그램으로 해석한 탄성 중첩원리이다. 각각 방향에 따른 응력을 보여주기 위해 오른쪽 절반은 σ_z , 왼쪽은 σ_x 를 나타내고, 색깔은 응력의 크기이다. 변형은 실제보다 크게 나타나있다(P. Pagliar 등, 2011).

2.2 금속의 상변태 및 영향

2.2.1 금속의 상변태 이론

상변태란 온도나 압력의 변화에 의해 결정 구조가 바뀌는 것으로 다양한 종류의 금속의 상이 존재 한다. 이렇게 변화하는 상에 따라 재료의 기계적 특성(강도, 경도, 연성, 인성 등)이 달라지므로 재료의 가공에서 중요하다.

상변태는 원자의 확산여부에 따라 확산변태(diffusional transformation)과 무확산 변태(diffusionless transformation)으로 구분된다. 확산변태는 원자의 확산을 동반함으로써 물질의 상변태가 일어나는 것으로 철-탄소(Fe-C)합금의 경우 비교적 천천히 냉각 된 경우에는 고온상의 오스테나이트에서 페라이트, 시멘타이트, 펄라이트 등으로 변태된다. 이 경우 확산에 의해 합금 원소의 이동이나 재분재가 일어난다. 무확산변태는 확산이 억제되어 변태가 발생하는 것으로 비교적 냉각속도가 큰 경우 마르텐사이트 상이 생성된다.

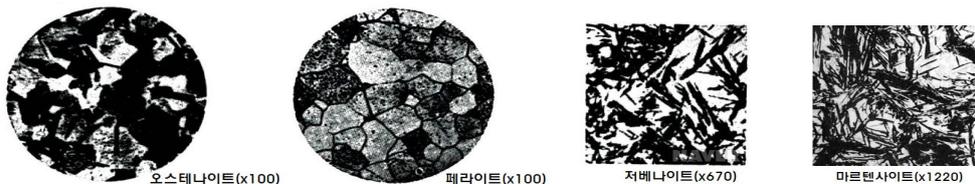


그림 2.13 금속조직의 종류 (금속용어사전편찬회, 1998)

그림2.13은 금속 조직을 확대해서 보여 주고 있다. 오스테나이트는 철과 탄소의 고용체로 강을 A1변태점(726℃)이상으로 가열했을 때 얻어지는 조직이다. 베나이트는 탄소강 또는 합금강을 550~150℃담금질 하여 등온변태 했을 때 생기는 조직으로 마르텐사이트 보다 부식되기 쉬우며 경도가 적고 변태되는 온도에 따라서 고베나이트와 저베나이트로 나뉜다. 마르텐사이트는 강철 조직중 가장 단단한 조직으로 변태가 시작되는 온도를 마르텐사이트 온도(Ms점)이라 한다. Ms점 온도 이하로 떨어질수록 진척되며, 가열하여도 돌아오지 않는다. 일정 온도 이하 마르텐사이트 변화가 일어나지 않는 점을 Mf점이라고 한다.

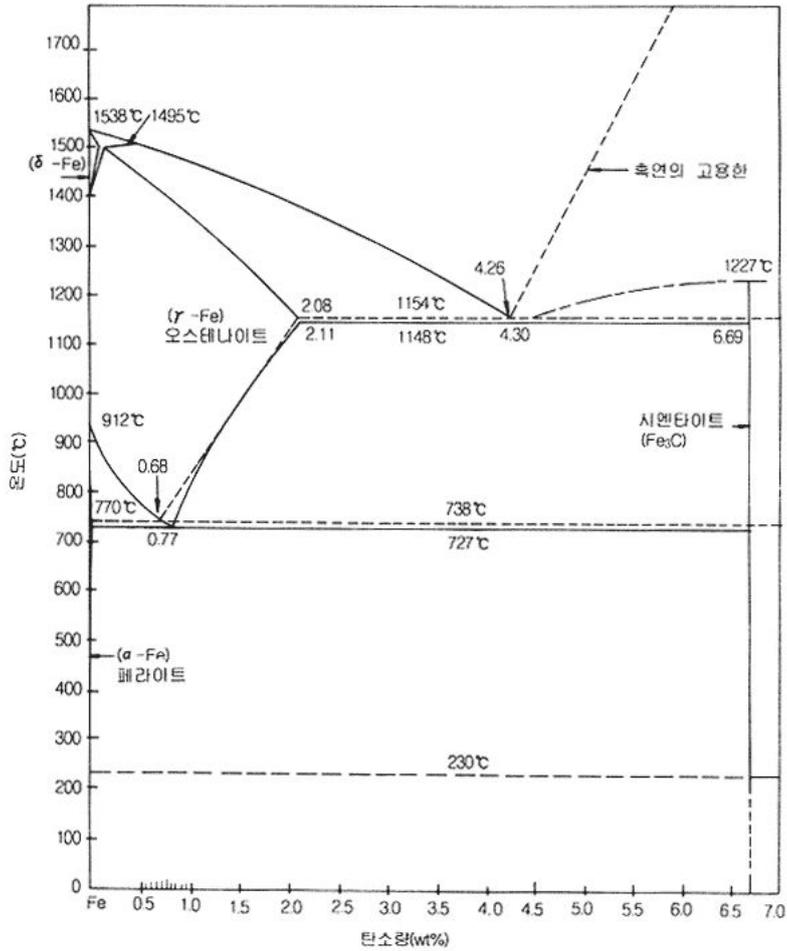


그림 2.14 철-탄소계 평형상태도

그림 2.14를 통해 강재의 열처리를 이해할 수 있다. 탄소의 함유량이 0.76%인 강을 아공석강이라 하고, 0.76%보다 작은 함유량을 가진 강재를 아공석강 큰 강재를 과공석강이라고 한다. 실제적으로 모든 강과 주철의 탄소함유량은 0.68%보다 적으므로 철-철탄화물계만이 관심의 대상이 된다.

금속의 상변태는 냉각곡선을 통해 알아 낼 수 있다. 고온으로 부터 냉각시킬 때의 과정을 나타내는 곡선으로 세로축에 온도, 가로축에 시간을 나타내어 도시한다. 냉각 곡선은 항온냉각곡선(TTT-Curve)과 연속 냉각곡선(CCT-Curve)으로 나뉜다.

가. 등온냉각곡선(Time Temperature Transformation Curve)

등온냉각곡선(TTT-curve)는 공석강을 A1변태 온도 이상으로 가열한 후 어느 정도 시간을 유지하게 되면 오스테나이트가 된다. 이렇게 오스테나이트로 변한 강을 A1 변태이하의 어느 온도로 급랭시켜 일정온도에서 시간이 지남에 따라 오스테나이트의 변태를 나타내는 곡선을 말하며, C곡선 또는 S곡선이라고 한다.

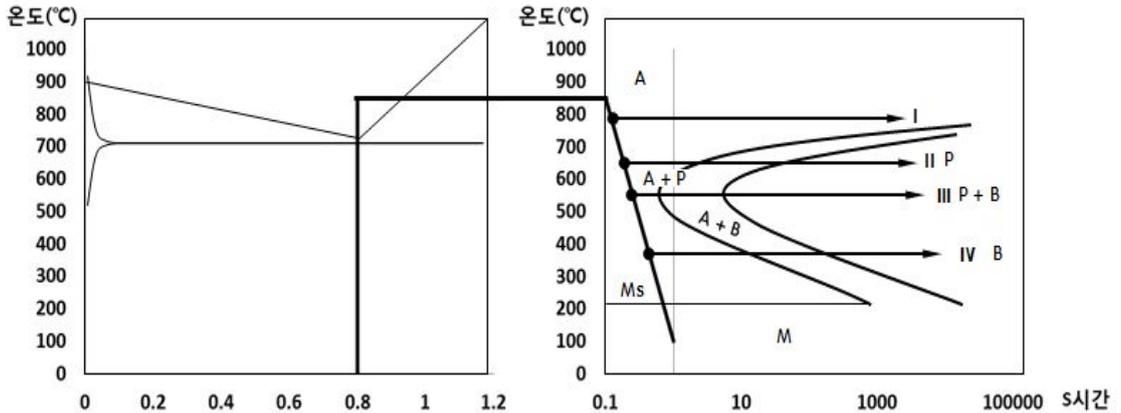


그림 2.15 공석강의 항온변태 곡선

그림2.15는 공석강의 TTT curve를 나타낸 것이다. I 선은 850°C로부터 750°C까지 냉각해 이온도에서 등온유지하면 어떠한 변태도 일으키지 않는다. II은 650°C까지 냉각시켜 등온 유지하면 1초 후에 펄라이트 변태가 시작되어 10초 이내에 변태가 완료된다. 온도가 점점 낮아짐에 따라 층상 펄라이트는 점점 미세해지고 조직은 더욱 경화되며 베나이트가 같이 생성된다(III. P+B). IV는 350°C로 항온 냉각시켜 베나이트 조직만을 얻을 수 있다.

나. 연속냉각곡선(Continuous cooling transformation Curve)

실제 열처리 작업에서는 등온변태에 의해 강을 열처리하기도 하지만 용접프로세스의 경우 상온까지 연속적으로 냉각변태가 일어난다. 따라서 등온변태곡선을 연속냉각변태곡선으로 전환 시킬 필요가 있다. 그림2.16과 같이 등온변태 곡선위에 연속냉각 곡선을 그려 구할 수가 있는데 이때, 세로축은 온도, 가로축은 시간(log)로 표시하여 냉각속도에 따라 나타낸다.

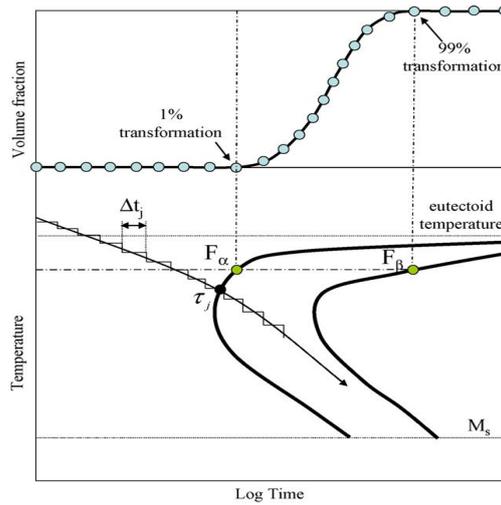


그림 2.16 TTT선도와 연속냉각 곡선의 상변태율(강성훈 등,2006)

등온조건에서 확산변태에 의한 각 상의 체적분율을 다음과 같은 JMak 모델로 구현 할 수 있다.

$$F_i^j = 1 - \exp\{-A \cdot t_j^B\} \quad (2.19)$$

F_i^j 는 유한요소 해석에서 j 번째 시간 증분에서의 I 번째의 상의 체적분율을 의미하며, 재료 상수 A와 B는 TTT선도에서 직접 계산되어 사용된다. 그러나 (2.19)의 JMAK 식은 연속 냉각 공정과 같은 비 등온변태 공정을 예측할 수 없는 한계가 있으므로 Scheil의 가법 정리를 도입하여 각 상의 핵의 생성 시기를 예측할 수 있다(강성훈 등, 2006).

TTT선도에 JMak식과 가법정리를 통해 연속 냉각 시 상변태를 예측할 수도 있으나 각각의 냉각속도에 따른 실험을 통해 금속의 분율을 측정 하여 금속의 상변태를 알아 낼수 있다. 그림 2.16은 AISI 4140강을 각각의 냉각 속도에 따른 실험을 통해 금속의 상분율과 변태 선도를 그려 놓은 그래프이다. 이를 통해 상의 분율 뿐만 아니라 금속의 경도를 예측 할 수 있다.(Mayier P 등, 1978)

마르텐사이트, 베나이트, 펄라이트, 페라이트의 경도는 화학 조성과 냉각 속도의 함수로 계산된다.

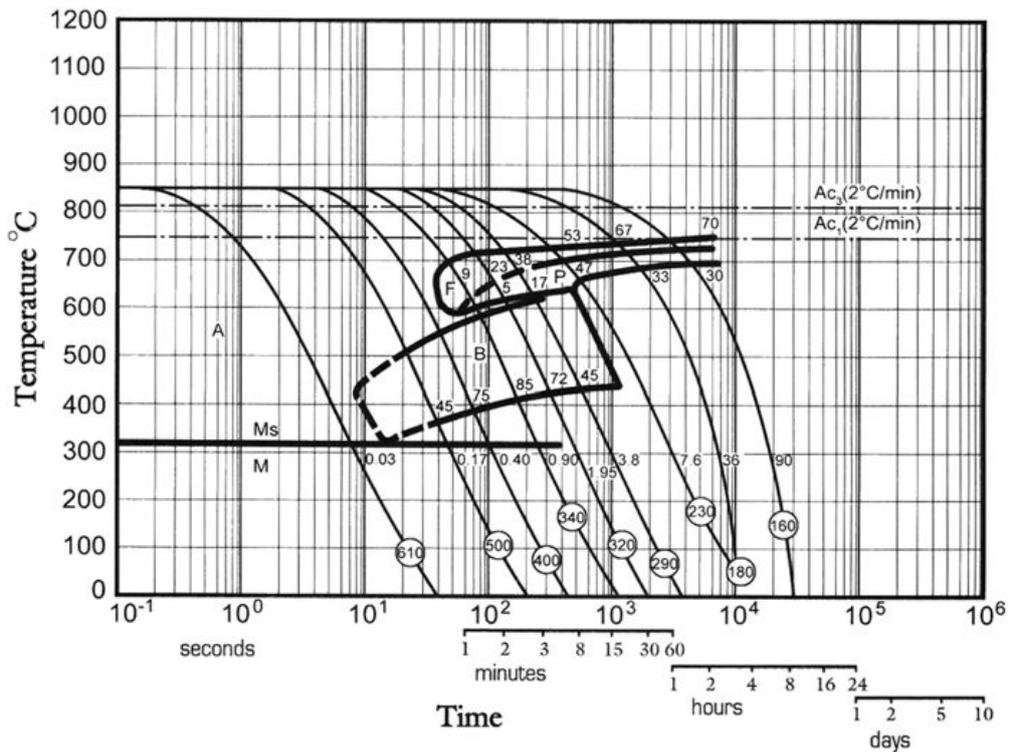


그림 2.17 AISI 4140강의 CCT선도 (Isfahan)

각 단계의 정도는 다음과 같다.

$$HV_M = 127 + 949(\%C) + 27(\%Si) + 11(\%Mn) + 8(\%Ni) + 16(\%Cr) + 21\log V_r \quad (2.20)$$

$$HV_B = 323 + 185(\%C) + 330(\%Si) + 153(\%Mn) + 65(\%Ni) + 144(\%Cr) + 191(\%Mo) + (89 + 53(\%c) - 55(\%Si) - 22(\%\equiv) - 20(\%Cr) - 33(\%Mo))\log V_r \quad (2.21)$$

$$HV_{F-P} = 42 + 223(\%C) + 53(\%Si) + 30(\%Mn) + 12.6(\%Ni) + 7(\%Cr) + 19(\%Mo) + (10 - 19(\%Si) + 4(\%Ni) + 8(\%Cr) + 130(\%V))\log V_r \quad (2.22)$$

HV_M , HV_B , HV_{F-P} 는 각각 혼합물의 정도, V_r 은 시간당 생각속도이며. 총 강재의 정도 식은 (2.23)과 같다.

$$HV = F_M HV_M + F_B HV_B + (F_F + F_P) HV_{F+P} \quad (2.23)$$

2.2.2 상변태의 유한요소 해석 정식화

강재의 용접부에서 냉각 중에 발생하는 오스테나이트-마르텐사이트변태는 잔류응력에 영향을 미친다. 마르텐사이트는 무 확산변태로 탄소원자를 함유하고 있는 오스테나이트에서 형성되며 마르텐사이트가 형성될 때, 금속이 팽창하고 소성변형도 발생하게 된다. 용접과정에서 용접 열 영향부(HAZ)에 크기는 형성된 마르텐사이트의 분율에 따라 달라진다(Ravi Vishnu P, 1994).

아래 그림 2.18은 각각 냉각 속도에 따른 팽창률을 나타 낸 것이다.

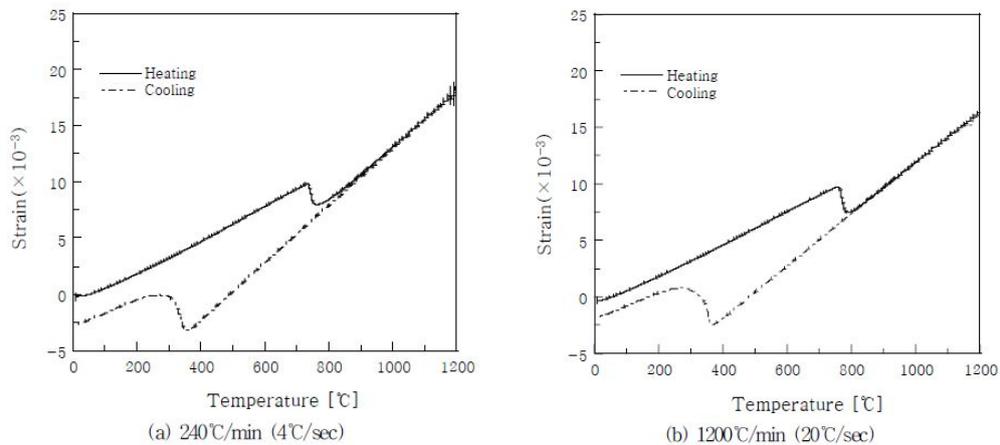


그림 2.18 냉각속도에 따른 팽창률

실험결과를 통해 열 변형율과 재료의 격자 상수들을 이용해 상변태 영역에서 온도에 따른 상분율을 계산할 수 있다. 마르텐사이트 변태 영역에서 상 변태의 상분율의 변화 식은 Koistinen-Marburger 식을 이용하여 나타 낼 수 있다.

$$f_m = 1 - \exp[-k(M_s - T)] \quad (T \leq M_s) \quad (2.24)$$

여기서 f_m 은 현재온도에서의 마르텐사이트의 체적분율, T 는 냉각시 현재 온도, M_s 는 마르텐사이트의 변태개시온도, K 는 온도에 따른 마르텐사이트 과정의 진화 특성 상수이다(이희태, 2007).

K는 아래와 같다.

$$K = 0.5 \left(\frac{-\ln(0.1)}{M_s - T^{90}} \right) + 0.5 \left(\frac{-\ln(0.5)}{M_s - T^{50}} \right) \quad (2.24)$$

여기서 T^{50} 과 T^{90} 은 각각 마르텐사이트 변태가 50% 및 90% 이루어 졌을 때 온도이다. 일반적으로 0.0011값을 사용 한다. 이러한 관계가 해석상에서 냉각 중 마르텐사이트의 형성을 추적하기 위해, JMak 모델 (2.19)을 미분방적식을 사용하면, (2.25)으로 나타낼 수 있고 ΔT 는 냉각중의 온도 증분이다.

$$\Delta f_m = \{-(k)\exp[k(T-M_s)]\}\Delta T \quad (T \leq M_s) \quad (2.25)$$

위 식을 이용하여 마르텐사이트 변태에 의한 체적변화에 대한 strain의 증가는 다음 식으로 다시 쓸 수 있다.

$$\Delta \varepsilon^{\Delta vol} = \Delta \varepsilon^{\Delta vol*} \times \Delta f_m \quad (2.26)$$

$\Delta \varepsilon^{\Delta vol}$: 체적변화에 의한 strain 증분 $\Delta \varepsilon^{\Delta vol*}$: 완전 마르텐사이트 변태시 체적변화 strain

일반적인 완전 마르텐사이트가 변태되었을 때의 체적변화 strain($\Delta \varepsilon^{\Delta vol*}$)은 연강인 경우 2.0×10^{-3} 또는 8.0×10^{-3} 이고 P91 carbon의 경우 3.75×10^{-3} 로 보고 있다.

오스테나이트변태는 마르텐사이트 변태보다 잔류응력에 미치는 영향이 작다. 이것은 온도가 상승하는 과정에 고온(820°C-920°C)에서 발생함으로 이때 재료의 기계적 값이 매우 작아 오스텐나이트의 변태를 흡수하기 때문이다. 이러한 효과를 유한요소에서 고려하기 위해 단순선형관계로부터 체적변화를 고려한다. 오스테나이트가 완전 변태 했을 때 체적변화 strain은 -2.288×10^{-3} 로 가정할 수 있다.

용접부가 용접에 의해 열을 받으면 열 변형은 선팽창계수를 이용하여 나타 낼 수 있으며, 이것은 탄성과 소성변형이 추가된다. 상변태에 의한 체적변화는 추가 변형으로 고려해야 한다. 각각의 변형 성분을 전체 변형에 추가 함으로써 분해해서 표현할 수 있다. 그래서 상변태를 받는 강 전체 변형률은 다음과 같이 나타 낼 수 있다.

$$\dot{\varepsilon}^{total} = \dot{\varepsilon}^E + \dot{\varepsilon}^P + \dot{\varepsilon}^T + \dot{\varepsilon}^{VOL} + \dot{\varepsilon}^{TRP} \quad (2.27)$$

$\dot{\varepsilon}^E, \dot{\varepsilon}^P, \dot{\varepsilon}^T, \dot{\varepsilon}^{VOL}, \dot{\varepsilon}^{TRP}$ 은 각각 탄성변형률, 소성변형률, 열 변형률, 체적 변형률과 변태소성 (transformation plasticity)을 나타낸다. 탄성변형 증분($\Delta\varepsilon^E$)은 포아송비와 Young's 계수의 온도 의존성을 고려한 등방 Hook's law에 의해 계산된다. 열변형 증분($\Delta\varepsilon^T$)은 온도에 따른 선팽창계수를 이용하여 계산된다. 소성변형($\Delta\varepsilon^P$), 즉 탄-소성 구성 방정식은 Von mises 항복조건, 온도의존 기계성질, 선형등방경화를 고려하여 계산된다. 체적변형증분($\Delta\varepsilon^{VOL}$)은 상변태 조건에 따라 계산되고 유한요소해석에 사용할 수 있다.

따라서 마르텐사이트 변태에 의한 변형은 온도하중과 체적변화를 고려하여 다음과 같이 나타낼 수 있다. 이때 $\Delta\varepsilon^{\Delta VOL^*}$ 를 3.75로 K를 0.11로 가정하면, Δf_m 와 M_s 를 대입한다.

$$\begin{aligned} \Delta\varepsilon^T + \Delta\varepsilon^{VOL} &= \alpha \times \Delta T + (\Delta\varepsilon^{\Delta VOL^*} \times \Delta f_m) \quad (M_f \leq T \leq M_s) \quad (2.28) \\ &= \alpha \times \Delta T + (3.75 \times 10^{-3} \times \Delta f_m) \\ &= \alpha \times \Delta T + (3.75 \times 10^{-3} \times [-0.011 \exp(T - M_s)]) \Delta T \\ &= \{\alpha - (3.75 \times 10^{-3} \times -0.011) \exp[0.011(T - M_s)]\} \Delta T \end{aligned}$$

오스테나이트변태에 대한 온도하중과 체적변화에 의한 변형은 다음과 같이 나타낼수 있다. 이때, A3은 920°C 이고, A1은 820°C 이라고 가정한다.

$$\begin{aligned} \Delta\varepsilon^T + \Delta\varepsilon^{VOL} &= \alpha \times \Delta T + \left(\frac{-2.288 \times 10^{-3} \Delta T}{A_3 - A_1} \right) \quad (A1 \leq T \leq A3) \quad (2.29) \\ &= (\alpha - 2.288 \times 10^{-5}) \Delta T \end{aligned}$$

열과 체적변화에 의한 strain 증분성분은 (2.28)과 (2.29)에 의해 선형열팽창계수의 항으로 표현하여 나타내었다. 이러한 합성 항은 상태가 발생한 영역에서 본래의 선팽창계수의 선도에서 이를 중첩하여 체적의 변화를 나타낸다. 이것은 수치해석에서 상변태에 의한 체적의 변화효과를 선팽창계수에 수치적으로 변형하여 모델링함으로써 가능하게 한다. 재료의 항복응력은 상변태의 영향을 받는다.

2.3 열 탄소성 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)

$$\begin{aligned}
 & - \int_V \left[\left(\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} + \bar{X} \right) \delta u + \left(\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} + \bar{Y} \right) \delta v + \left(\frac{\partial \tau_{zx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \bar{Z} \right) \delta w \right] dV \\
 & + \int_{S^c} \left[(T_x - \bar{T}_x) \delta u + (T_y - \bar{T}_y) \delta v + (T_z - \bar{T}_z) \delta w \right] dS = 0
 \end{aligned} \tag{2.30}$$

(2.30)은 (2.31)과 같이 나타낼 수 있고 가상일의 원리(principle of virtual work)이다.

$$\begin{aligned}
 & \int_V [\sigma_x \delta \varepsilon_x + \sigma_y \delta \varepsilon_y + \sigma_z \delta \varepsilon_z + \tau_{xy} \delta \gamma_{xy} + \tau_{yz} \delta \gamma_{yz} + \tau_{zx} \delta \gamma_{zx}] dV \\
 & - \int_V (\bar{X} \delta u + \bar{Y} \delta v + \bar{Z} \delta w) dV - \int_{S^c} (\bar{T}_x \delta u + \bar{T}_y \delta v + \bar{T}_z \delta w) dS = 0
 \end{aligned} \tag{2.31}$$

식을 정식화 하면,

$$\int_V \delta \{\varepsilon\}^T \{\sigma\} dV - \int_V \delta \{U\}^T \{\bar{F}\} dV - \int_{S^c} \delta \{U\}^T \{\bar{T}\} dS = 0 \tag{2.32}$$

$\{\sigma\}$: 응력 벡터, $\{\varepsilon\}$: 변형률-벡터, $\{U\}$: 변위 벡터, $\{\bar{F}\}$: 단위체적당 물체력 벡터, $\{\bar{T}\}$: 단위체적당 표면력 벡터이고, 변형률-변위(strain-displacement)관계식은

$$\begin{aligned}
 \varepsilon_x &= \frac{\partial u}{\partial x}, & \varepsilon_y &= \frac{\partial v}{\partial y}, & \varepsilon_z &= \frac{\partial w}{\partial z}, \\
 \gamma_{xy} &= \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}, & \gamma_{yz} &= \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}, & \gamma_{zx} &= \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z}
 \end{aligned} \tag{2.33}$$

이고 이것은 다시,

$$\{\varepsilon\} = [A] \{U\} \tag{2.34}$$

[A]는 미분 연산자를 가지고 있는 매트릭스이다.

위 식들로 응력-변형률 관계를 보면

$$\begin{aligned}
 \varepsilon_x &= \frac{1}{E} [\sigma_x - \nu(\sigma_x + \sigma_z)] + \alpha T \\
 \varepsilon_y &= \frac{1}{E} [\sigma_y - \nu(\sigma_z + \sigma_x)] + \alpha T \\
 \varepsilon_z &= \frac{1}{E} [\sigma_z - \nu(\sigma_x + \sigma_y)] + \alpha T \\
 \gamma_{xy} &= \frac{1}{G} \tau_{xy}, \quad \gamma_{zy} = \frac{1}{G} \tau_{zy}, \quad \gamma_{zx} = \frac{1}{G} \tau_{zx}
 \end{aligned} \tag{2.35}$$

$\{\alpha\}T = \varepsilon^t$: 열변형률, α : 순간선팅창계수, T : 온도 이다. 따라서 전변형률 $\{\varepsilon\}$ 은 탄성 변형률 $\{\varepsilon^e\}$ 와 열변형률 $\{\varepsilon^t\}$ 에 합으로 나타낸다.

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon^e\} + \{\varepsilon^t\} \tag{2.36}$$

응력과 변형률은 Hook's law로부터

$$\{\sigma\} = [D^e] \{\varepsilon^e\} \tag{2.37}$$

$[D^e]$: 탄성 응력-변형률 메트릭이다, (2.37)에 (2.36)을 대입하면 아래와 같다.

$$\{\sigma\} = [D^e] (\{\varepsilon\} - \{\varepsilon^t\}) \tag{2.38}$$

위 (2.38)의 응력-변형률 관계식을 역행렬을 이용하여 나타내면

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \\ \varepsilon_z \end{bmatrix} = [D^e]^{-1} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \\ \sigma_z \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \alpha T \\ \alpha T \\ 0 \\ \alpha T \end{bmatrix} \tag{2.39}$$

또는,

$$\{\varepsilon\} = [D^e]^{-1} \{\sigma\} - \{\varepsilon^t\} \tag{2.40}$$

(2.39)을 증분형으로 다시 쓰면,

$$\{d\sigma\} = [D^e] \{d\varepsilon - d\varepsilon^t\} \quad (2.41)$$

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

$$\{d\sigma\} = [D^e] \{d\varepsilon\} - [C]dT \quad (2.42)$$

재료가 탄성거동을 하는 경우 (2.36), (2.37)을 이용하여 증분형으로 쓰면

$$\{d\varepsilon\} = \{d\varepsilon^e\} + \{d\varepsilon^t\} \quad (2.43)$$

$$\{d\sigma\} = [D^e] \{d\varepsilon^e\} \quad (2.44)$$

여기서 탄성 변형률은 응력 및 온도의 함수이므로, 탄성 변형률의 증분은

$$\{d\varepsilon^e\} = \left\{ \frac{\partial \varepsilon^e}{\partial \sigma} \right\} \{d\sigma\} + \frac{\partial \{ \varepsilon^e \}}{\partial T} dT \quad (2.45)$$

(2.41)을 (2.42)에 대입하여 정리하면

$$\{d\varepsilon^e\} = [D^e]^{-1} \{d\sigma\} + \frac{\partial [D^e]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} dT \quad (2.46)$$

(2.46)을 (2.43)과 (2.41)에 대입하여 정리하면

$$\{d\varepsilon^e\} = [D^e]^{-1} \{d\sigma\} + \frac{\partial [D^e]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} dT + \{\alpha\} dT \quad (2.47)$$

(2.47)을 (2.41)에 대입하면 탄성영역에서 응력증분에 대한 구성 방정식은 다음과 같이 구해진다.

$$\begin{aligned} \{d\sigma\} &= [D^e]^{-1} \{d\varepsilon\} - [D^e] \left(\frac{\partial [D^e]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} + \{\alpha\} \right) dT \\ &= [D^e]^{-1} \{d\varepsilon\} - \left([D^e] \{\alpha\} - \frac{1}{E} \frac{E - E_1}{\Delta T} \{\sigma\} \right) dT \\ &= [D^e]^{-1} \{d\varepsilon\} - \{C\} dT \end{aligned} \quad (2.48)$$

제3장 유한요소법에 의한 잔류응력 해석 및 측정

본 장에서는 앞에 이론을 바탕으로 두께 25mm 시험편에 대한 용접 잔류응력해석을 유한요소 프로그램을 사용하여 해석하여 그 결과를 실제 실험 데이터와의 비교를 통하여 하여 검증하고자 한다. 먼저, 간단한 요소를 이용한 예비해석을 통해 유한요소 프로그램에서의 열 탄소성 해석에서의 변형률과 용접프로세스에 영향을 주는 인자에 따른 차이를 통해 발생하는 잔류응력의 크기에 대해 고찰하고, 25mm 두께의 시험편에 대한 용접 열에 의한 응력 발생과 초기 잔류응력과 금속의 상변태를 고려했을 때의 영향에 대해 검토하여, 실제 측정된 값을 통하여 검증 하고자 한다.

3.1 입열량 및 재료정수에 따른 영향

유한요소프로그램인 MSC.Marc를 이용하여 용접해석을 진행할 경우 잔류응력의 생성은 용접프로세스에 적용되는 입열량과 재료정수에 따라 차이를 보인다. 여기서는 두께 6mm의 용접시험편에 각각 입열조건과 재료정수에 따른 응력크기를 고찰하고 두께 25mm 시험편에 대한 재료정수에 따른 영향을 추가 해석하였다.

가. 해석 모델

그림3.1은 해석에 사용된 시험편의 치수와 형상을 보여 주고 있다. (b)는 시험편의 중앙을 중심으로 절반 용접부 형상을 보여주고 있으며, 시험편의 총 길이는 500mm, 폭 500mm이고, 두께 6mm에 대해 해석을 진행하였다.

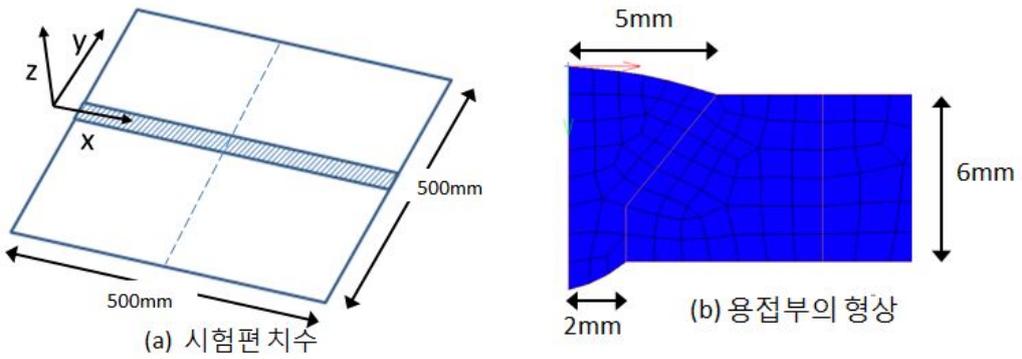


그림 3.1 두께 6mm 시험편의 치수와 형상

해석 시 길이 방향(용접선방향)을 X, 폭 방향(용접선 직각방향)을 Y, 두께방향을 Z로 규정하여 해석을 실시하였으며, 각 변형과 수축이완이 발생하도록 경계조건을 설정하였다. 그림3.2은 실제 해석 시 사용된 모델의 형상 및 경계 조건이다.

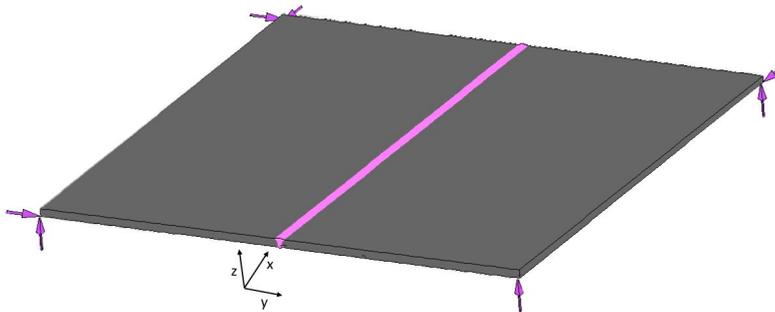


그림 3.2 두께 6mm 시험편의 경계 조건

응력의 측정 위치는 길이방향의 중앙의 요소를 측정하였다. 폭 방향의 측정위치를 L_y , 두께 방향을 L_z 라고 할 때 L_y 는 바닥에서부터 3mm 지점을 측정하였고, L_z 는 용접부 중앙에서부터 각각 1mm, 3mm, 6mm, 9mm지점을 측정하였다.

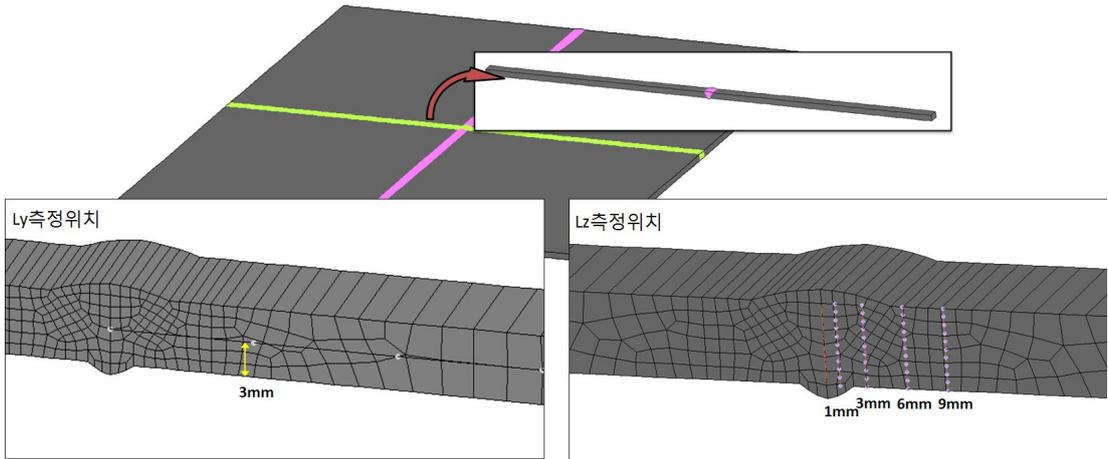


그림 3.3 두께 6mm 시험편의 측정위치

나. 해석 조건

해석 시 사용된 용접 조건과 시험편 및 용접재료의 재질은 각각 아래 표와 같다.

표 3.1 시험편의 용접조건

Steel	Process	Initial-temperature (°C)	Welding Condition			consumables
			Amperage (A)	Voltage (V)	Speed (cpm)	
EH47	FCAW	27	255	32	30	SF-36E(NSSW)

표 3.2 시험편의 모재 및 용접재료의 재질

Material	Remarks	YP[MPa]	TS[MPa]	EL(%)
EH47-TM	Steel	490	590	21
SF-36E	consumables	570	610	19

열전달 해석 시 사용되는 재료의 물성치는 온도가 변함에 따라 그 값이 변하게 되는데 아래 그림 3.4와 3.5는 온도의 의존성과 기계적 성질의 온도의 의존성을 나타내고 있다.

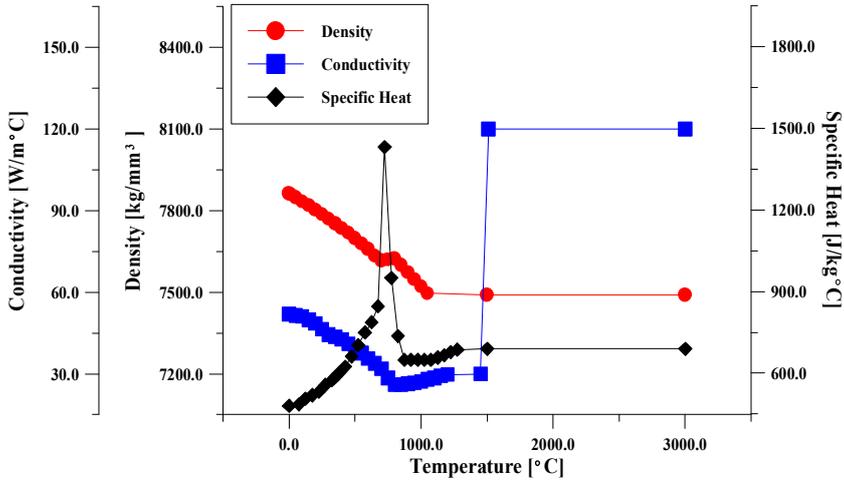


그림 3.4 온도에 따른 재료의 물성치의 거동 (용접강도연구위원회, 2005)

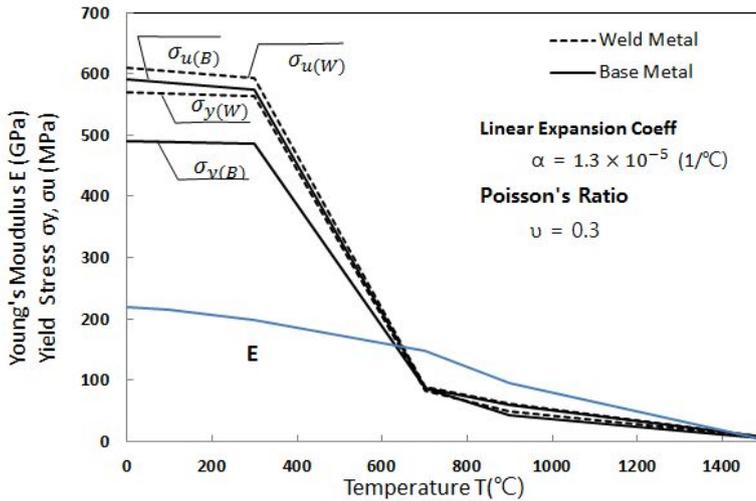


그림 3.5 시험편의 기계적 성질의 온도의 의존성

3.1.1 입열량에 따른 응력의 영향

위의 해석 모델에 용접프로세스 과정에서 열량에 따른 Filler Metal의 최고 온도를 조정하였고 재료의 정수 값은 Base 와 Filler Metal 같다.

표 3.3 입열에 따른 Filler Metal의 최고 온도 조건

Material	YP[MPa]	Case1 (°C)	Case2 (°C)	Case3 (°C)	Case4 (°C)
Base Metal	490	1500	1800	2000	2500
Filler Metal	490				

그림3.6은 시험편 중앙에서 각각 10mm, 50mm 떨어진 지점에서의 시간에 따른 온도 변화를 나타낸 그래프이다. 용접부에서 가까울수록 온도에 대한 영향이 크며 냉각속도 또한 느리다.

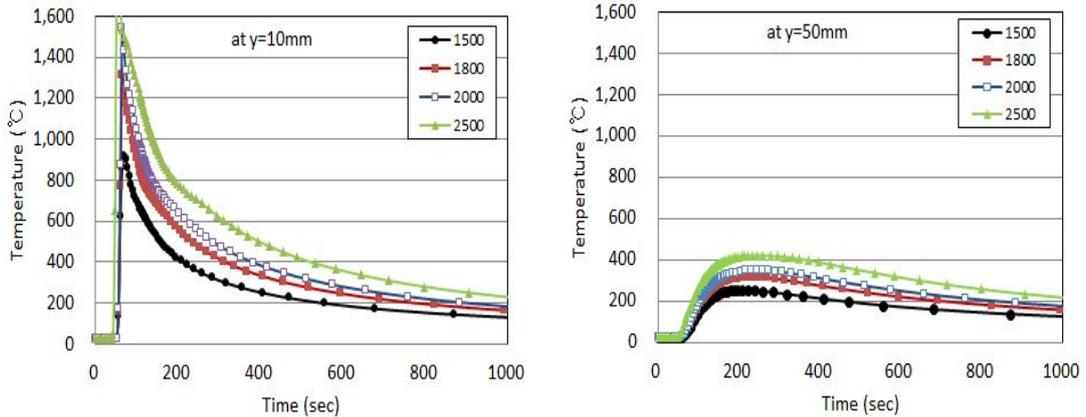
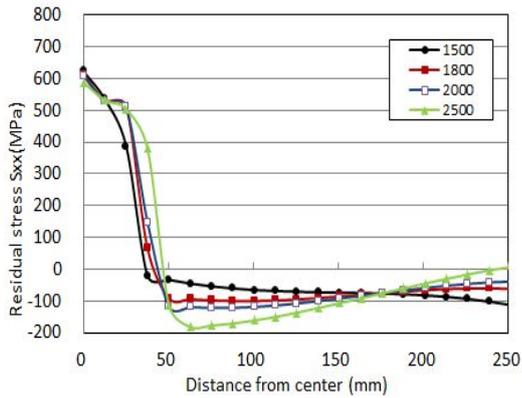
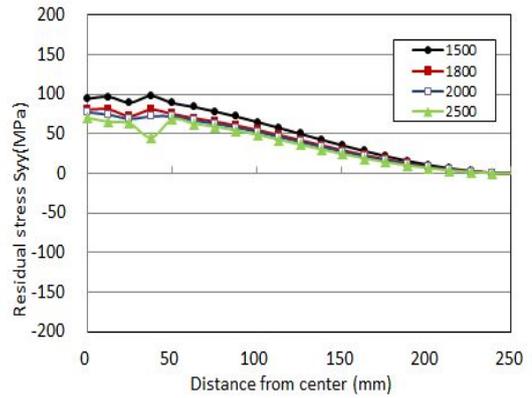


그림 3.6 두께 6mm 시험편 시간에 따른 온도 변화

L_y 방향의 해석결과는 그림3.7와 같고 여기에서, (a)와 (b)는 각각 σ_x , σ_y 방향 잔류응력을 나타내고 있다.



(a) Ly의 σ_x 방향 잔류응력



(b) Ly의 σ_y 방향 잔류응력

그림 3.7 두께 6mm 시험편의 온도에 따른 Ly방향 잔류응력

그림3.7 (a)는 전체적으로 중앙부에서 큰 인장응력이 발생하고 멀어짐에 따라 압축응력이 커지고 점차 감소하는 형상을 나타내고 있다. 입열량이 커짐에 따라 중앙부의 인장응력의 크기의 차이는 적으나 용접열의 영향이 미치는 범위가 넓어 중앙에서 더 떨어진 지점까지 응력이 크게 나타나며 압축응력의 크기도 더욱 커진다. (b)는 중앙부에서 발생한 인장잔류응력이 멀어짐에 따라 점점 감소하여 '0'에 가까워지며 그 값이 매우 작지만 입열량 커짐에 따라서 응력이 점점 감소한다.

3.1.2 재료정수에 따른 응력의 영향

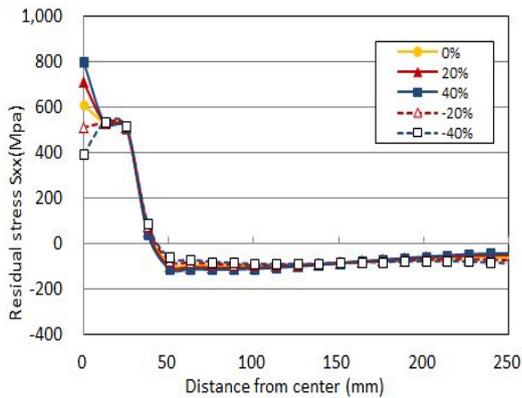
가. 두께 6mm 시험편

3.1장의 해석 모델과 같은 모델에 Filler Metal의 최고 온도는 1800℃로 일정하게 하고 Filler Metal의 항복응력을 Base Metal의 항복응력의 -40%, -20%, 0%, 20%, 40%증가 시켜 해석을 하였다.

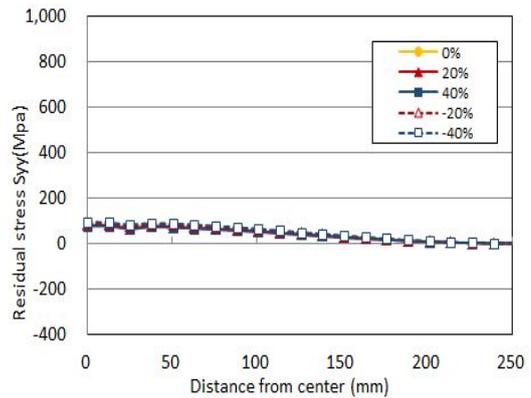
표 3.4 6mm 시험편 Filler-Metal 항복응력 증분 조건

Material	Yield stress [MPa]	Material	-40% [MPa]	-20% [MPa]	0% [MPa]	20% [MPa]	40% [MPa]
Base Metal	490	Filler Metal	294	392	490	588	686

Ly의 방향의 잔류응력 해석결과는 그림3.8와 같다.



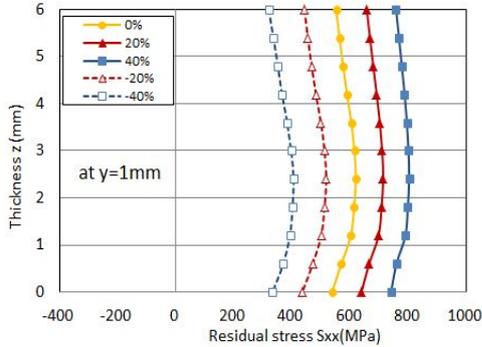
(a) Ly의 σ_x 방향 잔류응력



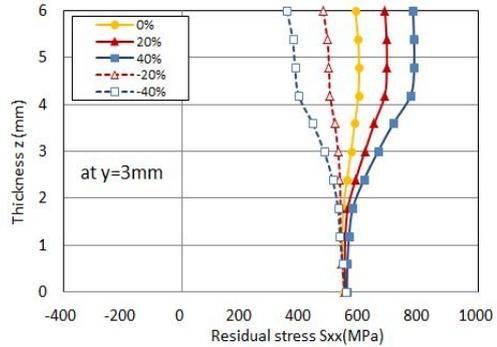
(b) Ly의 σ_y 방향 잔류응력

그림 3.8 두께 6mm 시험편의 재료정수에 따른 Ly방향 잔류응력

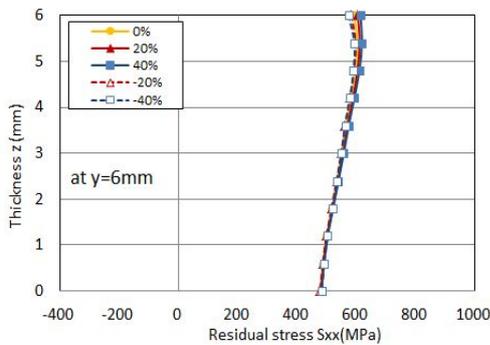
(b)를 보면, 항복응력크기 변화에 따른 L_y 의 oy 방향 잔류응력의 영향은 미비한 것을 알 수 있다. (a) L_y 의 ox 방향 잔류응력의 영향은 용접부에 큰 영향을 주며 항복응력이 커질수록 용접부의 잔류응력의 크기는 증가한다. L_z 의 방향의 잔류응력 해석결과는 그림 3.9와 같다.



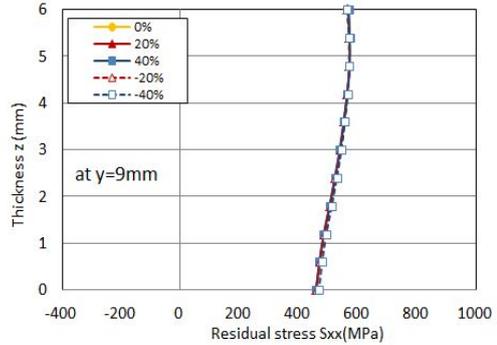
(a) $y=1\text{mm}$ ox 방향 잔류응력



(b) $y=3\text{mm}$ ox 방향 잔류응력



(c) $y=6\text{mm}$ ox 방향 잔류응력



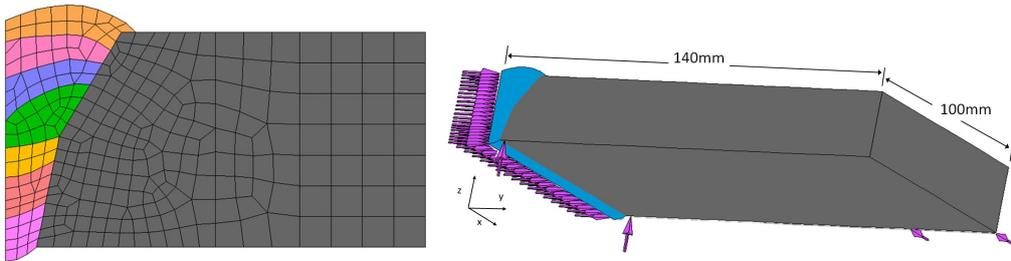
(d) $y=9\text{mm}$ ox 방향 잔류응력

그림 3.9 두께 6mm 시험편의 재료정수에 따른 L_z 방향 잔류응력

재료정수에 의한 잔류응력의 영향은 용접부에서 크게 나타나며 Base metal에는 영향을 거의 주지 않고 그 값이 커짐에 따라 잔류응력이 크게 발생한다. 용접해석에서 입열량과 재료의 항복응력의 크기는 용접부의 잔류응력에 영향을 미치고, 그 값이 커질수록 잔류응력의 크기가 증가한다.

나. 두께 25mm 시험편

아래 그림 3.10은 25mm 시험편의 형상 및 경계조건이다. 해석 좌표는 용접선 방향을 x축, 용접선 직각방향을 y축, 두께 방향을 z축이라 설정하였다. 경계 조건은 대칭성을 고려하여 용접부 중앙단면의 y축 변형을 모두 구속하였고, z축 각 변형이 자유롭도록 구속하였다. 용접 조건은 '3.1장의 나. 해석 조건'과 같다.



(a)용접부 형상

(b)시험편 크기 및 경계조건

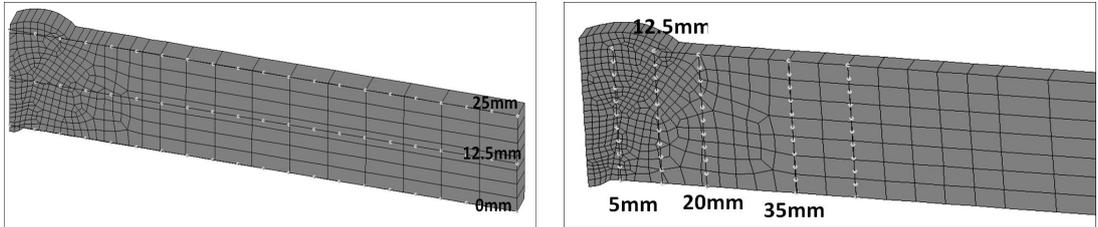
그림 3.10 두께 25mm 시험편의 형상 및 경계 조건

Filler Metal의 최고 온도는 1800°C로 일정하게 하고 Filler Metal의 항복응력을 Base Metal의 항복응력의 -16%, 0%, 16% 증가 시켜 해석을 하였다.

표 3.5 25mm 시험편 Filler-Metal 항복응력 증분 조건

Material	Yield stress [MPa]	Material	-16% [MPa]	0% [MPa]	16% [MPa]
Base Metal	490	Filler Metal	411	490	568

응력의 측정 위치는 길이방향의 중앙의 요소를 측정하였다. 폭 방향의 측정 위치를 L_y , 두께 방향을 L_z 라고 할 때 L_y 는 하부 표면($z=0\text{mm}$), 시편의중앙($z=12.5\text{mm}$), 상부 표면($z=25\text{mm}$) 지점을 측정하였고, L_z 는 용접부 중앙에서부터 각각 5mm, 12.5mm, 20mm, 35mm 지점을 측정하였다. 그림3.11은 측정 위치를 나타내고 있다.

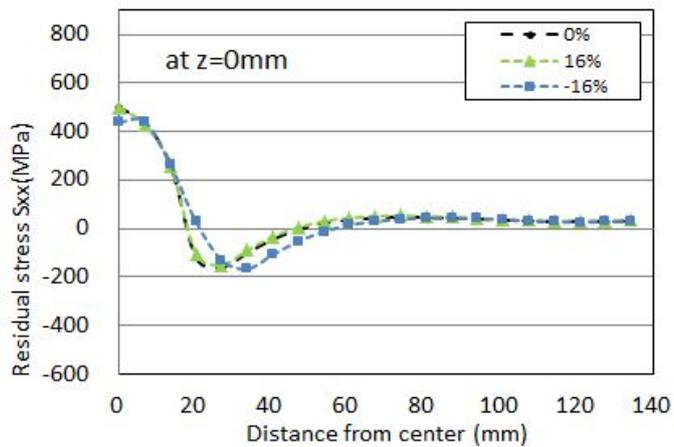


(a) L_y 방향 측정위치

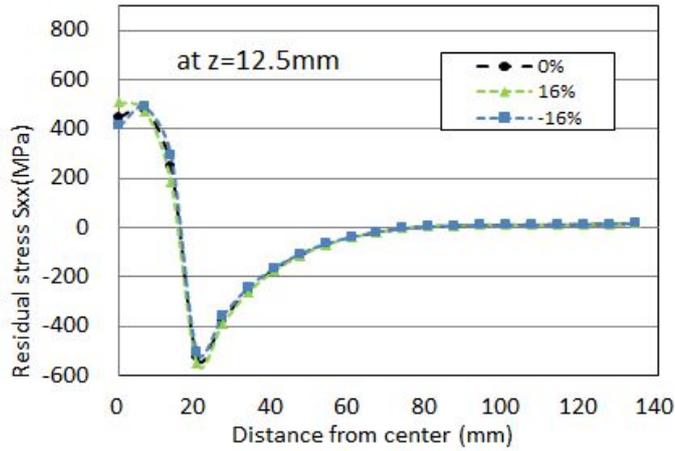
(b) L_z 방향 측정 위치

그림 3.11 두께 25mm 시험편의 측정위치

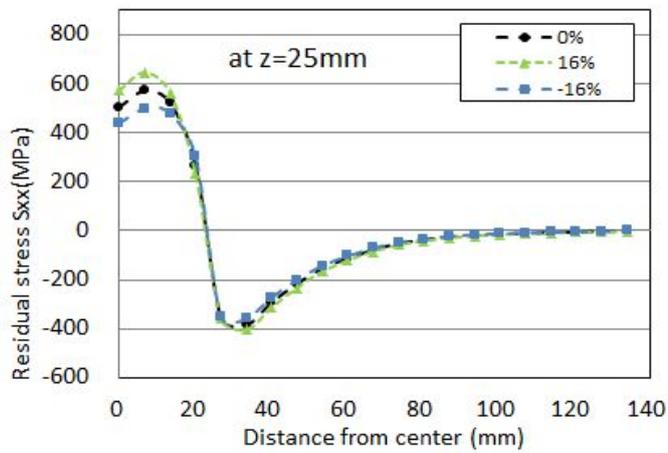
σ_y 잔류응력은 그 영향이 미비하므로 σ_x 잔류응력만 측정하였다. 그림 3.12은 L_y 방향 잔류응력, 그림3.13는 L_z 방향 잔류응력 측정 결과이다.



(a) $z=0\text{mm}$ σ_x 방향 잔류응력



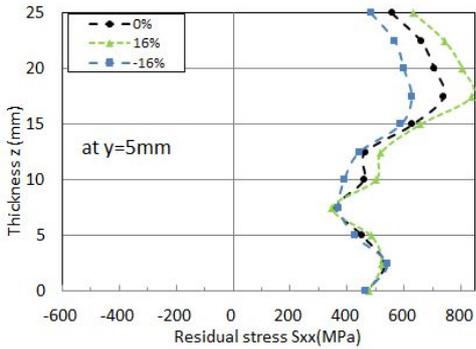
(b) z=12.5mm σ_x 방향 잔류응력



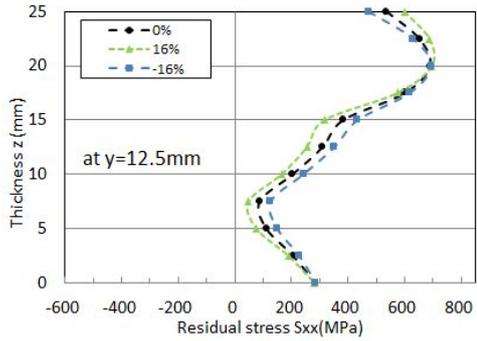
(c) z=25mm σ_x 방향 잔류응력

그림 3.12 두께 25mm 시험편의 재료정수에 따른 Ly방향 잔류응력

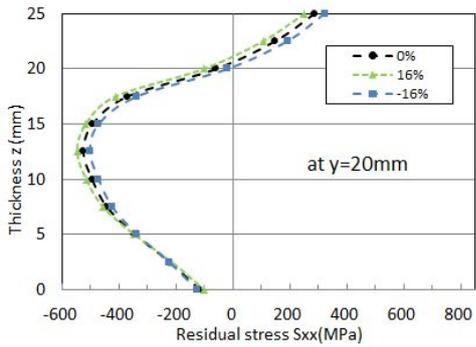
Ly방향의 잔류응력은 두께 6mm 시험편과 마찬가지로 용접부에서 큰 영향을 주며, 상부 표면에서 효과가 가장 크게 나타나고 있다.



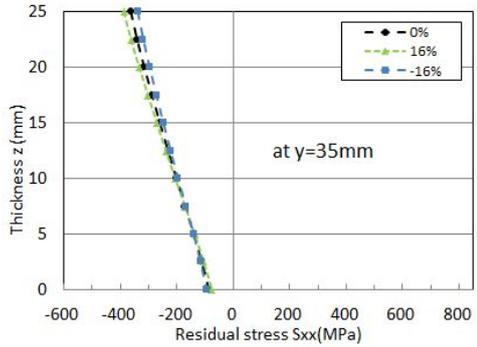
(a) $y=5\text{mm}$ ox 방향 잔류응력



(b) $y=12.5\text{mm}$ ox 방향 잔류응력



(c) $y=20\text{mm}$ ox 방향 잔류응력



(d) $y=35\text{mm}$ ox 방향 잔류응력

그림 3.13 두께 25mm 시험편의 재료정수에 따른 Lz방향 잔류응력

Lz방향의 잔류응력은 용접부인 (a)에서 가장 큰 영향을 보이고 있으며 멀어질수록 그 효과가 적어진다. (a)의 0~15mm 지점은 비슷한 잔류응력의 분포를 보이고 17mm 부근에서 가장 큰 차이를 보이고 있다. 항복응력 값이 클수록 잔류응력 또한 크게 나타난다. (b)에서는 (a)와 반대로 항복응력 값이 작을수록 잔류응력의 크기가 크다. 용접부에서 비교적 멀리 떨어져 있는 (c), (d)에서는 잔류응력의 크기차이가 매우 적다. 따라서 재료정수에 변화는 용접부 부근의 잔류응력에 미치는 영향이 크다는 것을 알 수 있다.

3.2 lumping 해석의 영향

본 연구에서는 두께 25mm 용접 시험편에 대하여 용접잔류응력의 3차원 해석을 하고자 한다. 하지만 시험편 전체에 대한 용접해석을 진행할 경우 해석 시간이 많이 소요된다. 따라서 이번 장에서는 전체 시험편 모델과의 잔류응력을 비교하여 대칭성을 고려한 1/2 모델 타당성을 검증 해석하고자 한다.

3.2.1 lumping 해석 이론

다층 용접 해석 시 용접 패스가 증가함에 따라 필요한 계산 시간이 증가한다. 그러므로 해석의 정확성을 유지하면서 해석 시간을 단축시키기 위해 Ramped heat input과 pass-lumping 기술을 사용하였다(J. K. HONG, 1998).

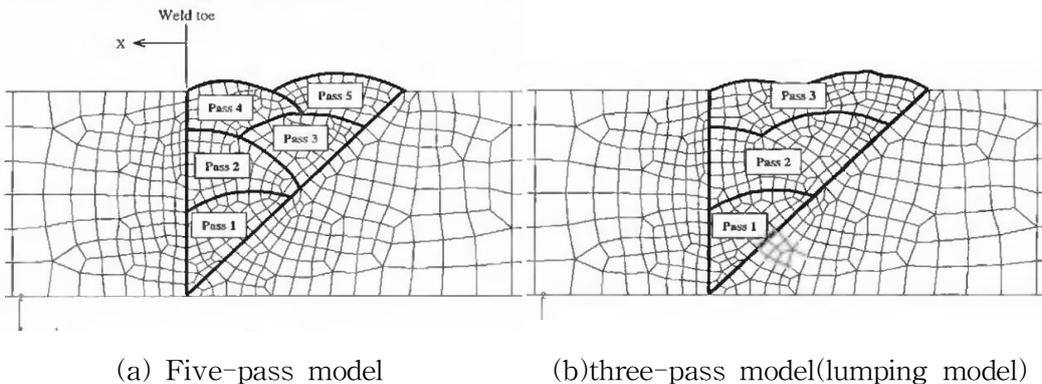


그림 3.14 Finite element model for a five-pass

그림3.14의 (a)는 5패스의 용접모델, (b) 3패스의 용접모델(lumping model)이다. 이때 (a)의 입열모델은 표3.6과 같고 (b) lumping model 입열량 계산을 할 필요가 있다.

표 3.6 Five-Pass 입열모델

Pass No.	Current(A)	Voltage(V)	Speed (in/cm)
1	215	24	14.4
2	205	25	14.4
3	215	26	14.4
4	210	24	14.4
5	210	24	14.4

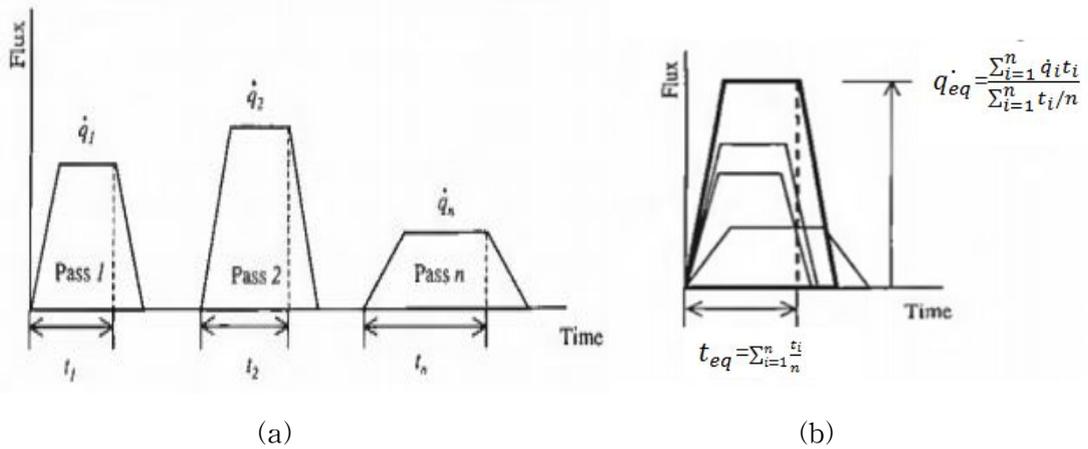


그림 3.15 Ramped heat input의 정의

그림 3.15의 (a)는 Ramped 해석 이전의 입열 프로세스이고 (b)는 Ramped 해석시 입열 프로세스이다. 각각의 패스에서의 입열량과 입열시간이 각각 \dot{q}_i 와 t_i 일 때, Ramped heat input의 사용되는 평균 입열량과 시간은 \dot{q}_{eq} , t_{eq} 와 같이 계산된다.

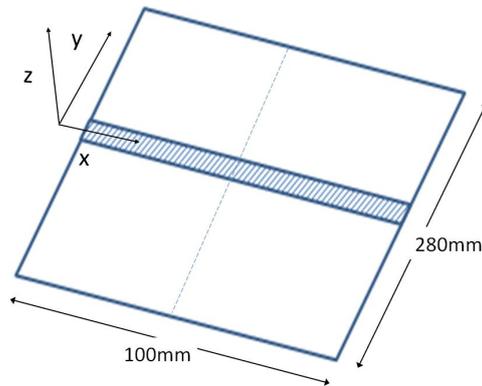
3.2.2 Lumping 해석

가. 해석 모델

그림3.16의 (a)는 해석에 사용된 두께 25mm 시험편의 단면 macro 사진이고, (b)는 그 시험편의 치수와 형상을 보여 주고 있다. 3차원 모델이며, 길이 방향은 100mm, 폭은 280mm, 두께는 25mm에 대해 해석을 실시하였다. 강재는 EH-47이며 용접 재료의 재질은 SF-36E 이다. 사용된 좌표는 용접선 방향을 X, 용접선 직각방향을 Y, 두께 방향을 Z로 규정하고 해석을 하였다. 해석조건은 '3.1의 나. 해석조건'과 같다.



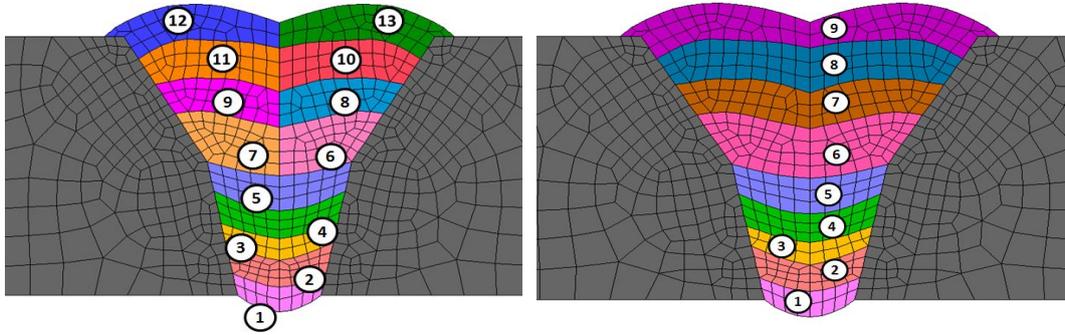
(a)



(b)

그림 3.16 두께 25mm 시험편의 단면 macro 및 치수

용접부 중앙을 중심으로 좌우가 대칭된 형상이다. 그림3.17 (a)의 두께 25mm의 시험편 단면 마크로의 형상과 동일한 총 13패스의 용접으로 되어 있는 모델과 (b)의 pass-lumping을 적용하여 총 9패스의 용접으로 되어 있는 모델에 대하여 해석을 진행 하였으며 그 형상은 (b)와 같다. 용접조건 및 재료의 물성치는 서로 동일하다.



(a) Full model

(b) Pass-Lumping model

그림 3.17 두께 25mm Full-model 시험편의 용접부 형상과 용접 패스 조건

경계조건은 그림3.18과 같이 구속하였다. 용접에 의한 Z축 각 변형이 자유롭도록 시험편 양끝 z축을 구속하고 x,y축 수축 팽창이 일어나도록 각 축의 한쪽 면의 바닥만을 구속하였다

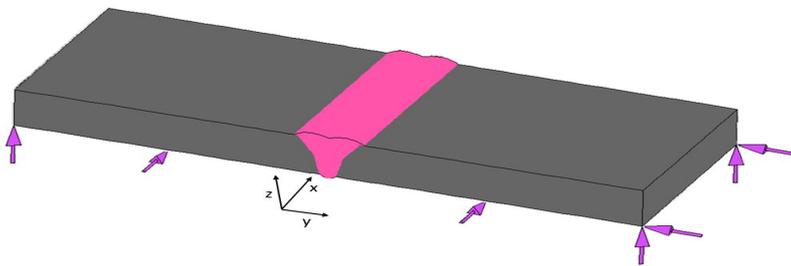


그림 3.18 두께 25mm Full-model 시험편의 경계 조건

두께방향의 잔류응력을 측정하였으며 측정위치는 그림3.19와 같다.

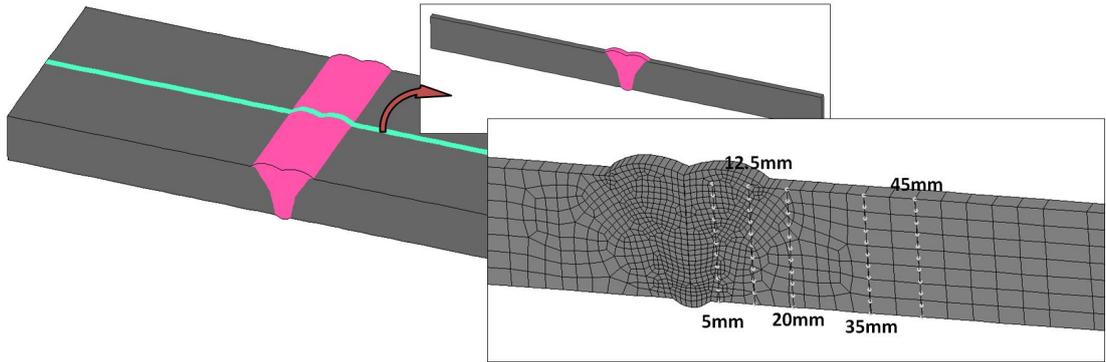
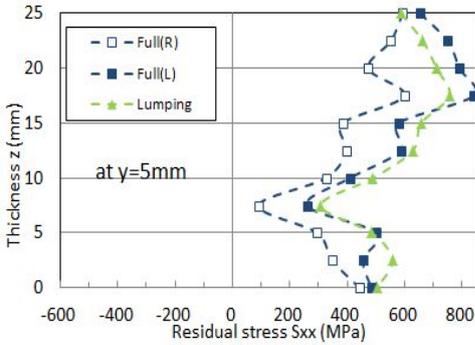


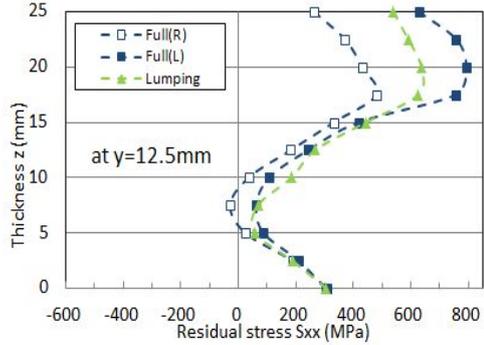
그림 3.19 두께 25mm Full-model의 잔류응력 측정위치

용접선 방향으로 50mm 떨어진 지점의 요소를 잘라내어 용접부 중앙에서부터 y축으로 각각 5mm, 12.5mm, 20mm, 35mm, 45mm 떨어진 지점의 잔류응력을 측정하였으며, 5mm부분은 용접금속 부분이고 12.5mm는 용접금속과 열영향부(HAZ)부가 같이 있다. 잔류응력은 용접선 방향 잔류응력(σ_x)와 용접선의 직각방향 잔류응력(σ_y)을 측정하여 비교 하였다. 측정된 결과는 각각 σ_x 는 그림3.20, σ_y 는 그림3.21에서 보여주고 있다.

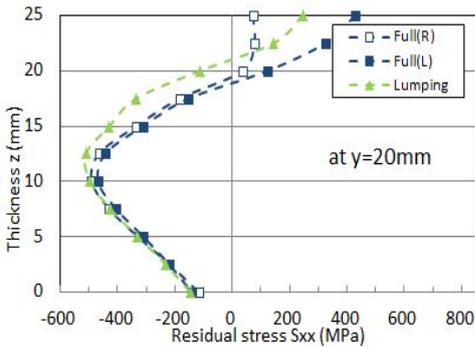
그림3.20에서 σ_x 잔류응력의 분포를 보면, (a),(b)에서 전체적으로 인장 잔류응력이 분포하고 있으며 20mm 부근에서 가장 큰 값을 가지고 있다. Full-model과 Lumping model은 유사한 값과 형상을 가지고 있으나 (b)의 20mm 부근에서 100MPa 가량의 차이를 나타내고 있다. 용접열 영향부에서 멀어진 (d)에서는 상부 표면에서 가장 큰 압축 잔류응력이 발생하였으며 하부로 갈수록 점점 그 크기가 작아진다.



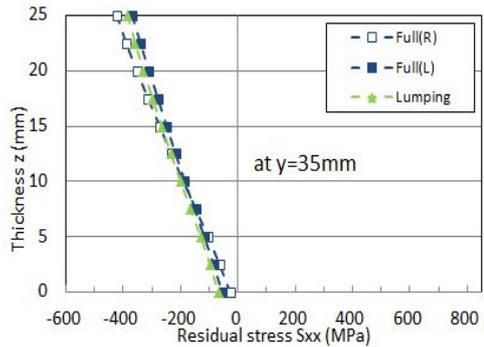
(a) $y=5\text{mm}$



(b) $y=12.5\text{mm}$



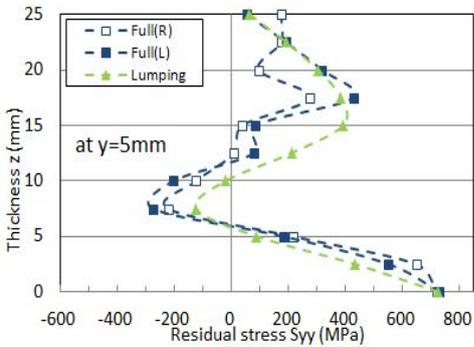
(c) $y=20\text{mm}$



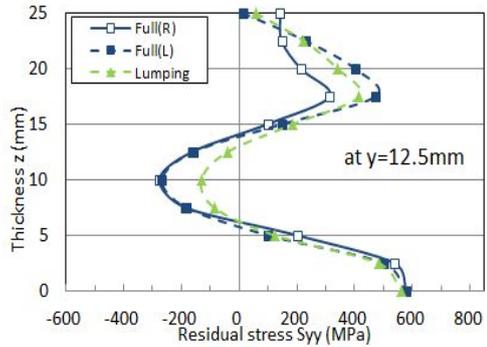
(d) $y=35\text{mm}$

그림 3.20 Full / Lumping model σ_x 잔류응력 비교

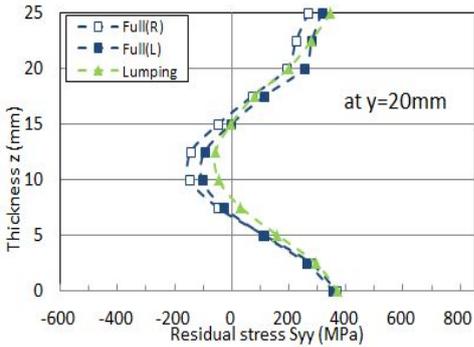
그림 3.21 σ_y 잔류응력은 (a), (b)를 보면 용접부 상부의 표면에서 0에 가까운 분포를 나타내고 있으며 하부표면에서서는 600MPa 정도의 인장잔류응력이 발생하였다. 그리고 15mm~7mm에서 인장응력이 압축응력으로 바뀌는데 여기서 발생한 압축응력 값은 100~200MPa로 발생한 인장응력에 비해 작은 값을 가지고 있다. 열영향부에서 떨어진 (d)에서 그 값이 매우 작다.



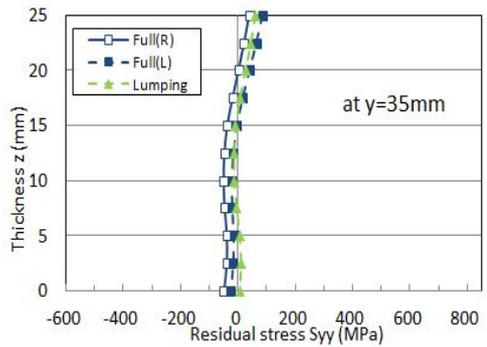
(a) $y=5\text{mm}$



(b) $y=12.5\text{mm}$



(c) $y=20\text{mm}$

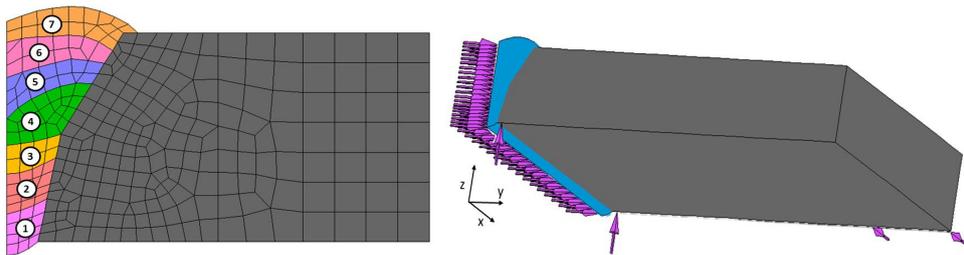


(d) $y=35\text{mm}$

그림 3.21 Full / Lumping model σ_y 잔류응력 비교

3.2.3 Half-model 해석

대칭성을 고려하여 용접부 중앙을 중심으로 1/2 모델을 사용하였다. 그림3.22는 1/2 모델의 형상을 보여 주고 있다. 총 7패스의 용접으로 되어있으며, 용접조건 및 재료의 물성치는 Full-model 시험편과 동일하다. 해석 좌표는 용접선 방향을 x축, 용접선 직각방향을 y축, 두께 방향을 z축이라 설정하였다. 경계 조건은 대칭성을 고려하여 용접부 중앙단면의 y축 변형을 모두 구속하였고, z축 각 변형이 자유롭도록 그림3.22과 같이 구속하였다. 용접조건은 ‘3.1장의 나. 해석조건’ 과 같다.



(a) 용접부 형상 및 패스

(b) 시험편 경계 조건

그림 3.22 두께 25mm Half-model 시험편의 용접부 형상 및 경계조건

잔류응력 측정 위치는 Full-model과 동일하게 용접선방향으로 50mm 떨어진 지점의 요소를 잘라 용접부 중앙으로부터 y축으로 5mm, 12.5mm, 20mm, 35mm 거리 만큼 떨어진 부분의 두께 방향 잔류응력을 측정하였다.

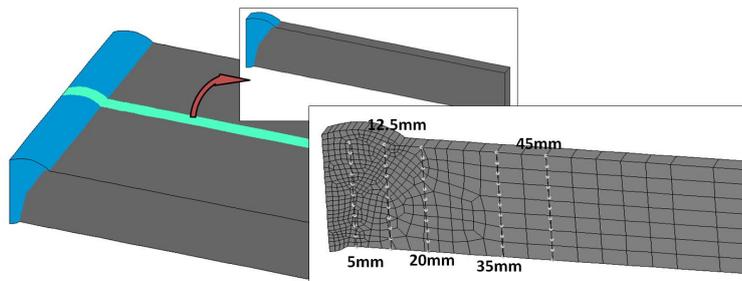
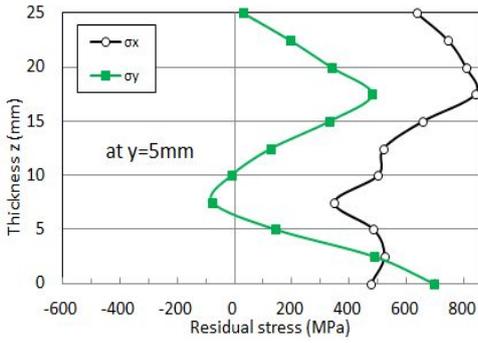
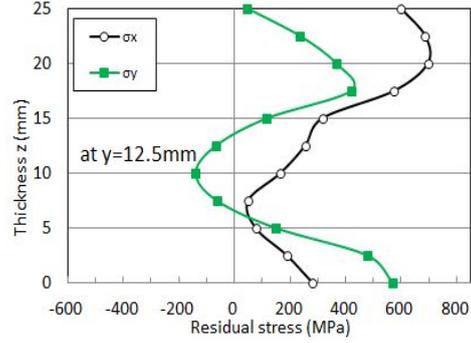


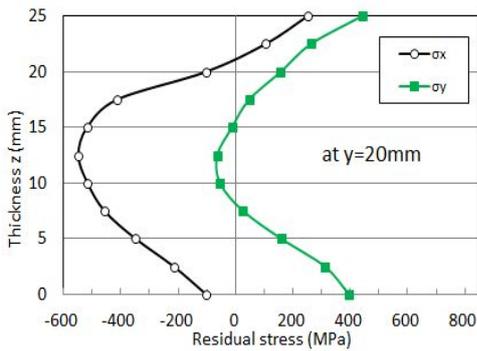
그림 3.23 두께 25mm Half-model의 잔류응력 측정위치



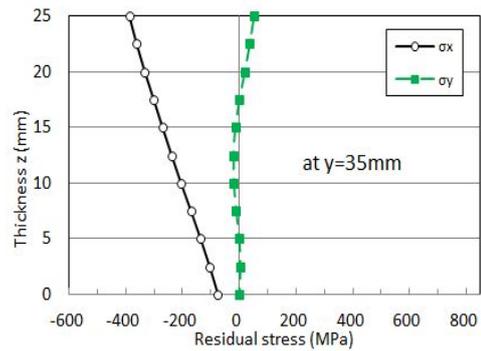
(a) $y=5\text{mm}$



(b) $y=12.5\text{mm}$



(c) $y=20\text{mm}$



(d) $y=35\text{mm}$

그림 3.24 두께 25mm Half-model의 잔류응력

그림3.24은 두께방향 잔류응력결과이다. (a)에서 σ_x 응력은 전체적으로 인장응력이 작용하고 있으며, 20mm 부근에서 800MPa의 가장 큰 응력이 발생하고 상부 표면으로 갈수록 크기가 작아졌다. σ_y 응력의 경우 하부 표면에서 σ_x 보다 작은 응력크기를 가지고 있으며 하부표면에서 가장 큰 인장응력이 발생하였다. (b)에서 σ_x 는 (a)와 같은 형상을 가지고 있으나 크기는 더 작게 나타나고 있으며, σ_y 응력의 경우 (a)와 거의 같은 크기를 나타내고 있다. 20mm 떨어진(c)에서 σ_x 응력이 압축응력이 발생하며 12.5mm 부근에서 응력이 가장 크며 표면에서는 그 값이 작아진다. 용접 열영향부에서 떨어진 (d),(e)에서는 상부표면에서 압축응력이 가장 크며 하부로 갈수록 작아진다. σ_y 는 열영향부에서 멀어짐에 따라 매우 작은 값을 가지고 있다.

3.2.4 해석결과 비교

가. Full-Half model 비교

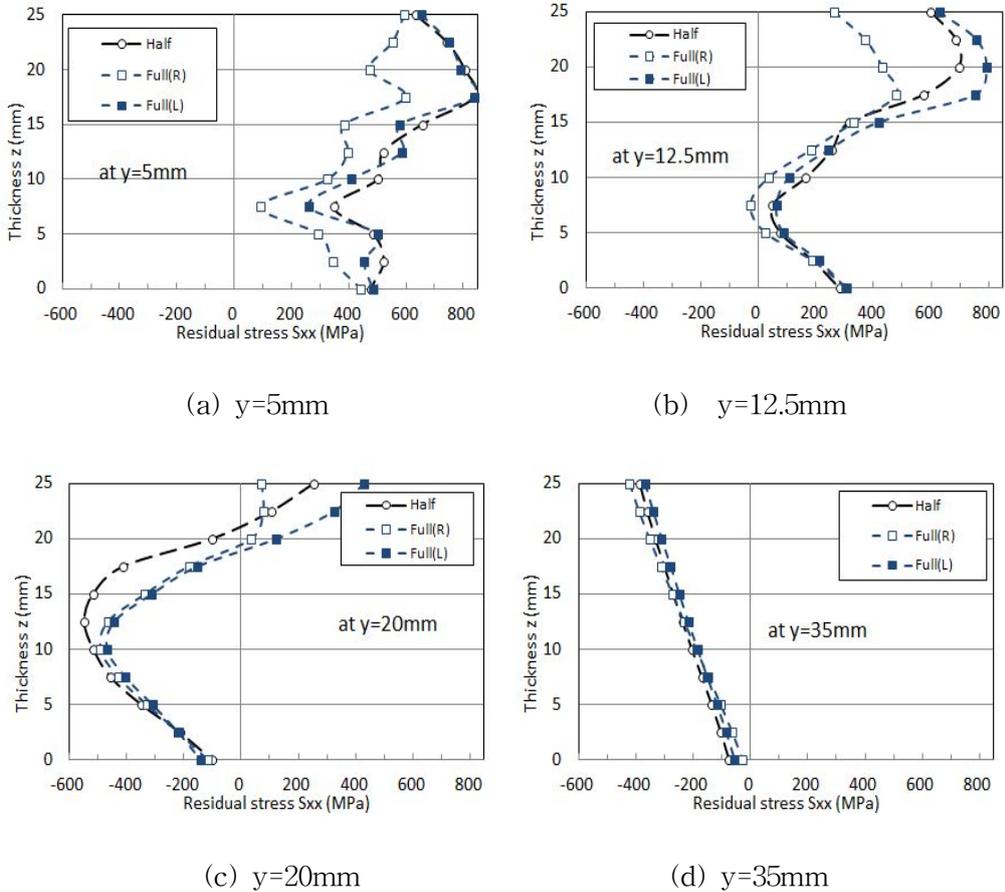
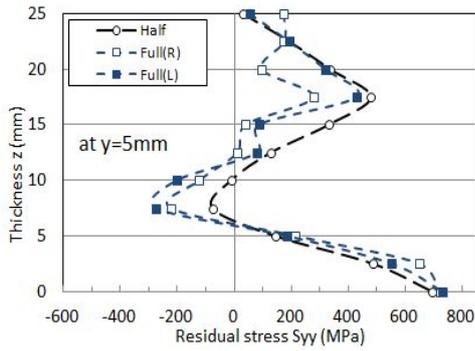
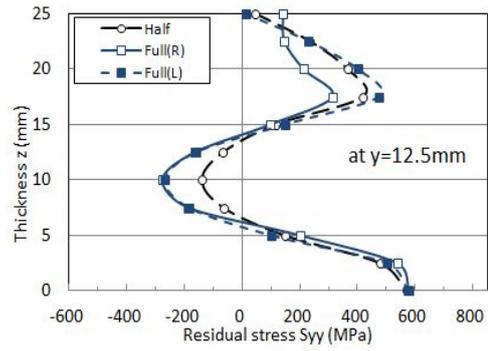


그림 3.25 Full / Half model σ_x 잔류응력 비교

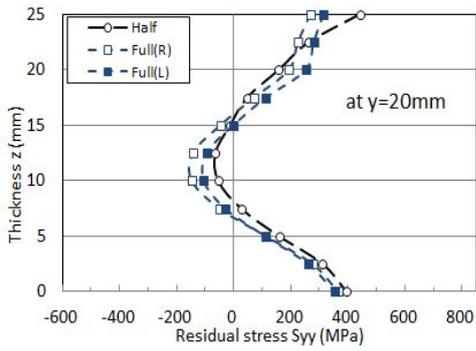
Half모델 σ_x 잔류응력은 전체적으로 Full(R)에 비해 Full(L)의 해석 값과 일치하는 경향을 보이고, 용접부에서 멀어 질수록 잔류응력의 차가 작아 졌다. 5mm와 12.5mm에서 인장잔류응력이 존재하고 20mm, 35mm에서 압축 잔류응력이 분포하고 있다.



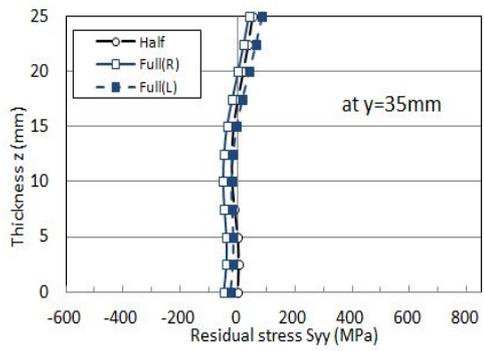
(a) $y=5\text{mm}$



(b) $y=12.5\text{mm}$



(c) $y=20\text{mm}$

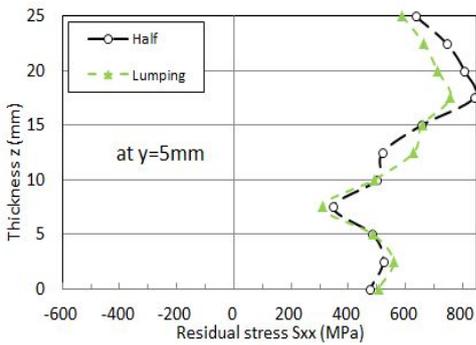


(d) $y=35\text{mm}$

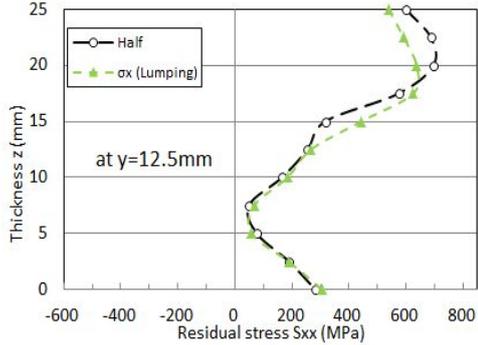
그림 3.26 Full / Half model σ_y 잔류응력 비교

그림 3.25의 σ_x 잔류응력에 비해 잔류응력의 차이가 크지 않으며 Half모델 σ_y 잔류응력은 Full(L), Full(R)과 비슷한 크기와 형태의 잔류응력분포를 보이고 있다. 전체적으로 인장잔류응력이 크게 나타나며 두께 중앙부에서 압축 잔류응력이 분포하고 있으며, $y=35\text{mm}$ 지점에서는 잔류응력이 '0'에 가깝다.

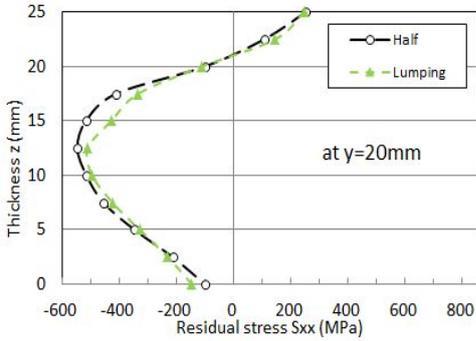
나. Lumping-Half model 비교



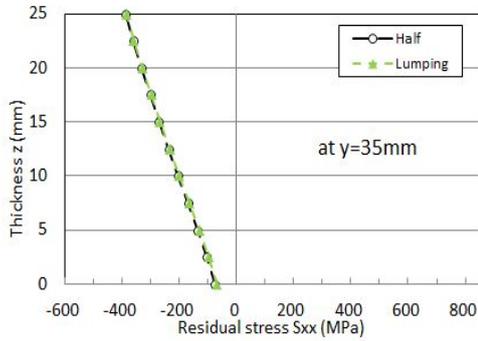
(a) $y=5\text{mm}$



(b) $y=12.5\text{mm}$



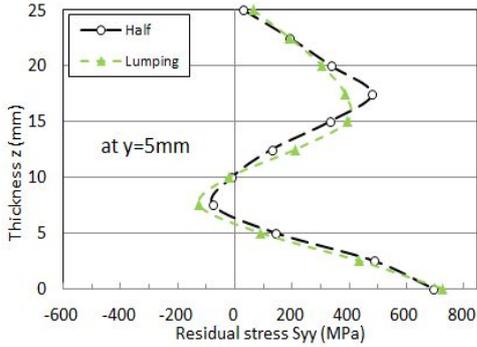
(c) $y=20\text{mm}$



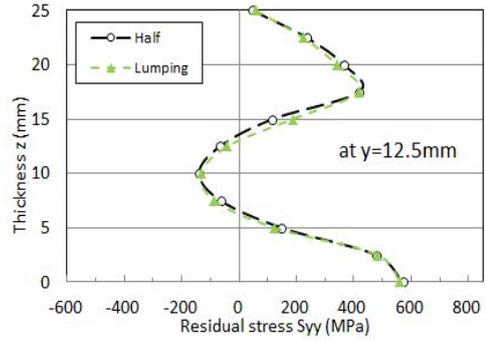
(d) $y=35\text{mm}$

그림 3.27 Lumping / Half model σ_x 잔류응력 비교

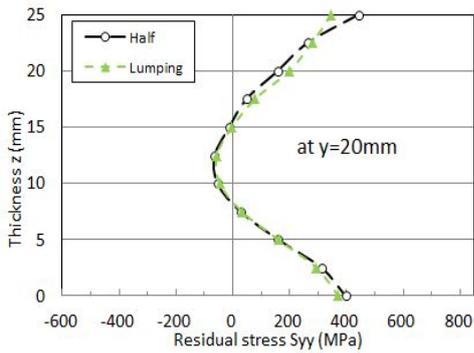
그림 3.27는 σ_x 잔류응력 비교를 하고 있다. (a)에서 Lumping model과 Half model 모두 인장응력의 분포를 보이고 있으며 17mm에서의 가장 큰 인장응력이 분포하며 둘 사이의 잔류응력의 크기가 100MPa 정도 차이가 발생하고 있다. (b)를 보면 마찬가지로 상부에서 다소 응력의 차이가 보이고 있다. 용접열영향부인 (c)의 경우 압축응력이 크게 발생하였으며 15mm 부근에서 가장 큰 응력분포를 보이며 표면으로 갈수록 작아지고 있다.



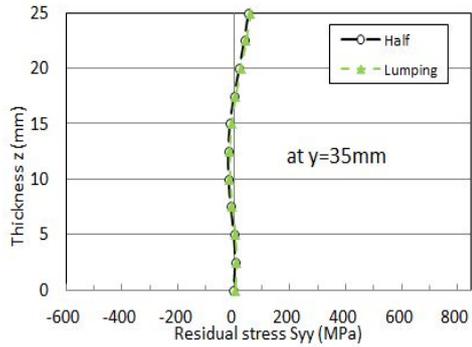
(a) $y=5\text{mm}$



(b) $y=12.5\text{mm}$



(c) $y=20\text{mm}$



(d) $y=35\text{mm}$

그림 3.28 Lumping / Half model σ_y 잔류응력 비교

시험편의 σ_y 잔류응력의 분포는 그림3.28와 같이 나타난다. (a)에서 둘의 값은 유사한 응력의 크기와 패턴을 가지고 있다. 하부 표면에서 가장 큰 인장응력이 발생하였으며 상부 표면으로 올라가면서 Z자 모양을 그리며 응력이 감소, 증가하고 있다. (b)의 응력의 크기는 (a)에서와 거의 같은 크기를 가지고 있고, 하부 표면에서 100MPa 정도의 응력이 감소하였다.

해석결과 Lumping-model과 Half-model의 잔류응력분포는 유사하게 분포하고 있다. 용접부의 σ_x 잔류응력 크기가 조금의 차이를 보이고 있으나 이는 용접부의 Mesh형태의 차이에 의한 것으로 보인다. 따라서 해석 시 대칭성을 고려한 1/2모델 사용하여도 해석 결과 차이는 적으며 해석시간을 줄일 수 있다.

3.3 초기 잔류응력의 영향

가. 초기 잔류응력 분포

구조물은 대형화되고 두께는 더욱 두꺼워지고, 강의 제조기술의 발전으로 고강도화되고 있는 추세다. 이와 같이 강구조물의 두께가 두꺼워지면서 강제조시 표면과 내부의 온도 차이에 의해 초기 잔류응력이 발생한다. 이러한 잔류응력의 크기는 항복응력에 60%정도로 발생된다.

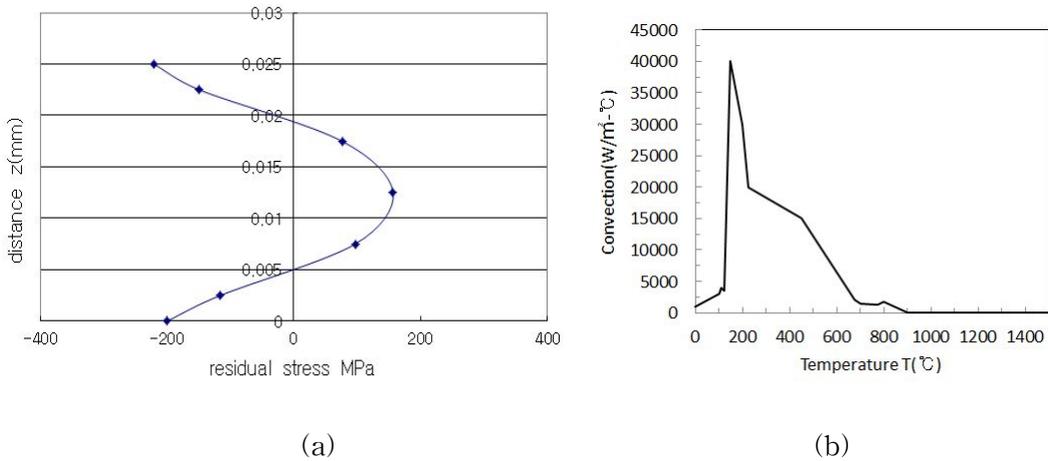
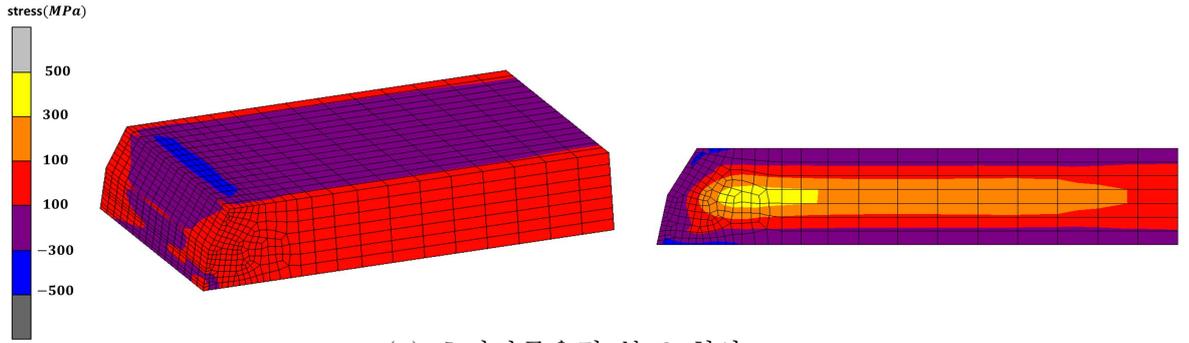
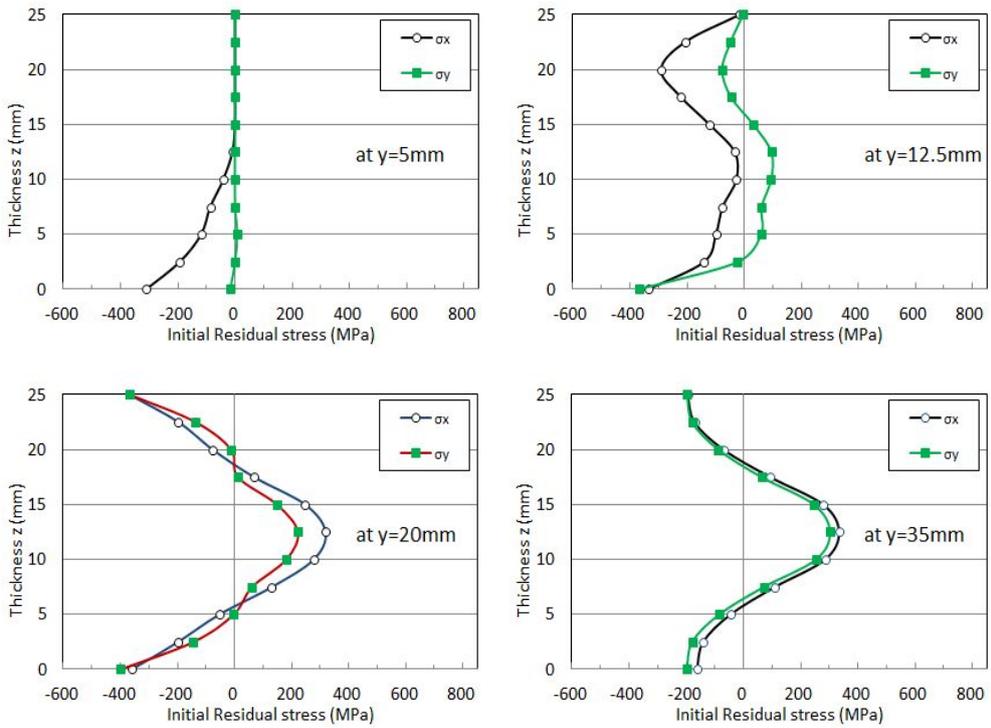


그림 3.29 고강도강의 두께방향 초기 잔류응력 및 냉각 계수

그림3.29 (a)는 고강도강의 두께방향 초기 잔류응력을 측정된 결과이다. y축은 강재의 두께를 나타내고 있으며 0mm가 바닥 면이다. 고강도강 제조 시 표면과 내부의 온도 차이에 의해 상, 하부 표면에서는 -200MPa 가량의 압축응력이 발생하고 있으며, 내부에서는 인장응력이 발생하였다. 강재의 초기 응력을 생성하기 위해 (b)를 이용하여 고강도강 제조 시 표면과 내부의 온도 차이에 의한 응력차를 생성하였으며 생성된 잔류응력은 모재에만 적용하여 해석을 하였다. 그림3.30은 실제 해석 모델에 적용한 잔류응력의 형상과 크기를 보여주고 있다.



(a) 초기잔류응력 분포 형상



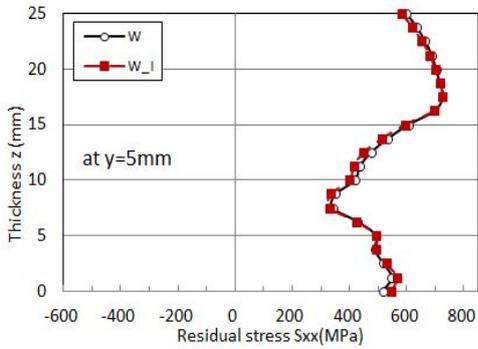
(b) 초기 잔류응력의 크기

그림 3.30 초기잔류응력 분포 형상과 응력 크기

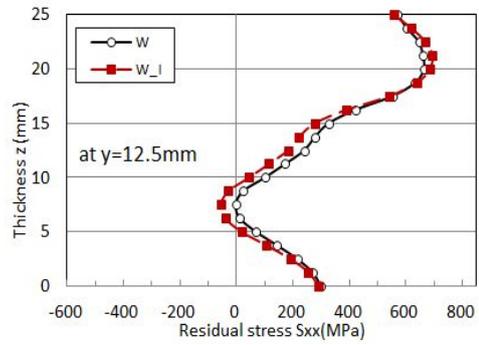
실제 해석모델에 초기잔류응력을 적용할 때, 5mm층정 부위는 용접금속부위로 초기잔류응력이 적용되어 있지 않았고, 용접부와 모재의 경계면에서의 형상과 단부 효과에 의해 용접부와 가까운(12.5mm) 모재의 초기잔류응력의 크기가 35mm의 크기보다 작게 나타난다.

나. 해석 결과 및 검토

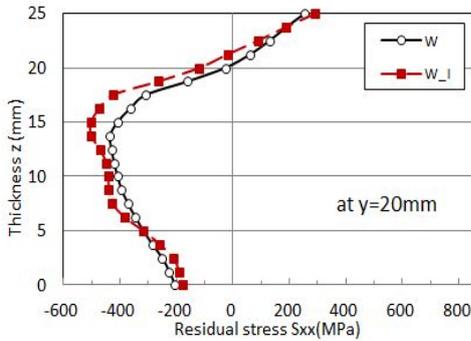
초기잔류응력이 적용된 시험편을 3.2.3장의 Half model과 동일한 조건으로 해석하여 비교하였다.



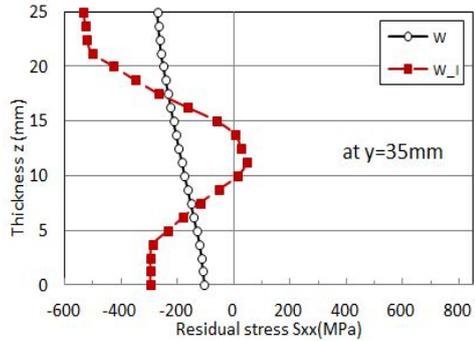
(a) $y=5\text{mm}$



(b) $y=12.5\text{mm}$

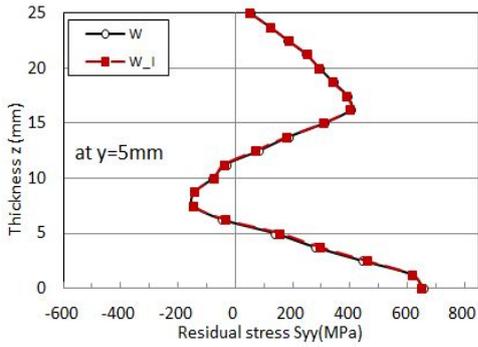


(c) $y=20\text{mm}$

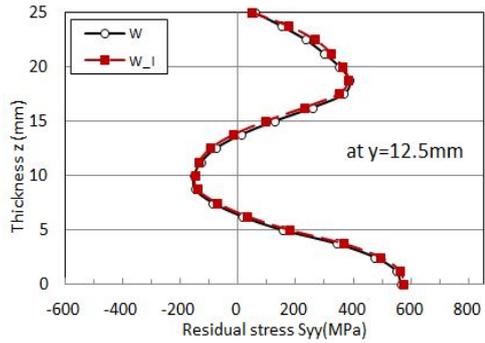


(d) $y=35\text{mm}$

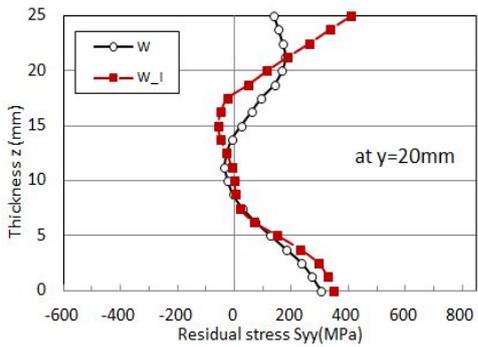
그림 3.31 초기잔류응력 적용 시 σ_x 잔류응력 분포



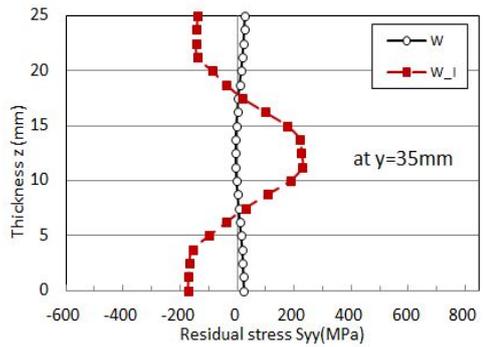
(a) $y=5\text{mm}$



(b) $y=12.5\text{mm}$



(c) $y=20\text{mm}$



(d) $y=35\text{mm}$

그림 3.32 초기잔류응력 적용 시 σ_y 잔류응력 분포

그림3.31-32의 (a),(b),(c)의 잔류응력분포는 잔류응력을 적용하지 않은 결과와 거의 같은 분포를 보이고 있다. (d)에서 σ_x 잔류응력의 경우 35mm에서 초기잔류응력의 분포와 유사한 형상을 유지하고 있지만, 20mm에서 발생한 압축 잔류응력의 영향으로 압축 잔류응력분포하고 있고, σ_y 잔류응력은 35mm에서 초기 잔류응력과 거의 같은 분포를 나타내고 있다. 해석 결과 초기잔류응력이 용접부와 용접열영향부(HAZ)에서의 σ_x, σ_y 잔류응력에 미치는 영향은 작으며, 용접부에서 떨어진 경우 초기잔류응력의 형태를 따라가고 있다.

3.4 상변태의 영향

금속은 가열됨에 따라 온도에 비례하여 팽창하게 되고 그 팽창량을 선팽창계수라고 한다. 또한 금속은 일정온도 이상에서 조직의 변화가 발생하는데 이러한 변화를 상변태라 하며 상변태로 인해 조직이 바뀌게 되면, 변태과정에서 부피의 변화가 생기게 되고 선팽창계수 또한 변화하게 된다. 이렇게 발생한 변형과 선팽창계수에 의해 잔류응력에 변화를 가져오게 된다. 본 장에서는 유한요소 해석을 통해 상변태가 잔류응력에 미치는 영향에 대해 연구하였다.

가. 상변태 해석 및 영향

용접과정 중 마르텐사이트-오스테나이트 변태가 발생하며 변태로 인해 서로 다른 선팽창률을 가지게 된다. 그림 3.33는 금속조직에 따른 선팽창률을 나타내고 있다.

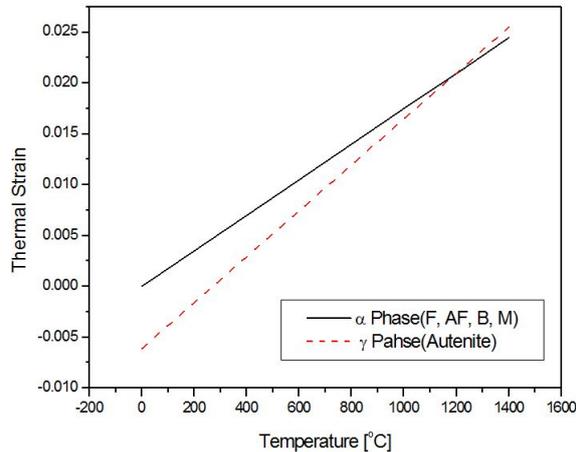
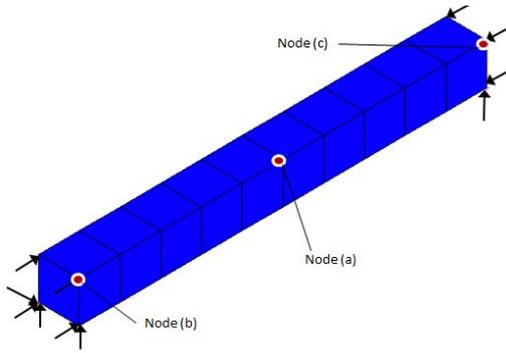
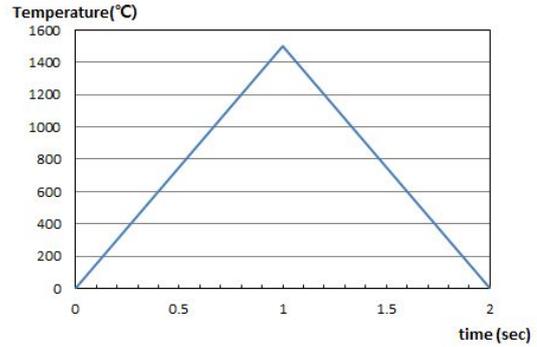


그림 3.33 금속조직에 따른 선팽창률

2.2장의 이론적 배경을 바탕으로 그림 3.34와 같은 요소를 모델링 하여 상변태를 해석하는데 사용하였다. 요소크기는 1mm 정육면체 요소로 총 길이 10mm 이며, 길이 방향 변위를 구속하였다.



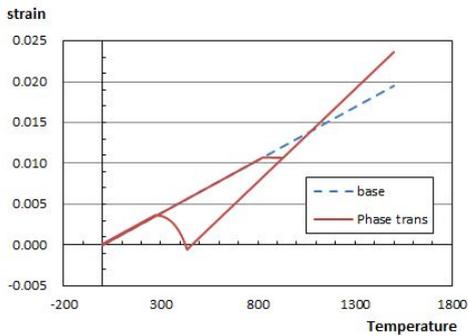
(a) 상변태 Model 조건



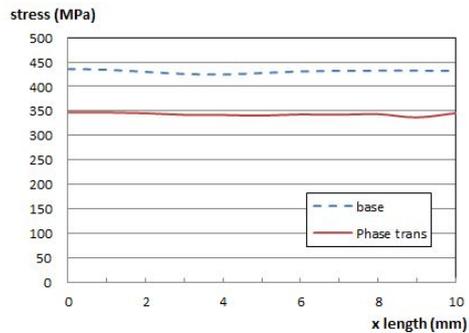
(b) 입열량

그림 3.34 상변태 model 조건 및 측정 위치

위 그림 에서 Node(a)-(c)는 측정 위치를 나타내고 있으며, 1500°C까지 1초 동안 가열 후 1초 동안 냉각하였다. 그림3.35 (a)는 Node(a)지점의 열변형률을 측정 한 결과이다.



(a) Node(a)지점의 Thermal strain



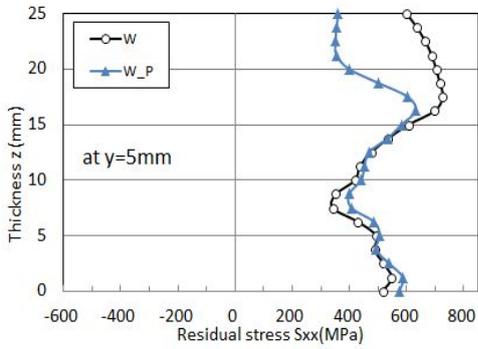
(b) Node(b)-(c)의 잔류응력

그림 3.35 상변태에 의한 열변형률 및 잔류응력의 영향

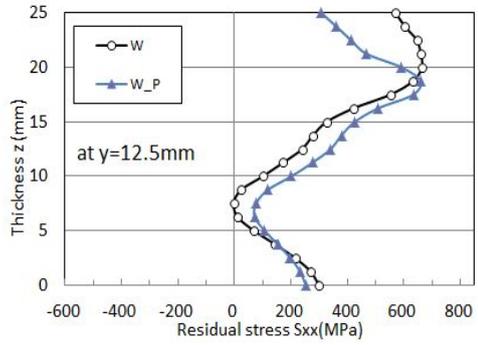
그림 에서 base는 상변태를 적용하지 않은 모델이고, Phase trans는 상변태를 적용한 모델이다. 적용하지 않은 모델은 온도가 증가함에 따라 변형률도 일정한 기울기(선팽창계수 α)에 따라 증가 감소하는지만, 적용한 모델에서는 800°C 부근에서 오스테나이트 변태로 인해 체적이 감소하였고 냉각과정 중 마르텐사이트 변태 온도인 500~300°C에서 체적이 팽창하였다. 이때 발생한 응력차이는 (b)와 같다. Node(b)-(c)를 측정 한 결과로 상변태를 고려한 경우 응력이 100MPa 감소하였다.

나. 해석 결과 및 검토

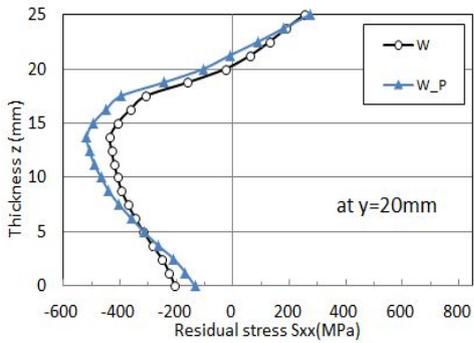
상변태를 적용한 해석 결과는 아래 그림 3.36, 그림 3.37과 같다.



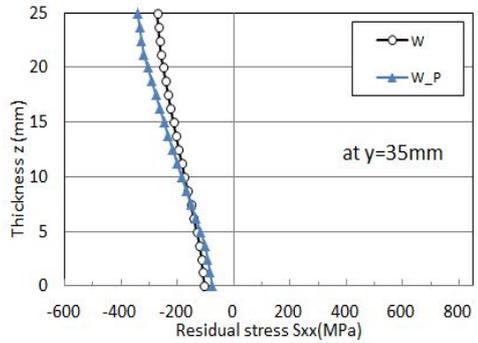
(a) $y=5\text{mm}$



(b) $y=12.5\text{mm}$

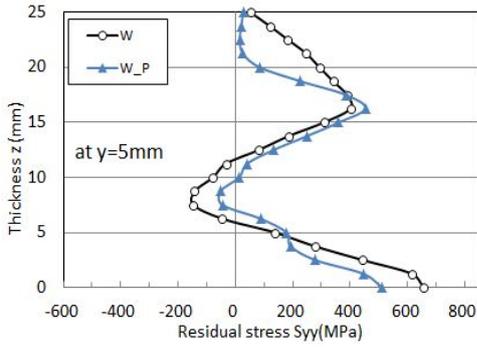


(c) $y=20\text{mm}$

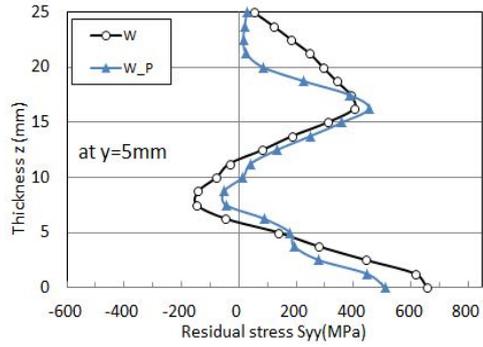


(d) $y=35\text{mm}$

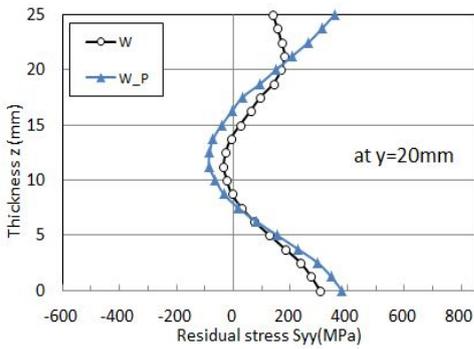
그림 3.36 상변태를 적용한 σ_x 잔류응력분포



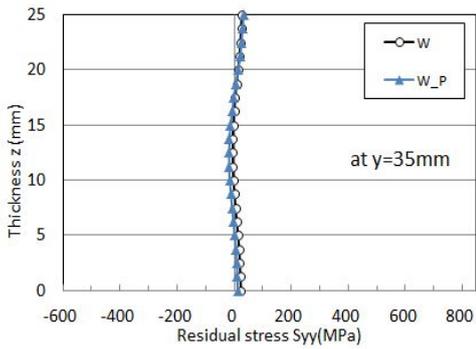
(a) $y=5\text{mm}$



(b) $y=12.5\text{mm}$



(c) $y=20\text{mm}$



(d) $y=35\text{mm}$

그림 3.37 상변태를 적용한 σ_y 잔류응력분포

그림 3.37에서 보면 σ_y 잔류응력은 차이가 있지만 그 크기가 50MPa 이내로 적은 차이를 보이고 있다. 그림 3.36 (a) σ_x 잔류응력은 상변태가 적용되지 않은 모델과 비교하여 감소하였다. σ_x 의 경우 하부 표면에서 15mm 까지는 거의 같은 잔류응력 분포를 보이다가 조금씩 응력이 감소하여 17mm 지점에서 200MPa 정도의 차이를 보인다. (b)에서는 상변태를 적용한 모델의 잔류응력의 크기가 조금 크게 분포하며 상부에 표면에서는 응력의 크기가 작아진다. 용접부에서 떨어진 (c),(d) 경우 상변태에 의한 영향이 매우 적다.

3.5 해석 및 측정 결과 비교

가. 초기잔류응력과 상변태를 고려한 해석 결과

3.3과 3.4장에서 고려한 잔류응력의 영향을 모두 고려하여 해석을 하였다.

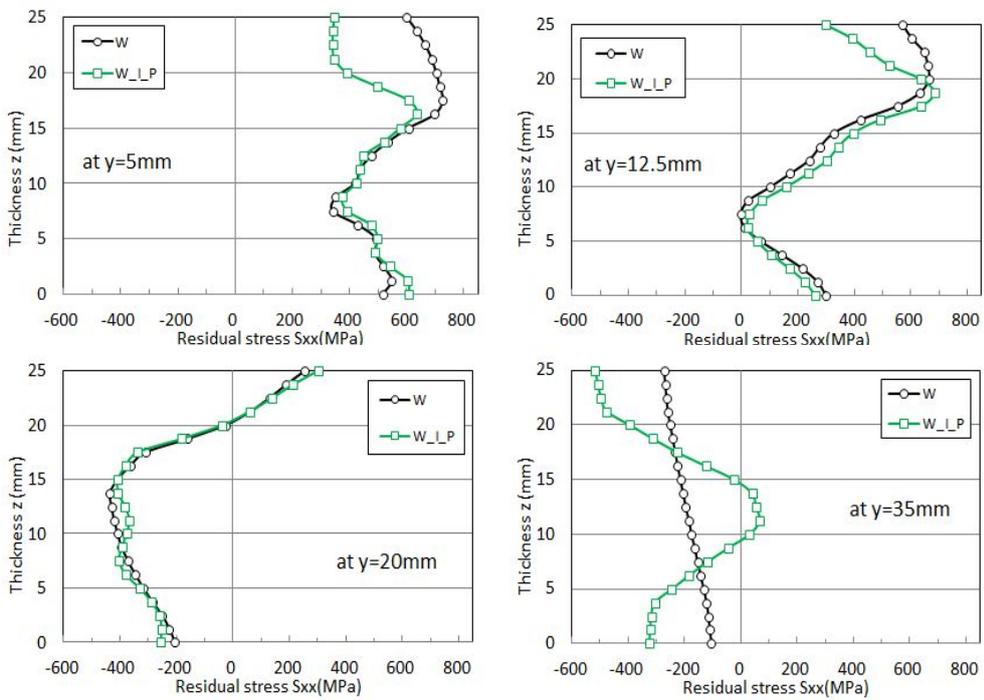
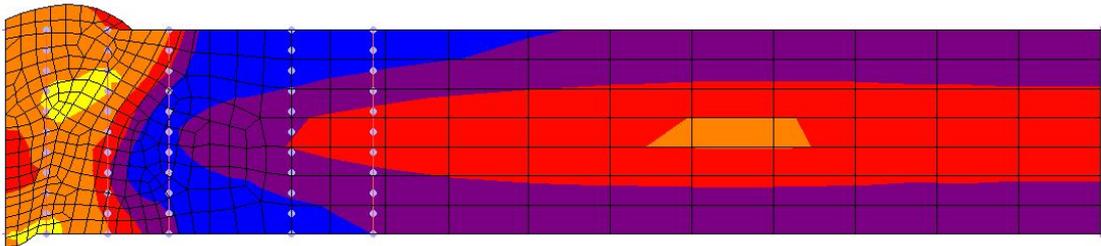


그림 3.38 유한요소 해석 결과 σ_x 잔류응력분포

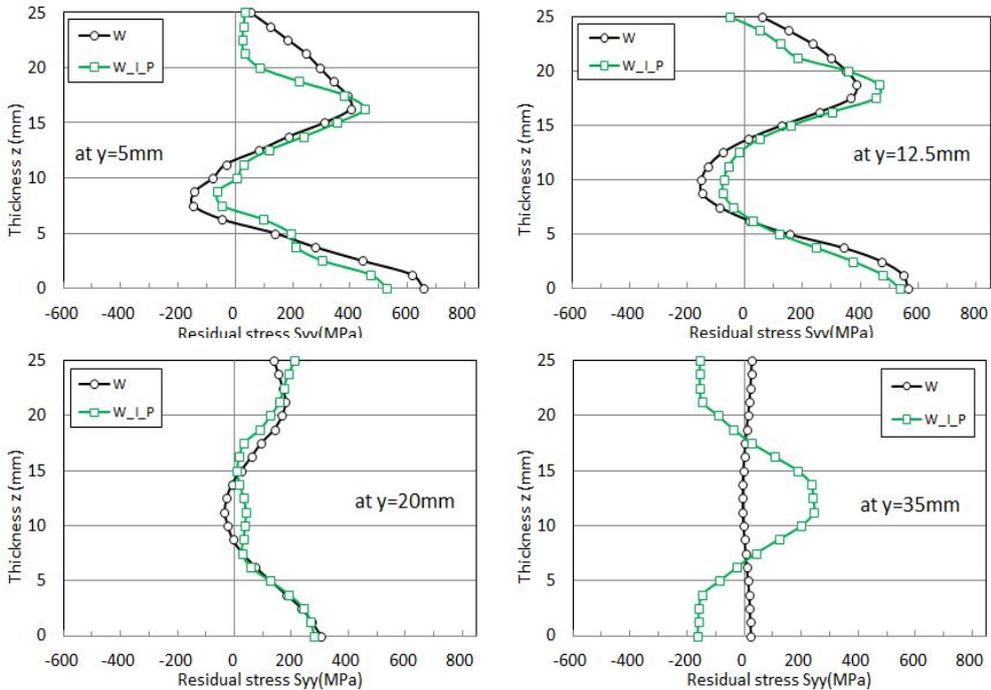
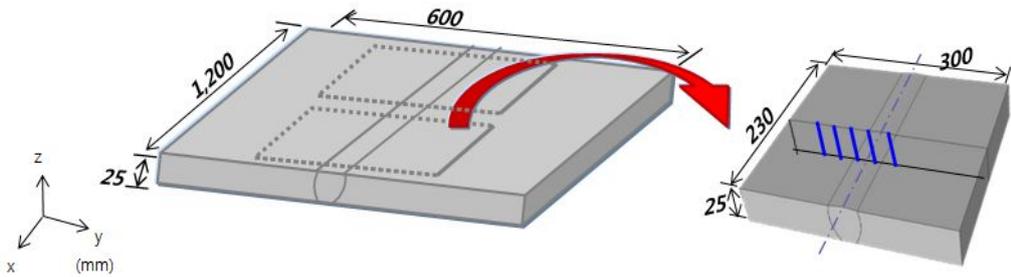


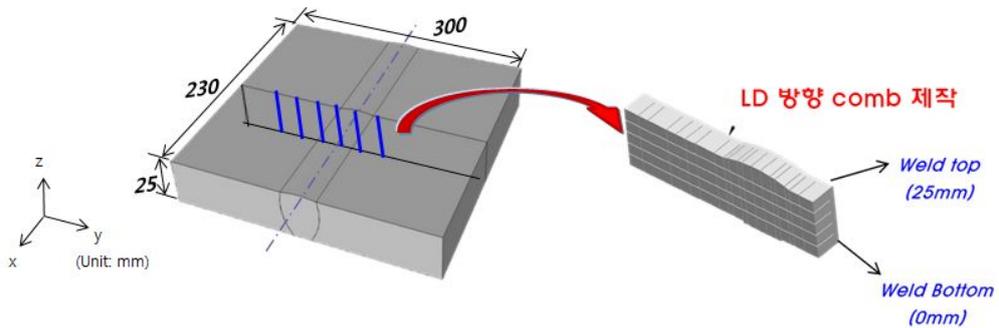
그림 3.39 유한요소 해석 결과 σ_y 잔류응력분포

그림3.38에서 σ_x 잔류응력분포는 용접부인 5mm와 12.5mm에서는 상부표면의 잔류응력이 상변태로 인해 인장잔류응력이 감소하였다. 20mm에서는 중앙부분에 초기잔류응력의 효과가 조금 나타났고, 35mm에서 초기잔류응력의 형상이 확실히 나타나고 있으나 용접에 의해 발생한 압축잔류응력의 영향으로 전체적으로 압축잔류응력이 분포하고 있다. σ_y 잔류응력분포(그림 3.39)는 σ_x 에 비해 용접부의 상변태에 의한 잔류응력의 영향이 작고 35mm에서 초기잔류응력의 크기와 같은 크기의 잔류응력분포를 나타낸다.

나. 중성자회절법 측정 결과



(a) 잔류응력 측정 시험편

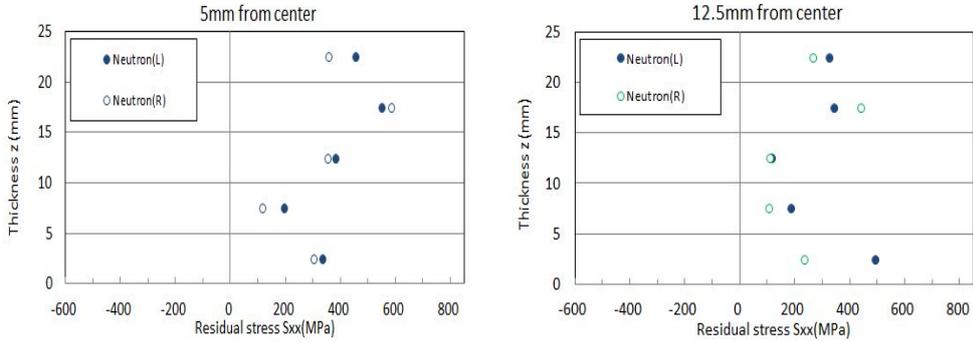


(b) 표준시험편(stress-free)

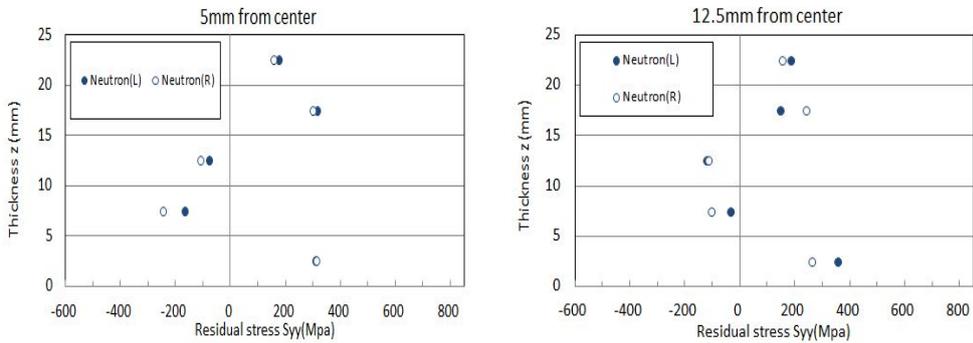
그림 3.40 중성자회절법 측정 시험편 크기 및 형상

그림 3.40 (a)는 중성자회절법 측정 시험편의 크기를 보여주고 있다. 1,200mm×600mm 시험편을 230mm×300mm로 절단하여 측정에 사용하였다. 용접 시험편은 용접중의 열에 의한 화학성분의 변화가 심하여 do 시험편의 준비에 신중하여야 한다. (b)는 표준 시험편(stress-free) 형상을 보여주고 있다. 130mm 위치가 stress-free인 것으로 가정하고 이점을 기준점으로 계산하였다. 정확한 잔류응력 측정을 위해 각각의 실 측정위치로부터 4×4×4mm³ coupon을 분리하여 d-spacing을 측정하고 용접부의 do값을 측정하여 그 외의 부분은 같다고 가정하였다.

중성자회절법을 이용하여 측정된 결과이다. 그림3.41 (a)는 σ_x 잔류응력, (b)는 σ_y 잔류응력이며 Neutron(L),Neutron(R)은 각각 시험편 왼쪽과 오른쪽 측정위치 이다.



(a) σ_x 잔류응력



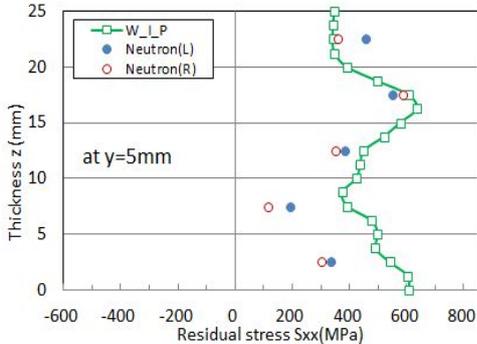
(b) σ_y 잔류응력

그림 3.41 중성자회절법 측정 결과

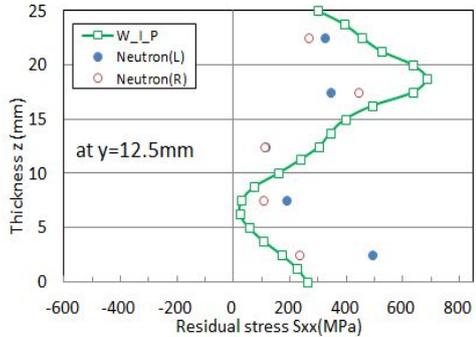
σ_x 잔류응력은 전체적으로 인장잔류응력이 분포하고 있고, 5mm에서는 상부표면 부근에서 하부표면 부근보다 잔류응력이 크다. 12.5mm에서는 5mm의 잔류응력 분포와 형상유사 하지만 상부표면 부근의 잔류응력의 크기가 작아졌다. (b)에서 σ_y 잔류응력의 분포 크기와 형상은 비슷하며 중앙 부근에서 압축잔류응력이 나타나고 표면부근에서는 인장잔류응력이 분포하고 있다.

다. 결과 비교

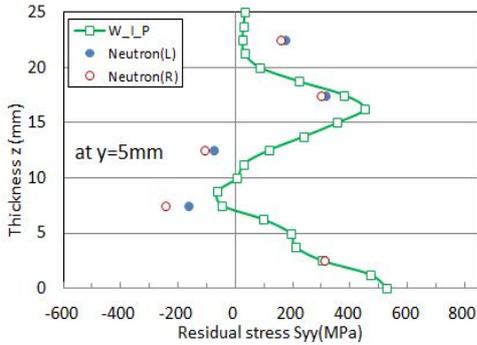
강재의 초기 잔류응력과 금속의 상변태 모델을 적용하여 해석과 실제 용접시험편의 중성자회절법을 이용한 측정 결과를 비교하였다. 용접부재에서는 용접에 의해 발생하는 잔류응력의 영향이 크므로 용접부와 용접열영향부(HAZ)의 잔류응력을 비교하였다.



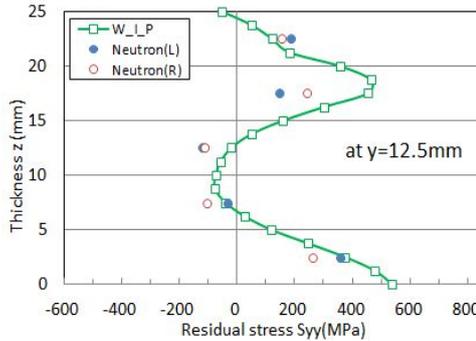
(a) y=5mm σ_x 잔류응력



(b) y=12.5mm σ_x 잔류응력



(c) y=5mm σ_y 잔류응력



(d) y=12.5mm σ_y 잔류응력

그림 3.42 잔류응력 분포 비교

그림 3.42의 (a)와 (b)는 σ_x 잔류응력, (c), (d)는 σ_y 잔류응력 분포이다. σ_x 잔류응력은 해석 결과와 측정값 모두 인장잔류응력이 발생하고 있으며, (a)에의 잔류응력의 하부표면의 잔류응력의 크기가 (b)의 잔류응력보다 크게 나타나고 있다. (a)의 4mm 지점에서 과도한 인장잔류응력이 발생으로 (b)에서는 인장잔류응력이 작게 발생하였다. σ_y 잔류응력은 유한요소 해석결과와 측정값의 분포경향과 크기가 유사하게 나타나고 있고 하부표면에서 큰 인장잔류응력이 발생하고 있으며 중앙으로 가면서 압축잔류응력이 나타났다.

제4장 결 론

강구조물의 용접부에서 발생하는 잔류응력은 부재의 피로강도, 좌굴강도 등에 큰 영향을 준다. 따라서 용접이음부의 안전한 설계를 위해서 용접잔류응력 분포를 정확히 예측하는 것이 중요하다. 본 연구에서는 강재의 고강도화에 따른 부재의 초기 잔류응력과 용접열에 의해 발생하는 금속의 상변태를 고려하여 유한요소해석 프로그램을 이용하여 용접부의 잔류응력을 해석하고, 중성자회절법을 이용한 측정값과 비교하였다.

- 1) 용접 입열량이 증가하면 인장잔류응력의 영역이 증가함에 따라 압축응력도 크게 발생하였고, 용접금속의 강도가 증가함에 따라 인장잔류응력이 증가하고 그 영역은 용접부에서만 발생하였다. 한편 용접선 직각방향의 잔류응력은 영향을 주지 않았다.
- 2) 용접해석시간을 단축하기 위한 lumped 모델과 대칭성을 고려한 1/2모델의 해석결과는 Full 모델의 응력변화와 차이가 없이 해석시간을 단축하기 위해 1/2모델을 사용하여도 신뢰성 있는 결과가 도출되었다.
- 3) 강재의 초기잔류응력은 용접부와 용접열영향부(HAZ)에서 잔류응력에 미치는 영향은 적었으며, 용접부에서 떨어진 모재에서는 초기잔류응력의 형태로 나타나 초기응력을 영향을 받았다.
- 4) 상변태 이론과 금속의 냉각선도를 이용하여 상변태 모델을 구축하였으며, 용접부에서 상변태에 의한 200MPa 정도의 응력 감소가 발생하였으나, 냉각시간이 다소 빠르게 진행되는 초층부의 pass의 경우 그 영향이 적고 상부 용접에서 더 큰 영향을 받았다.
- 5) 유한요소해석을 이용한 해석결과를 중성자법에 의한 실제 측정값과 비교한 결과 용접부 근방에서는 용접선방향과 용접직각 방향의 잔류응력은 매우 잘 일치하는 결과를 얻었다. 한편, 용접부로 떨어진 35mm영역에서는 해석결과와 측정값이 차이를 보이고 있으나 이는 측정결과가 초기응력을 충분히 고려하지 못해서 발생한 것으로 판단된다.

참 고 문 헌

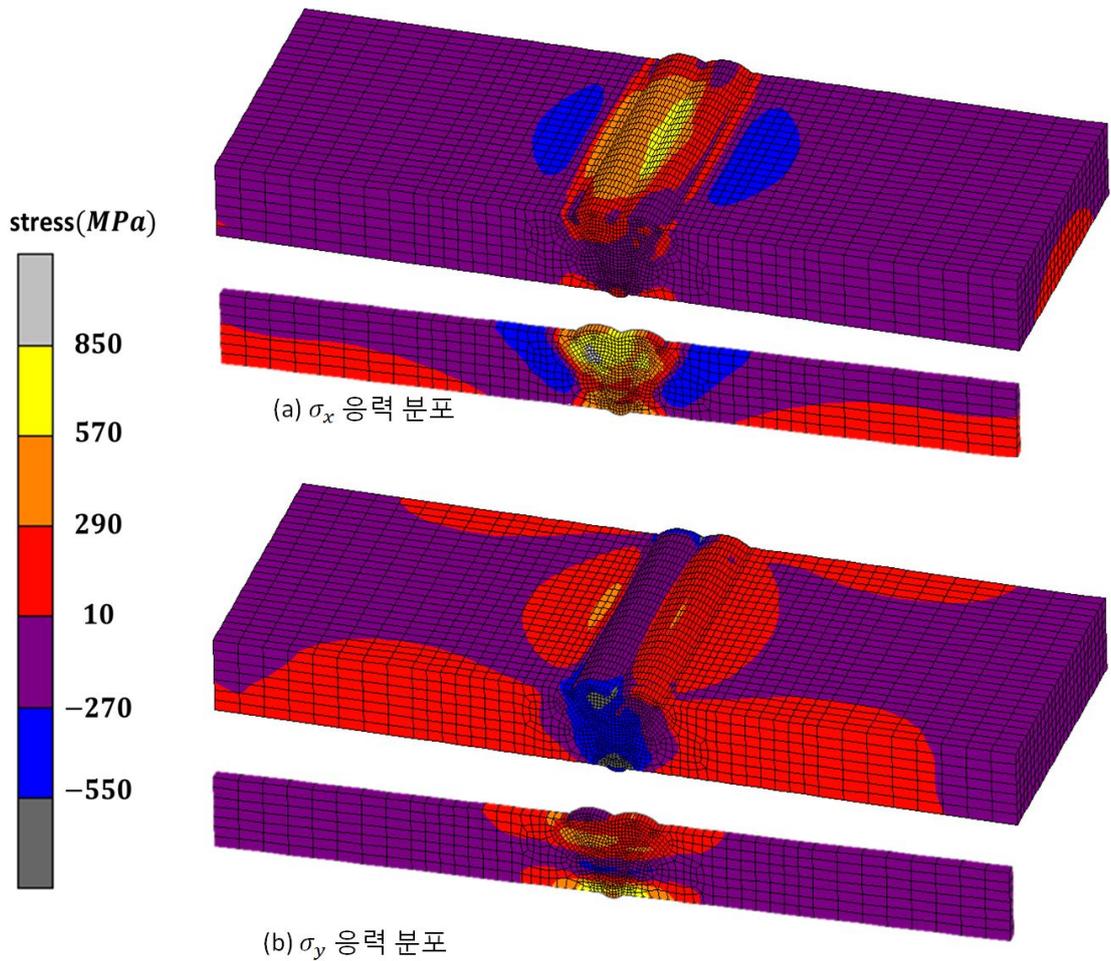
- 1) 박정웅, 이승엽, “극후판 용접시 용접조건에 따른 잔류응력의 영향.” 대한용접·접합학회 춘계 학술대회 제51집, pp.105, 2009.
- 2) 장창두, 서승일, “고유변형도법에 의한 잔류응력의 계산”, 대한용접·접합학회, 제7권, 제1호, pp.36-41, 1989.
- 3) 이창현, “고유변형도법을 이용한 보강판의 용접변형 예측에 관한연구”, 서울대학교 조선해양공학과 학위논문, pp.21-25 1997.
- 4) 박정웅, 안규백, 우완측, 허승민, “고유변형도법에 의한 두께 25mm 맞대기용접부의 두께방향의 잔류응력측정”, 대한용접·접합학회, 제 31권, 제4호, pp.67-72, 2013.
- 5) 우완측, 안규백, Kingston E.J, De Wald A.T, Smith D.J, Hill M.R, “극단적인 두가지 입열 조건에 따른 두꺼운 용접부의 두께방향 잔류응력 분포: A neutron diffraction, contour method and deep hole drilling study” 악타 머티어리얼리아, 제61권, pp.3564-3574, 2013.
- 6) 강성훈, 임용택, “연속적인 냉각공정에서 탄소강의 상변태 모사에 관한 유한요소 해석”, 대한기계학회 춘추학술대회, 제2006, 제6호, pp.2006.
- 7) 이희태, 신상범, “상 변태를 고려한 HY-100강 용접부의 수축 및 잔류응력 예측에 관한 연구” 대한용접접합학회, 제25권, 제1호, pp.42-48, 2007.
- 8) 이홍우, “ 강제 열처리 공정의 FEM해석 정도 평가” 한국자동차공학회 학술대회, 제 2010, 제11호, pp.2697-2703, 2010.
- 9) 이승엽, “ 강구조물의 용접해석조건이 잔류응력분포에 미치는 영향” 조선대학교 토목공학과 학위논문, pp16-17, 2011.
- 10) 엄기원, “최신 용접공학”, 동명사, pp.272-357, 2010.
- 11) 박정웅, 박연수, 경갑수, “강교의 피로와 보수보강”, 구미서관, pp.17-20, 2004
- 12) 신은주, 김허준, T.M Holden, 이창희, 성백석, 심해섭, “중성자회절에 의한 잔류응력측정법 개발” 한국원자력연구원, 1990.
- 13) 금속용어사전편찬회, “Total 금속용어사전”, 성안당, 1998
- 14) 강성훈, 임용택, “연속적인 냉각공정에서 탄소강의 상변태 모사에 관한 유한요소 해석”, KSME, 제 2006권, 제6호 pp.497-502, 2006.
- 15) 이희태, 신상범, “상 변태를 고려한 HY-100강 용접부의 수축 및 잔류응력 예측에 관한 연구”, 한국용접접합학회 제25권, 제1호, pp.42-48, 2007.

- 16) 이주성, "유한요소법입문" , 동명사 (1985)
- 17) 용접강도연구위원회, "유한요소해석을 이용한 Arc 용접부의 온도 분포 예측 표준화" 대한용접학회, 제23권 제6호, pp.1-7, 2005
- 18) Masaoka I, Yada M and Sasaki R, "Brittle fracture initiation characteristics of weld joint for 80kg/mm² high strength thick plate steel(Report3) -Effect of residual stress and repair welding on brittle fracture initiation from surface notch in fusion line of welded joints" Journal of the Japan Welding Society, vol.44, no.11, 2010
- 19) Ueda Y, Fukuda K, Nakacho K. and Endo S, "A new measuring method of residual stresses with the aid of finite element method and reliability of estimated values, Trans" JWRI, vol.52, No.4, p.p 19-27, 1975.
- 20) Murakawa H, Luo Y. and Ueda Y, "Prediction of welding deformation and residual stress by elastic FEM based on inherent strain (first report) mechanism of inherent strain production, Journal of the Society of Naval Architects of Japan, Vol.26 No.2 p.p49-58, 1997.
- 21) Fujimoto. T, "A Method for Analysis of Residual Welding Stress and Deformations Based on the Inherent Strain", Journal of the Japan welding society, vol.39, No.4, 1970.
- 22) G.E. Bacon, "Neutron Diffraction, 3rd edition", Clarendon Press, Oxford, 1975
- 23) F.Hosseinzadeh, A.H.Mahmoudi, C.E.Truman and D.J.Smith, "Prediction and Measurement of Through Thickness Residual stresses in Large Quenched Components", Proceedings of the World Congress on Engineering, Vol.2, pp.978-988, 2009
- 24) Brueckner HF, "Field singularities and related integral representations", Mechanics of Fracture G. C. Sih, ed. 1973.
- 25) P. Pagliaro, M.B. Prime, J.S. Robinson, B. Clausen, H. Swenson, M. Steinzig, B. Zuccarello, "Measuring Inaccessible Residual Stresses Using Multiple Methods and Superposition", Society for Experimental Mechanics, vol.51, pp.1123-1134, 2011.
- 26) Materials Science, "Hardenability of Steels", Engr 270 AA, Experiment No.8.
- 27) Isfahan, "Technical Report 2007 The Guide for Heat Treatment of IASC7225 Steel", Isfahan Alloy Steel Co.

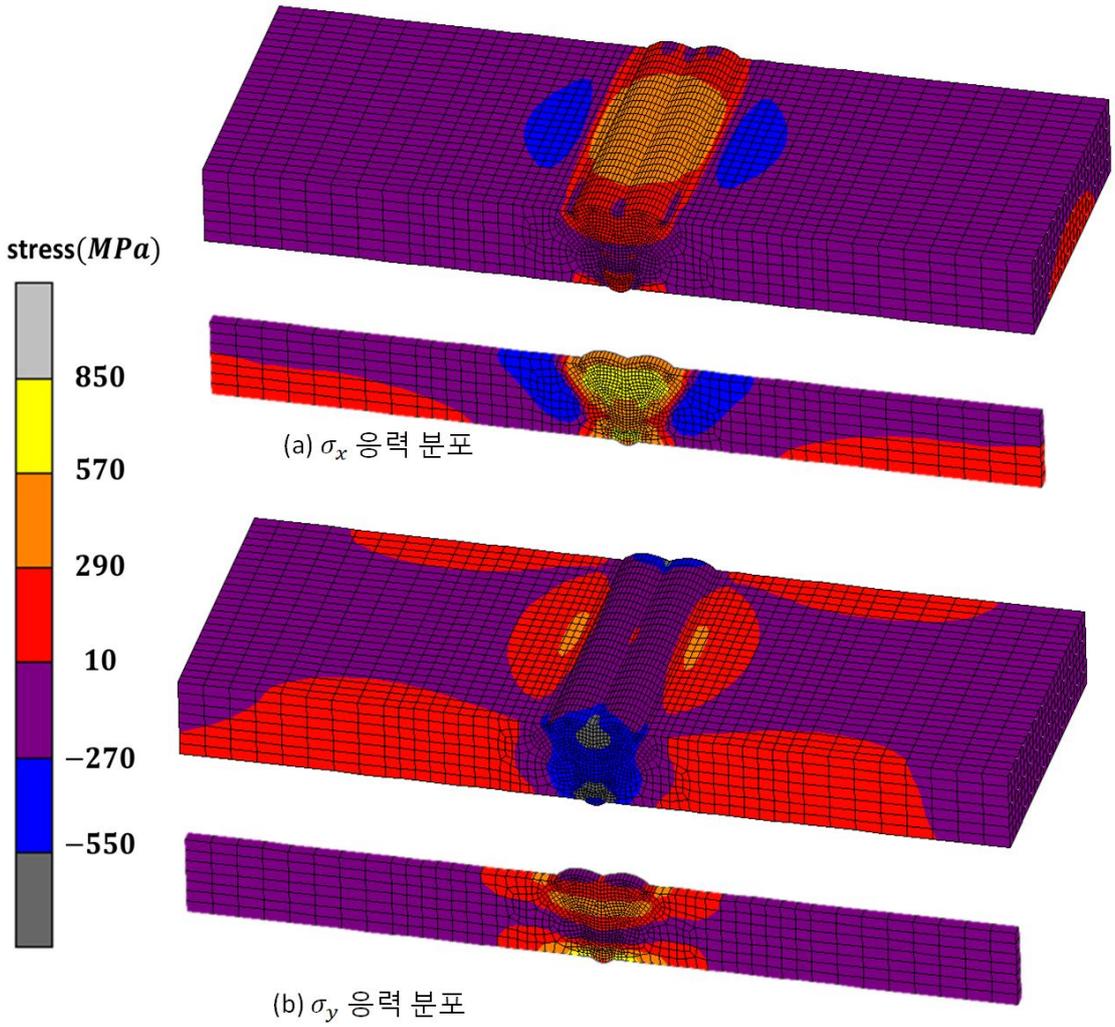
- 28) Maynier P, Dollet J and Bastien P, "Prediction of microstructure via empirical formulas based on CCT diagrams Hardenability Concepts with Application to Steel ed D V Doane and J S Kirkaldy", TMS-AIME, NY 1978.
- 29) Ravi Vishnu P, "Solid-state transformations in weldments" ASM handbook, Vol.6 p.p 70-87, 1994.
- 30) Pingsha Dong, "Residual stress, Distortions, and effects on structural integrity", University of New Orleans.
- 31) J. K. HONG, "Assessment of Numerical Procedures for Residual Stress Analysis of Multipass Welds." Welding journal, Vol.77, No.9, p.p 372-382, 1998.

부 록

부록에서는 유한요소 해석 결과에 따른 전체 모델에서의 응력분포를 보여주고 있다.

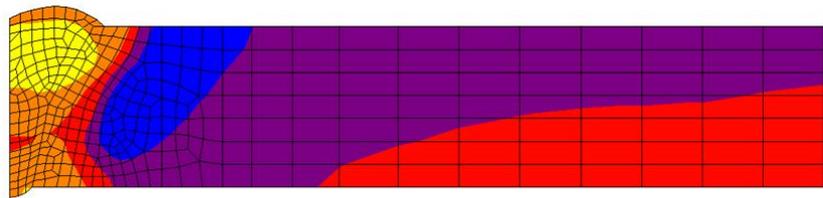
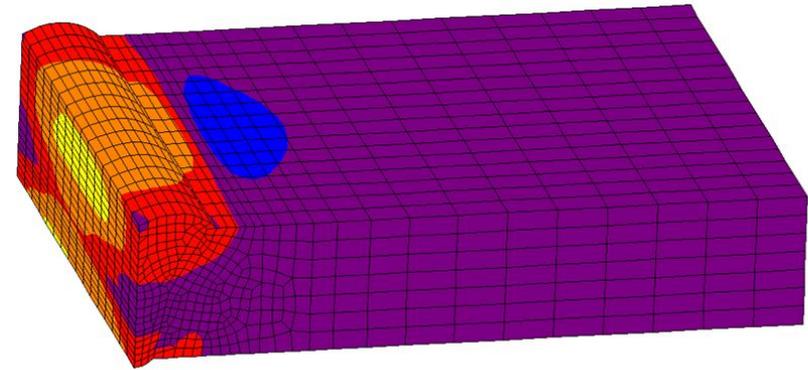
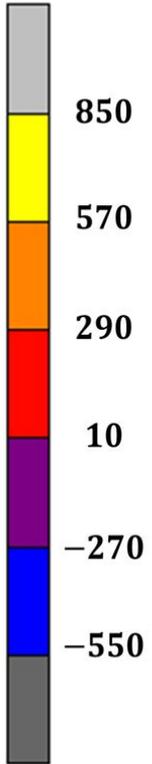


Full-model 잔류응력 분포도

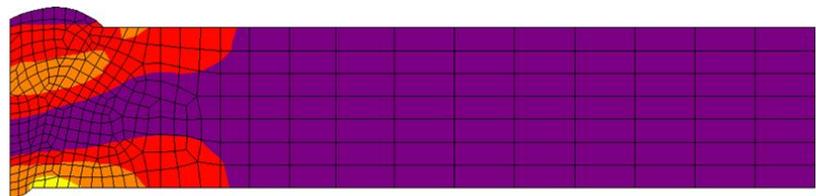
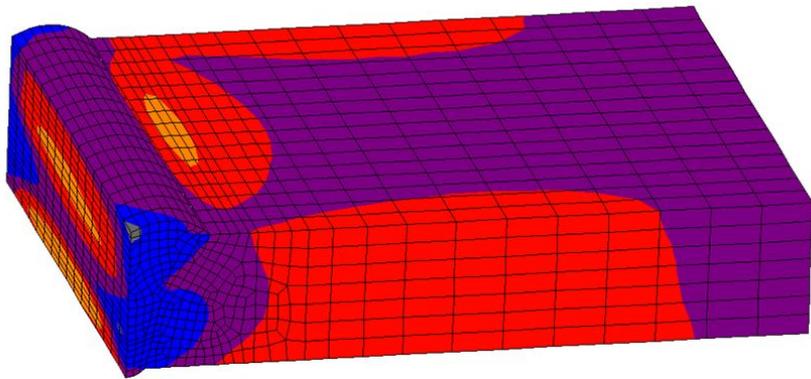


lumping-model 잔류응력 분포도

stress(MPa)



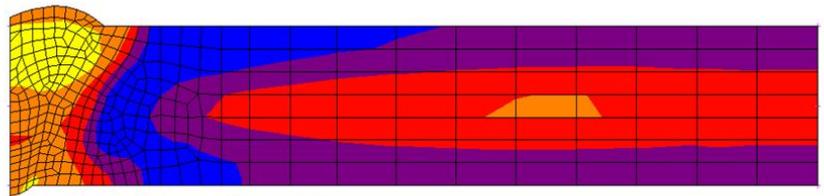
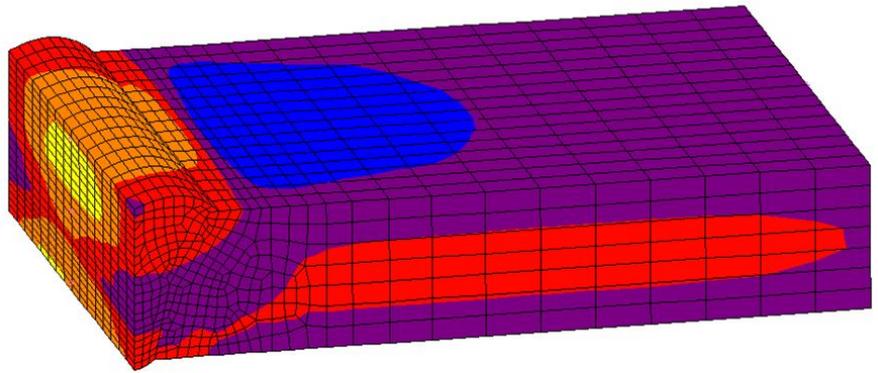
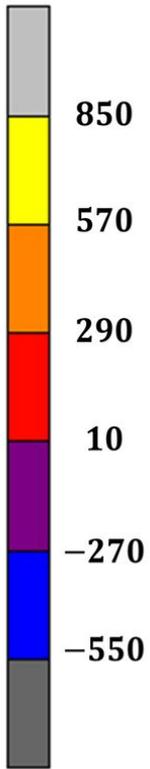
(a) σ_x 응력 분포



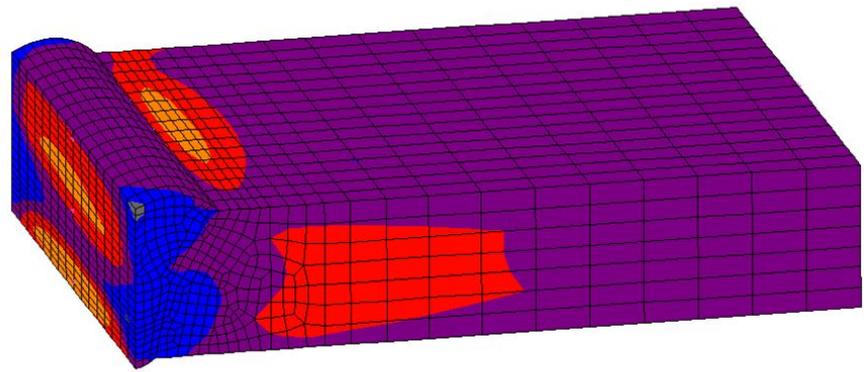
(b) σ_y 응력 분포

Half-model 잔류응력 분포도

stress(MPa)



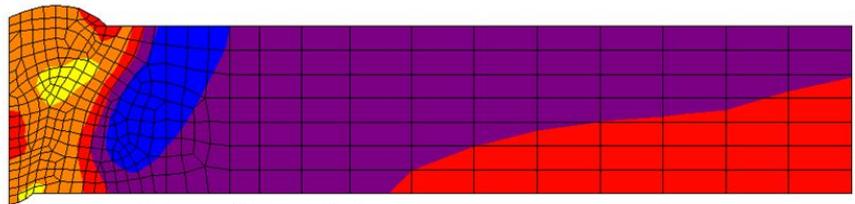
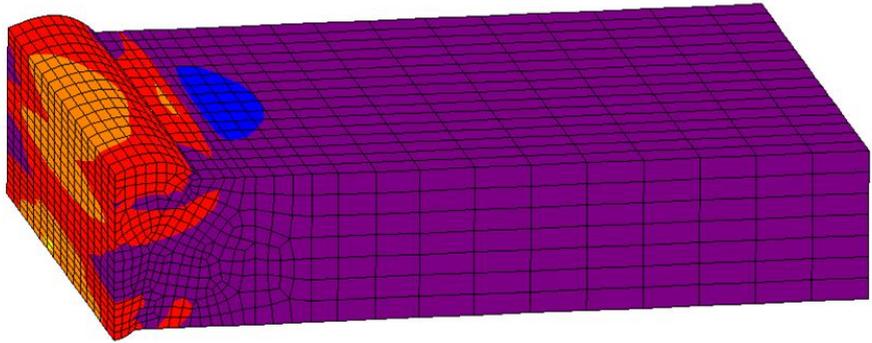
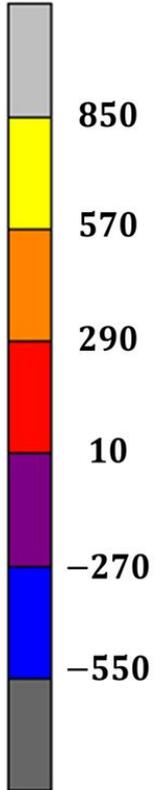
(a) σ_x 응력 분포



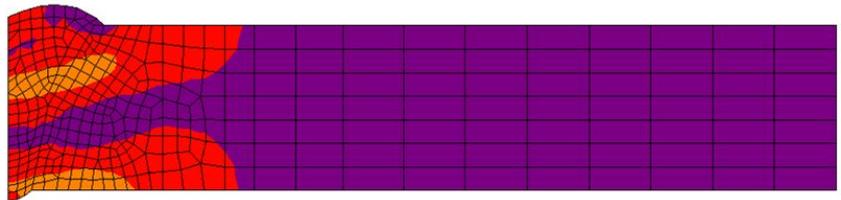
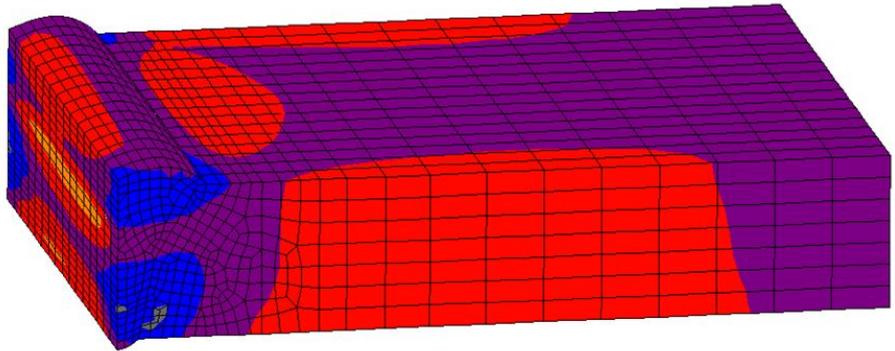
(b) σ_y 응력 분포

초기잔류응력 적용시 잔류응력 분포도

stress(MPa)



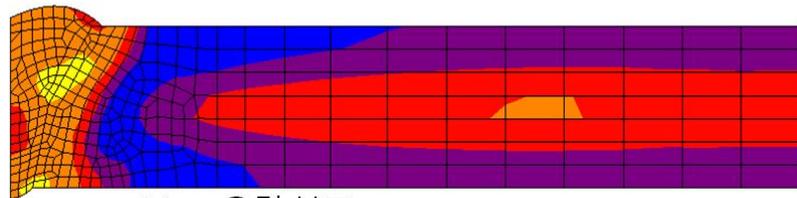
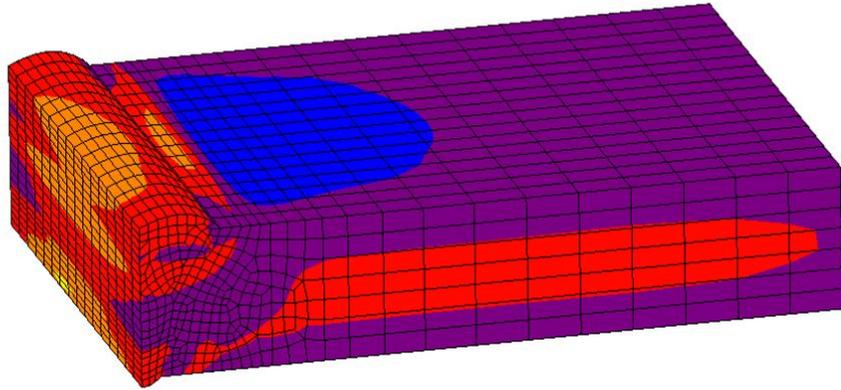
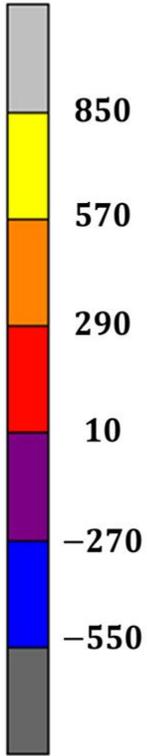
(a) σ_x 응력 분포



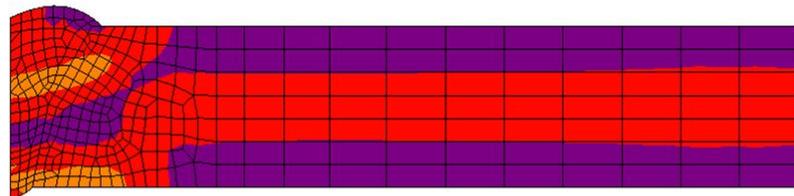
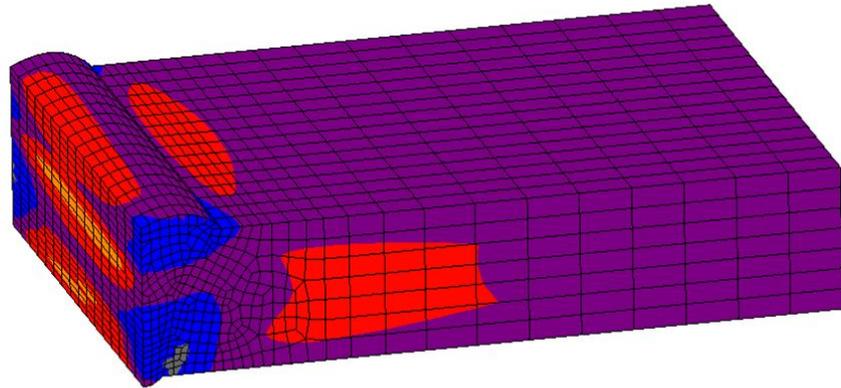
(b) σ_y 응력 분포

상변태 적용시 잔류응력 분포도

stress(MPa)



(a) σ_x 응력 분포



(b) σ_y 응력 분포

초기잔류응력 및 상변태를 고려한 잔류응력 분포도

감사의 글

지난 2년 꾸준한 관심과 격려를 보내준 많은 분들에게 논문의 끝자락을 빌어 작게나마 감사의 말을 전하고자 합니다.

먼저, 본 논문이 완성되기까지 많은 지도와 격려, 질책을 아끼지 않고 좋은 논문을 쓸 수 있게 도와주신 박정웅 교수님께 고개 숙여 감사의 말씀 드립니다. 석사과정 동안 받은 관심과 애정 어린 지도를 잊지 않고 앞으로 발전하는 모습으로 보답 하겠습니다. 그리고 논문의 심사위원장과 심사위원을 맡아 많은 조언으로 논문의 완성에 큰 도움을 주신 박길현 교수님과, 김성홍 교수님께도 감사드리며, 항상 관심과 격려의 말씀을 해주신 양승현 교수님께도 감사에 말씀 드립니다.

대학원생활을 할 수 있도록 해준 병철이에게 고맙고 항상 행복하길 바랍니다. 지금 까지 함께 했고 남은 대학원생활을 함께할 대운이와 앞으로 강구조 연구실의 주축이 되어 연구실을 이끌어갈 신성욱, 문민주에게도 격려의 말을 전하며, 대학원생활에 불편함 없이 많은 도움을 준 정환이에게도 감사의 말을 전합니다. 이 시간에도 학문에 힘쓰고 있을 위생실험실의 이의준, 나재선 후배와 토질실험실의 박경호 선배님과 이태광, 서홍욱 후배에게 항상 행운이 가득하길 바랍니다. 그리고 학부 생활 때부터 위로와 힘이 되어준 후배이자 동생이며, 친구로 지내준 문석이와 동훈이에게 항상 고맙다는 말을 전합니다. 항상 내 편이자 내 버팀목이 되어줄 친구 태길이, 민이 철조 바쁘다는 핑계로 연락 못 해서 미안하고 항상 고맙다.

마지막으로 남들보다 조금 길었을 배움의 길에 항상 걱정해주시고 격려와 끝없는 믿음을 보내 주신 부모님께 머리 숙여 깊은 감사의 말씀을 드리며, 논문을 쓰는데 도움을 준 하나 밖에 없는 동생 승현이에게도 고맙다는 말을 전합니다. 다시 한번 도움을 주신 모든 분들에게 감사의 말을 전하며 이 기쁨을 나누고 싶습니다.

2013 년 12월
허 승 민 올림