



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

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

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

2020년 2월

석사학위논문

맞대기용접에서 횡구속이
용접잔류응력에 미치는 영향

조선대학교 대학원

토목공학과

나 인 태

맞대기용접에서 횡구속이
용접잔류응력에 미치는 영향

Effect of Transverse Constraints on Welding Residual
Stress in Butt Welding

2020년 2월 25일

조선대학교 대학원
토목공학과

나 인 태

맞대기용접에서 횡구속이 용접잔류응력에 미치는 영향

지도교수 박 정 응

이 논문을 공학 석사학위신청 논문으로 제출함.

2019년 10월

조선대학교 대학원

토 목 공 학 과

나 인 태

나인태의 석사학위 논문을 인준함.

위원장 조선대학교 교수

金雲中 (인)

위원 조선대학교 교수

김외현 (인)

위원 조선대학교 교수

朴正雄 (인)

2019년 11월

조선대학교 대학원

목 차

ABSTRACT

제1장 서론	1
1.1 연구 배경 및 목적	1
1.2 연구 동향	2
1.2.1 용접잔류응력에 미치는 구속도	2
1.2.2 용접잔류응력	3
 제2장 이론적 배경	 2
2.1 잔류응력의 생성원인	2
2.2 잔류응력 측정방법	8
2.3 열탄소성해석 이론	18
 제3장 연구방법 및 연구결과	 23
3.1 온도해석	23
3.1.1 대상부재	23
3.1.2 해석 및 실험결과 고찰	25
3.2 2차원해석의 신뢰성	32
3.2.1 해석모델	32
3.2.2 열탄소성해석 결과 및 고찰	36
3.3 구속도가 용접잔류응력에 미치는 영향	37
3.3.1 구속도 계산	37

3.3.2	구속도 해석 모델	38
3.3.3	온도분포해석과 잔류응력 결과	41
3.3.4	예측식 및 고찰	47
제4장	결 론	57
참 고 문 헌	58

그림 목 차

그림 2.1	조립 3부재의 잔류응력	6
그림 2.2	주변이 자유로운 맞대기이음의 잔류응력 분포	6
그림 2.3	구속된 용접이음에 생기는 잔류응력 분포	7
그림 2.4	측정법에 따른 측정 깊이	8
그림 2.5	브래그의 법칙(Bragg's Law)	9
그림 2.6	중성자회절을 이용한 변형률 측정	10
그림 2.7	Definition of inherent strain	12
그림 2.8	Brueckner의 중첩원리	14
그림 2.9	2차원에서의 탄성중첩원리	15
그림 2.10	Deep hole drilling technique	16
그림 3.1	해석 모델	23
그림 3.2	용접부 단면마크로	24
그림 3.3	FCAW 시험체의 온도측정 위치	26
그림 3.4	시험체 FCAW에 대한 최고도달온도	27
그림 3.5	FCAW시험체 HAZ와 fusion line 비교	28
그림 3.6	SAW 시험체의 온도측정 위치	29
그림 3.7	시험체 SAW에 대한 최고도달온도	30
그림 3.8	SAW시험체 HAZ와 fusion line 비교	31
그림 3.9	두께 70mm 부재의 용접부 단면마크로	33
그림 3.10	두께 70mm 부재의 해석모델	34
그림 3.11	두께 70mm 부재의 기계적성질의 온도의존성	35
그림 3.12	두께 70mm 부재의 2차원해석의 경계조건	35
그림 3.13	두께 70mm 부재의 잔류응력비교	37
그림 3.14	자유모델 및 횡구속 모델	39

그림 3.15 강제변위와 구속응력	40
그림 3.16 구속해석모델의 온도해석 결과	42
그림 3.17 구속이 없는 경우의 잔류응력분포	43
그림 3.18 황국속에 따른 잔류응력, Thick 70mm, 항복응력 330MPa	45
그림 3.19 R프로그램에서 σ_{MR} 의 다중회귀분석법	48
그림 3.20 σ_{MR} 예측 모형 시각화	48
그림 3.21 모델함수로부터 반환된 모델 계수	49
그림 3.22 황구속에 따른 잔류응력 예측 결과	51
그림 3.23 용접중앙부에서 열탄소성결과와 예측결과 비교	53
그림 3.24 용접토우부에서 열탄소성결과와 예측결과 비교	54
그림 3.25 두께 70mm, 항복응력 500MPa에서 구속영향	55
그림 3.26 예측결과, BS7910 그리고 측정결과 비교 (두께 70mm, 항복응력 500MPa)	56

표 목 차

표 3.1 FCAW 용접조건	25
표 3.2 SAW 용접조건	25
표 3.3 두께 70mm 부재의 기계적성질	33
표 3.4 두께 70mm 부재의 용접조건	34
표 3.5 구속해석조건	38

ABSTRACT

Effect of Transverse Constraints on Welding Residual Stress in Butt Welding

Na, In Tae

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

Department of Civil Engineering

Graduate School of Chosun University

The welding process is widely used not only in the construction industry but also in various industrial fields such as ships, nuclear power, and aviation. However, welding techniques inevitably generate weld deformation and residual stress due to expansion, contraction, and metal phase transformation at high temperatures. In particular, welding residual stress affects fatigue strength, buckling strength and crack propagation path of brittle fracture. Its size and distribution are determined by heating input, thickness, welding process, restraint, and steel grade. These weld residual stresses are applied with secondary loads when evaluating the safety of steel structures, and a reasonable residual stress distribution is required for more accurate safety studies.

In the method of measuring welding residual stress, based on the measurement position, we distinguish between surface measurement method and internal measurement method. The surface measurement method used was the hold ring method, the cutting method and the X-ray. The internal residual stress can be measured by the Sachs method, which is easy to measure the axially symmetric residual stress of a cylinder or hollow cylinder, and the residual stress can be

calculated from the change in the diameter of the hole by drilling the position to be measured. There are DHD (Deep Hole Drilling Method) method and neutron diffraction method using neutron diffraction. In this study, the thermal elasto-plastic analysis was verified by using the neutron diffraction method. The prediction method of residual stress by the thermo-elasto-plastic analysis method can be easily calculated by improving computer numerical calculation ability and developing general-purpose numerical analysis code. However, with this method, the residual stress of a small test piece can be predicted with an economical calculation time. However, as the structure becomes larger, enormous calculation is required, and a method based on a simple analysis method has emerged. In these simple analysis methods, it is necessary to verify the reliability of the analysis result by an experimental method.

The welding residual stress obtained by these thermo-elasto-plastic analysis and measurement is generated under the boundary condition in a free state where there is no constraint allowing only rigid body deformation. However, the actual structure is inevitably constrained by the manufacturing procedure, the constraint itself, and the welding procedure. When assessing the safety of a structure, not only the UK BS7910 [14], which is generally applied, but the yield strength of the material is used as the welding residual stress value if there are constraints in most codes. It is recommended to do so. There are many differences between the unrestrained weld residual stress distribution and the yield stress distribution. When evaluating the safety of large structures using high-strength steel, the influence of the weld residual stress used in secondary loads is significant. There is a limit to practical safety evaluation. Therefore, it is necessary to consider the influence on the welding residual stress according to the size of the actual constraint and present a more rational distribution of residual stress.

Therefore, in this study, the effect on the welding residual stress is clarified by changing the thickness, yield stress and degree of constraint by thermal

elastic-plastic analysis, and this is analyzed through regression analysis using R through the relationship between the restraining degree and the residual stress. For this reason, since the structure to be studied is thick, the three-dimensional thermal elastic-plastic analysis has a limit because it takes enormous analysis time. Therefore, two-dimensional thermal-elasto-plastic analysis was performed and the conditions of the welding heat source for more accurate temperature analysis were examined. In addition, the reliability was verified by comparing with the result of thermal elasto-plastic analysis that obtained the residual stress distribution obtained by regression analysis.

제1장 서 론

1.1 연구 배경 및 목적

용접프로세스는 건설산업 뿐 아니라 선박, 원자력, 항공 등 다양한 산업분야에서 폭넓게 사용되고 있다. 그러나 용접기술은 고온에서의 팽창, 수축 그리고 금속의 상변태에 의해 필연적으로 용접변형과 잔류응력이 발생한다. 특히 용접잔류응력은 피로강도, 좌굴강도 및 취성과괴 균열진전경로에 영향을 준다. 그 크기와 분포는 입열량, 두께, 용접방법, 구속도, 강종 등에 의해 결정된다. 이러한 용접잔류응력은 강구조물의 안전성 평가시 2차하중으로 적용되며, 보다 정확한 안전성 검토를 위해서는 합리적인 잔류응력 제어가 필요하다.

용접잔류응력을 측정하는 방법으로는 측정위치에 따라 표면측정법과 내부측정법으로 구별된다. 표면측정방법에는 Hole Drilling법, XRD(X-Ray Diffraction), 절단법 등이 사용되었다. 내부의 잔류응력을 측정하는 방법으로는 원통 또는 중공원통에 축대칭인 잔류응력의 측정에 용이한 Sachs법, 측정하고자 하는 위치를 천공하여 구멍의 직경의 변화로부터 잔류응력을 측정하는 DHD(Deep Hole Drilling Method)법 그리고 중성자의 회절을 이용한 중성자 회절법 등이 있다. 열탄소성해석법에 의한 잔류응력 예측방법은 컴퓨터 수치계산능력의 향상과 범용적인 수치해석 코드의 발달로 용이하게 계산할 수 있다. 그러나 이 방법은 소형시험편의 잔류응력은 경제적인 계산시간으로 예측할 수 있으나 구조물이 커짐에 따라 막대한 계산이 소요되어, 간이해석법에 의한 방법이 대두 되고 있다. 이러한 간이해석방법은 해석결과의 신뢰성을 실험적방법에 의해 검증할 필요가 있다.

이러한 열탄소성해석과 측정에 의해 구한 용접잔류응력은 강제변형만을 허용하는 구속이 없는 자유상태의 경계조건 하에서 발생한 것이다. 그러나 실구조물은 제작순서, 자체구속, 용접순서 등에 의해 필연적으로 구속상태가 된다. 구조물 안전성 평가시 일반적으로 많이 적용하고 있는 영국의 BS7910(British Standard) 뿐 아니라 대부분의 Code에서는 구속이 있으면 그 재료의 항복 강도를 용접잔류응력 값으로 사용하도록 권고하고 있다. 구속이 없는 용접잔류응력 분포와 항복응력분포는 많은 차이가 있어 고강도강재를 이용한 대형구조물의 안전성 평가시 2차하중으로 사용되는 용접잔류응력의 영향이 너무 커서 실제적인 안전성 평가에 한계가 있다.

따라서 실제 구속의 크기에 따른 용접잔류응력에 미치는 영향을 고찰하여 보다 합리적인 잔류응력의 분포를 제시할 필요성이 있어 본 연구에서는 MSC Marc를 이용한 열탄소성해석을 통해 두께, 항복응력 그리고 횡구속의 크기를 변화시켜 용접잔류응력에 미치는 영향을 밝히고 이를 R를 이용한 회귀분석을 통해 횡구속도와 잔류응력과의 관계식을 유도하였다. 본 연구에 사용한 해석상의 구조물이 복잡하고 규모가 커서 3차원 열탄소성해석으로는 막대한 해석시간이 걸린다는 한계가 있어 2차원 열탄소성해석을 실시하여 보다 정확한 온도해석을 위한 용접열원조건을 검토하였다. 또한 회귀분석에 의해 도출한 잔류응력분포를 열탄소성해석 결과와 비교하여 신뢰성을 검증하였다.

1.2 연구동향

본 연구는 후판의 맞대기 용접시 횡구속이 용접잔류응력에 미치는 영향으로서, 용접잔류응력과 횡구속에 대한 연구동향을 파악하였다. 용접잔류응력의 생성 메커니즘과 측정방법 그리고 해석방법에 대한 연구동향을 조사하였으며, 구속도는 균열과 변형에 적용되는 연구 위주로 연구동향을 조사하였다.

1.2.1 용접잔류응력에 미치는 구속도

용접프로세스를 사용하면 용접잔류응력과 변형은 필연적으로 발생한다. 이를 효율적으로 관리하는 것은 생산성 향상 및 신뢰성 있는 설계와 매우 밀접한 관계가 있다. 이와 관련하여 구속은 용접변형과 잔류응력이 발생하는데 있어 하나의 중요한 매개변수이다. 구속도가 크면 용접변형은 작은 대신 용접잔류응력이 크게 발생한다. 구속도가 그보다 더욱 강하면 용접부에 균열이 발생한다. 따라서 용접변형과 잔류응력을 연구하기 위해서는 구속도에 대한 연구가 필요하다.

Watanabe. M(1958) 등은 H형태의 구속도 시험체를 만들어 수동책으로 외력을 가하고 그 때 발생하는 용접부의 변위로부터 구속도를 추정하는 방법을 제안하였다. 구속도와 횡수축변형과의 상관 관계를 규명하고 이를 실제 선박용 강구조물에 적용하였다. 또한 다양한 선박에 대해 구속도를 측정하고 분석한 결과 약 60%가 $1\text{kg/mm}^2/\text{mm}$ 이고 $10\text{kg/mm}^2/\text{mm}$ 를 넘는 구속도 없다고 보고하였다.

김유일(1998) 등은 용접시 발생하는 구조물의 손상 및 파괴의 원인으로 용접조건이

영향을 미치고 그 결과로서 비교적 높은 온도에서 발생하는 고온균열과 낮은 온도에서 발생하는 저온균열로 분류하고 그 원인을 용접잔류응력과 구속도로 판단하고 연구를 진행하였다. 그 결과 용접금속에 발생하는 횡균열은 용접선방향의 응력이 지배적이고, 구속도에 큰 영향을 받지 않는다고 보고했다. 그리고 구속도에 영향을 받는 것은 HAZ(열영향부, Heat Affected Zone)에 발생하는 저온균열이라고 수치해석과 시험을 통해 그 연관성을 보고하였다.

박정웅(2002) 등은 구속이 용접변형에 미치는 영향을 검토하였다. 이를 위해 다양한 구속도를 가지고 있는 실험체를 만들고 이를 탄성해석하여 구속도와 용접변형과의 연관성을 분석하여, 맞대기용접과 필렛용접부에 대해 구속도를 유도하였다. 이러한 구속과 용접변형과의 관계를 이용하여 대형 강구조물의 용접제작시 발생하는 변형을 예측하고 이를 실험결과와 비교하였다.

이제명 등(2003)은 기존 연구들이 실제 현장에 사용하기 위해서는 적용범위의 확장이나 간이화 기법 도입의 필요성을 주장하였다. 특히, 구속효과와 균열의 상관관계에 대해 명시적인 형태의 관계정립이 되어 있지 않고 기존 연구가 단편적으로 수행되었다고 지적했다. 그래서 그들은 일관적인 접근이 부족한 구속효과에 대해 정량적으로 접근하고, 나이가 예열온도, 확산성 수소 등을 고려한 균열발생 예측기법을 제시하였다.

1.2.2 용접잔류응력

용접잔류응력을 구하는 방법은 실험적 방법과 해석적인 방법이 있다. 용접 잔류응력의 해석적 연구는 컴퓨터 기술의 발달과 함께 시작되었으며, 특히 1960년대 유한요소법이 개발되면서 해석적 방법에 의한 연구가 활발히 진행되었다. Ueda 등(1975), Murakawa 등(1996)은 자체개발한 유한요소 프로그램을 이용하여 용접부의 열탄소성 해석으로 잔류응력을 해석하였다. 박정웅 등(2009)은 용접구조물의 두께가 용접 잔류응력에 미치는 영향에 대해 해석을 수행하였다. 이러한 유한요소법의 수치해석적인 방법만으로는 신뢰성을 확인하기가 어렵기 때문에 실험과 함께 비교하며 연구가 진행되고 있다.

실험적인 방법으로 잔류응력을 측정하는 방법은 측정위치에 따라 표면과 내부측정법으로 구분한다. 표면의 잔류응력을 측정하는 방법은 Hole Drilling, XRD, 절단법 등이 일반적으로 많이 사용하고 있다. 여기서는 최근 연구가 진행되고 있는 내부 잔류응력 측정방법인 고유변형도법(Inherent Strain Method), 중성자 회절법(Neutron Method),

DHD, 등고선법(Contour Method) 등에 대해 연구동향을 기술하고자 한다.

중성자 회절법은 중성자를 물체에 조사하면 금속의 특성에 따라 회절하는 현상을 이용하여 측정하는 방법으로 Bragg의 조건식(K. Hemmesi, 2017)을 만족시키는 회절선 변화로부터 기준격자면 간격과 응력부하시 격자면사이의 간격을 측정하여 후의 법칙을 이용하여 잔류응력을 구하는 방법이다. 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, 2015)

고유변형도법은 용접변형과 잔류응력을 유발시키는 고유변형을 이용하는 방법으로, 용접후 추가적인 소성변형을 유발시키지 않은 한 고유변형도는 변하지 않는 특성이 있다. 이러한 원리를 이용하여 스트레인 게이지를 시험체 표면에 부착하여 절단하여 용접부의 근방에 분포하는 고유변형도를 측정하고, 이를 역해석으로 잔류응력을 계산하는 방법이다. Deng(2012) 등은 박판구조물의 용접변형을 예측하기 위해 고유변형도법을 이용하였다. 특히 필렛용접에 대한 고유변형도를 유도하고 실험과 비교하였다. 박정웅(2013) 등은 두께, 25mm, 70mm에 대해 용접프로세스에 따른 잔류응력을 측정하였다.

앞에서 조사한 연구자료를 통하여 용접 구속도가 용접잔류응력에 미치는 영향이 매우 크다는 것을 도출할 수 있었다. 따라서 본 연구는 맞대기 용접에서 횡구속이 용접잔류응력에 미치는 영향에 대해 열탄소성해석과 실험을 통한 상관 관계식을 도출하였다. 이를 위해 용접부재의 두께, 항복응력, 구속도를 변경하여 다양한 조건에서 해석을 실시하였다.

제2장 이론적 배경

잔류응력은 외부에 작용하는 하중을 모두 제거하여도 물체 내부에 존재하고 응력을 말한다. 특히 용접이음부에는 물체에 외적 하중이 작용하지 않아도 용접에 의한 국부가열로 용접부의 불균일한 온도분포에 의한 급속 팽창 및 수축 등에 의해 소성변형이 발생하고 용접완료 후, 부재의 온도는 냉각되며 실온이 되지만 발생한 소성변형도가 잔류하여 인장 또는 압축 용접잔류응력(Weld residual stress)이 발생한다. 이 용접잔류응력은 용접입열, 이음형상, 용접순서, 판 두께, 용착순서, 모재의 크기, 경계조건 등을 통해 영향을 받으며, 피로강도, 좌굴강도, 파괴강도, 취성, 부식저항, 진동특성 등에 영향을 끼치는 중요한 요소가 된다.

2.1 잔류응력의 생성원인

용접에 의해 발생하는 잔류응력은 크게 두가지 내적과 외적 잔류응력으로 나눌 수 있다. 첫 번째로는 용접부와 그 주변의 높은 열에 의하여 발생하는 소성변성과 변태로 발생하는 국부적인 및 용접금속 자체의 냉각에 따르는 수축에 의해서 생기는 잔류응력으로 내적 구속에 의한 응력이고, 두 번째로 용접이음이 그 주변에서 자유로운 팽창 또는 수축을 구속당한 상태에서 용접할 때에 생기는 응력 즉, 외적구속에 의한 응력이 있다. 복잡한 구조물은 위의 두가지 형식의 응력이 동시에 발생하는 경우가 많다. 실제 잔류응력이 발생하는 상황은 용접이 행해지는 부재의 치수, 용접진행 방향, 형상 및 용접방법에 따라 다르고 상당히 복잡하다.

그림 2.1(a) 초기 3부재에서 중간부재는 연결되어 있지 않다. 그림 2.1(b)과 같이 중간부재를 당겨 용접을 하면 구조물 외부에서 외력은 작용하지 않으나 중간부재에서는 인장응력이 발생되고, 양쪽의 부재에서는 압축응력이 작용된다. 그림2.1와 같이 구조물 내부에 응력이 존재하는데 이것을 잔류응력이라고 한다.

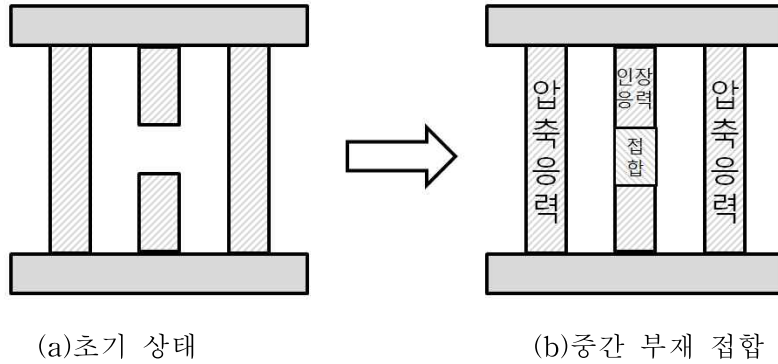


그림 2.1 조립 3부재의 잔류응력(이승엽, 2011)

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

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

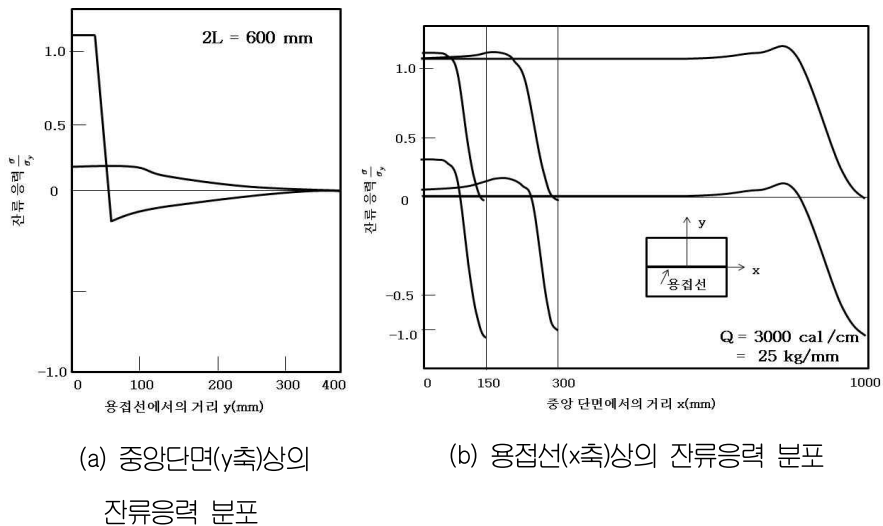


그림 2.2 주변이 자유로운 맞대기이음의 잔류응력 분포 (엄기원, 2010)

실제의 아크 용접이음에서 잔류응력분포는 용접하는 모재의 형상, 치수에 의해 다소 다르며, 용접이음부근에서 잔류응력이 불규칙하게 변동되므로 더욱 복잡하게 된다. 그러나 맞대기용접이음의 잔류응력분포의 전반적인 특성은 그림 2.3과 같다. 용접 길이가 긴 경우에는 용접부의 근처의 용접선 방향의 잔류응력(σ_x)축이 용접선 직각방향의 잔류응력(σ_y) 보다 매우 크다. 용접 부 근처에서는 종 방향의 인장 잔류응력의 크기는 재료의 인장항복응력의 크기가 된다. 그림 2.3(a)와 같은 모양을 하고 있다면 횡방향의 수축이 구속되어 있다.

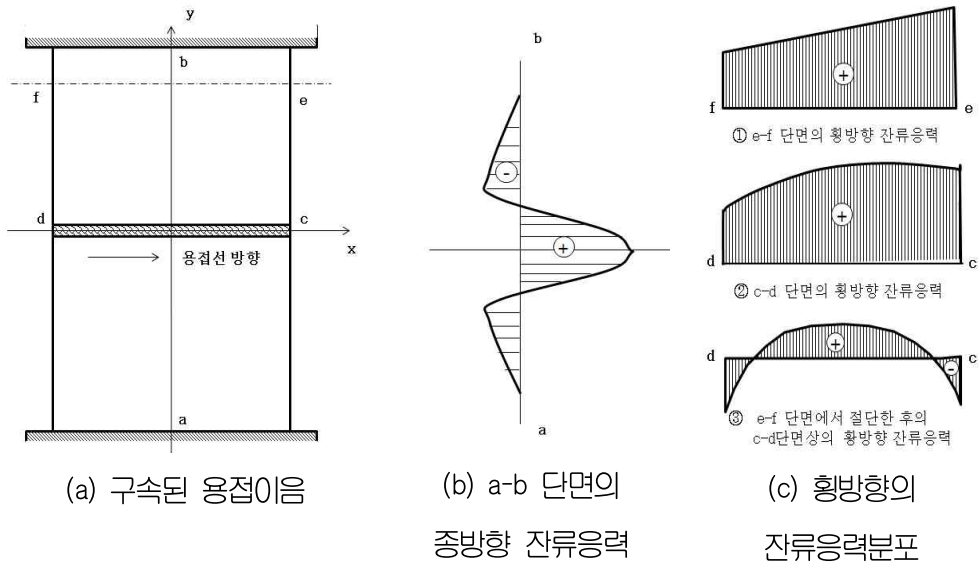


그림 2.3 구속된 용접이음에 생기는 잔류응력 분포(엄기원, 2010)

그림 2.3(b), (c)는 구속되어 있는 용접이음에서의 잔류응력 분포를 나타내고 있다. 그림 2.3(b)는 a-b 단면의 종 방향 잔류응력(σ_x)을 나타내고 있다. 용접비드 주변에서는 큰 인장잔류응력이 발생하고, 비드에서 조금 떨어진 곳은 압축잔류 응력의 형태로 나타나는 그래프이다. 그림 2.3(c)는 d-c 단면의 횡 방향 잔류응력(σ_y)을 나타내고 있다. 횡방향의 잔류응력은 수축을 구속하여 생기게 된 잔류응력이다. 구속응력이 문제가 되는 이유는 후판의 맞대기이음을 여러층으로 용접할 때 처음 용접을하는 용접층에 생기는 구속응력이 대부분 단면이 작고 변형되기 쉬운 용접부에 집중되어 있으며 용접부의

구속응력이 매우 크게 집중되어 용접 균열의 원인이 되는 경우가 있다.

2.2 잔류응력 측정방법

잔류응력을 측정하는 방법에는 실험적인 계측방법과 이론적인 방법 두 가지의 방법이 있다. 실험적인 계측 방법은 그림 2.4와 같이 측정부재의 파괴 정도와 측정할 수 있는 두께의 따라 나눌 수 있게 된다. 또 이론적인 방법은 수치해석적인 방법으로 유한요소해석을 이용한 프로그램을 이용하여 잔류응력을 측정할 수 있는 방법이다. 최근에 많이 사용되어 지고 있는 내부 잔류응력을 측정할 수 있는 방법은 중성자 회절법(Neutron Method), 고유변형도법(Inherent Strain Method), 등고선법(Contour Method), DHD 등이 있다.

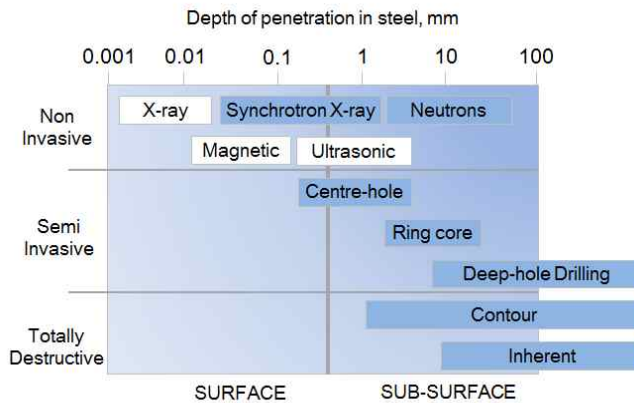


그림 2.4 측정법에 따른 측정 깊이

가. 중성자 회절법(Neutron Method)

중성자는 입자로서의 성질 과 파동으로서의 성질도 함께 가지고 있어 빛이나 소리와 마찬가지로 회절·간섭효과를 나타는 입자로, 1932년 Sir James Chadwick에 의해 발견 되었고, 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 그림 2.5와 같이 파동들이 진행될 때에 물체의 모서리 부분이나 파동의 파장 정도의 크기를 갖는 구멍을 통과할 때의 진행방향으로 파동들이 일으키거나 퍼지는 현상을 말한다. 회절현상은 브래그의 법칙(Bragg's Law)이론을 따르는데 결정과 같이 주기적인 구조를 가지고 있는 물에 대해서는 일정한 파장의 빛을 여러 각도에서 비추어본다면, 어느 각도에서는 강한 빛의 반사가 일어나게 되지만 다른 각도에서는 반사가 거의 일어나지 않는 것을 확인 할 수 있다. 이것은 물질을 구성하는 원자들의 산란된 빛이 결정구조가 반복에 의해 약해지거나 강해지기 때문이다. 브래그의 법칙(Bragg's Law)이론은 결정구조의 폭과 빛의 파장, 혹은 광선과 반사면이 이루는 각도 사이의 관계를 설명한다.

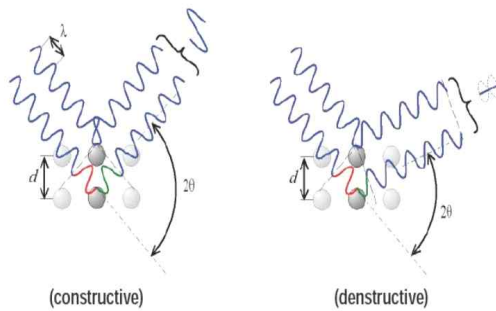


그림 2.5 브래그의 법칙(Bragg's Law)

$$2d_{hkl} \cdot \sin\theta_{hkl} = n\lambda \tag{2.1}$$

식 (2.1)은 브래그의 법칙(Bragg's Law) 조건으로 만족할 경우 빛은 반사각과 입사각이 같으며 회절 한다. 여기에서 θ 는 결정면과 입사된 빛 사이의 각도, d 는 주기 구조의 폭, n 은 정수, λ 는 빛의 파장이다. 금속재료에 내부응력이 생기게 되면 각 결정 안에서는 격자면의 간격들이 줄거나 늘어나게 된다(그림 2.6). 이 격자 간의 거리를 회절현상을 이용 측정하여 변형률을 측정할 수 있게 된다.

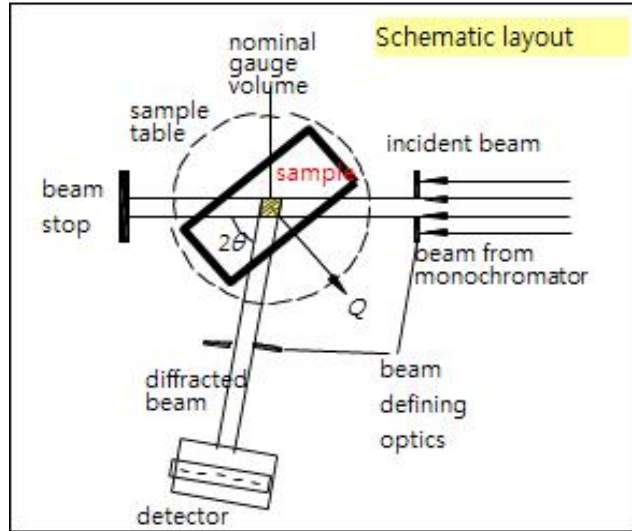


그림 2.6 중성자회절을 이용한 변형을 측정

응력측정은 회절을 이용한 변형률을 이용하여 구할 수 있다. 보통 응력은 재료가 등방성인 가정(즉, 재료의 전부피의 Poisson's ratio(ν)와 Young's Modulus(E)를 알고 있다.)하에 결정되어 진다. 표면응력을 알아내기 위한 X-선 응력측정법에서는 시료면의 법선방향의 응력성분이 존재하지 않는 다고 가정한다. ($\sigma_3=0$) 이 때, 임의방향의 변형률 $\epsilon_{\psi\psi}$ 는 탄성이론으로부터 시료평면상 $\sin^2\psi$ 와 선형함수 또는 임의의 방향 ϕ 의 응력 성분 σ_ϕ 의 관계를 갖는 다음과 같은 식이 주어지게 된다.

$$\left(\frac{\Delta d}{d}\right)_{\phi\psi} = \epsilon_{\phi\psi} = \frac{1+\nu}{E}\sigma_\psi \sin^2\psi - \frac{\nu}{E}(\sigma_1 + \sigma_2) \quad (2.2)$$

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

일반적으로 시료 내부의 일정한 점에서는 시료의 좌표축 σ_{xyz} 에 대한 변형률텐서(ϵ)는 Q에 대하여 시료의 방위를 변화시켜 결정할 수 있다. 시료좌표축에 대한 Q의 방향

cosine이 ($l'm'n'$)이라고 하면 이 방향의 변형률은 다음 식 (2.3)과 같게 된다.

$$e(l'm'n') = l'^2 \varepsilon_{xx} + m'^2 \varepsilon_{yy} + n'^2 \varepsilon_{zz} + 2l'm' \varepsilon_{xy} + 2n'l' \varepsilon_{zx} \quad (2.3)$$

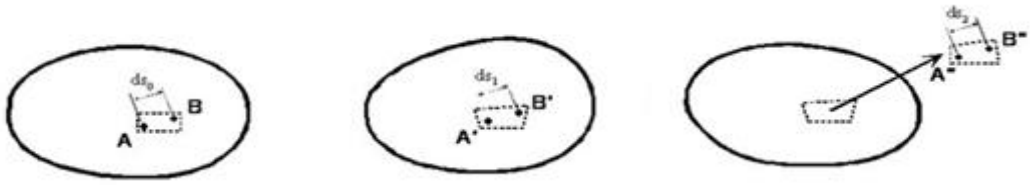
따라서, 변형률텐서(ε)를 결정하려면 적어도 6가지 서로 다른 방향의 변형률 $e(l'm'n')$ 를 측정해야 한다. 이와 같이 한 좌표계에 대한 ε 의 성분이 결정되면 대칭텐서(ε)의 대각선화로 주축변형률(principle strain) ε^D 를 구할 수 있게 되고, 주축응력텐서(σ)는 재료의 영률(Young's Modulus)과 포아송비(Poisson's ratio)를 사용하여 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \end{pmatrix} = \frac{E}{1+\nu} \begin{pmatrix} \varepsilon^{D_x} \\ \varepsilon^{D_y} \\ \varepsilon^{D_z} \end{pmatrix} + \frac{\nu E}{(1-2\nu)(1+\nu)} (\varepsilon_x^D + \varepsilon_y^D + \varepsilon_z^D) \quad (2.4)$$

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)

나. 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).



(a) Initial state (stress free) (b) Stressed state (c) Stress released state

그림 2.7 Definition of inherent strain (Fujimoto, 1970)

그림 2.7은 응력상태를 통한 고유변형도에 대한 설명의 그림이다. (a)는 응력이 존재하지 않는 초기 상태의 연속체를 나타내고 있고, (b)는 열변형도와 같이 외력 이외의 현상에 의해 응력이 분포하는 상태를 나타내고 있으며, (c)는 응력 상태에 있는 미소요소를 절단해 내어 응력을 제거하여 준 상태를 나타내고 있는 그림이다.

용접에 의해 발생하는 고유변형은 일반적으로 용접 부 부근에서 발생하며, 그 범위는 용접 열에 의해 열 탄소성이력을 받는 영역에서 발생된다고 본다. 소수의 고유변형은 용접부의 자유로운 팽창을 구속시키거나 잔류응력을 발생시키지 않으나 이외의 고유변형은 잔류응력을 유발시킨다. 이와 같이 잔류응력을 유발시키는 고유변형을 일반적으로 유효고유 변형 또는 고유변형이라고 한다. 탄성체의 임의 위치에 발생하는 고유변형 $\{\varepsilon^*\}$ 과 탄성변형 $\{\varepsilon\}$, 그리고 응력 $\{\sigma\}$ 과의 사이에는 각각 탄성응답매트릭스 $[H^*]$, 탄성응력-변형매트릭스 $[D]$ 사이에 다음과 같은 관계식이 성립한다.

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

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon\} = [D][H^*]\{\varepsilon^*\} \quad (2.6)$$

고유변형이 분포하는 크기와 영역은 절단 등에 의해서 새롭게 소성변형이 발생되지 않으며 절단을 하여도 변화하지 않는다. 따라서 고유변형은 그 시험체로부터 측정된 탄성 변형량을 이용하여 다음과 같이 계산 될 수 있다. 먼저 부재에 발생하는 탄성변

형(잔류변형)을 절단하여 해방시키고 이것을 스트레인게이지(Strain Gage)를 이용하여 가능한 많은 탄성변형 $\{\varepsilon\}_m$ 을 측정한다.

그 탄성변형에서는 여러 가지의 측정오차가 혼입될 가능성이 있어 측정방식을 다음과 같이 식 (2.7)의 식을 유도할 수 있다.

$$\{\varepsilon\}_m - [H^*] \{\dot{\varepsilon}^*\} = \{V\} \quad (2.7)$$

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

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

$$\{\dot{\varepsilon}^*\} = ([H^*]^T [H^*])^{-1} [H^*]^T \{\varepsilon\}_m \quad (2.8)$$

식 (2.8)을 이용하여 고유변형의 최확치 $\{\dot{\varepsilon}^*\}$ 를 식 (2.6)의 $\{\varepsilon^*\}$ 에 대입하면 용접잔류 응력의 최확치 $\{\dot{\sigma}\}$ 를 다음과 같은 식 (2.9)을 이용하여 탄성해석으로 구할 수 있다.

$$\{\dot{\sigma}\} = [D] \{\varepsilon\} = [D] [H^*] \{\dot{\varepsilon}^*\} \quad (2.9)$$

다. Contour Method

탄성 이론에 따르면, 잔류응력을 포함하고 있는 물체의 단면은 변형이 생기며, 변형된 단면을 복원하는데 필요한 힘은 잔류 응력과 같다. 그림 2.8은 Brueckner의 중첩 원리(Brueckner, 1973)를 보여주고 있다.

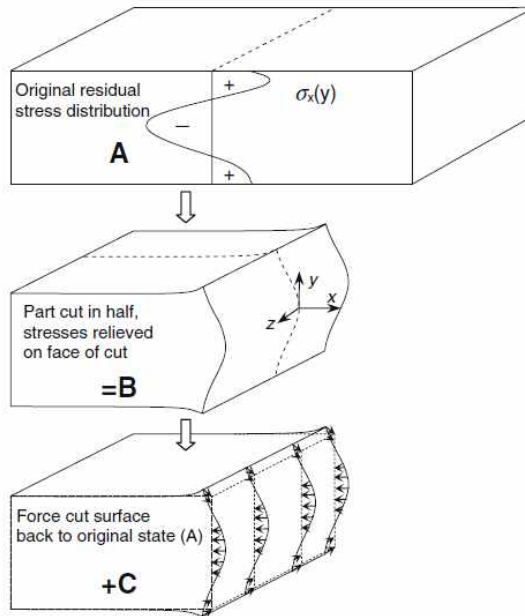


그림 2.8 Brueckner의 중첩원리

A는 초기 잔류응력을 보여주고 있다. 이를 중심($x=0$)으로 두 부분으로 자르면 잔류 응력은 절단에 의해 풀리게 된다. B는 절단된 부분으로 응력이 부분적으로 이완되어 남은 응력에 의해 표면에서 변형이 나타나게 된다. C는 응력 없는 상태로 절단 하여 생성된 변형이 원래의 평면 형태로 돌아간다. 탄성 상태로 가정한다면 B의 응력과 B에서 C로 변화되는 부분의 응력이 가장 처음 물체가 원래 가지고 있던 잔류응력이다.

$$\sigma^A(x, y, z) = \sigma^B(x, y, z) + \sigma^C(x, y, z) \quad (2.10)$$

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

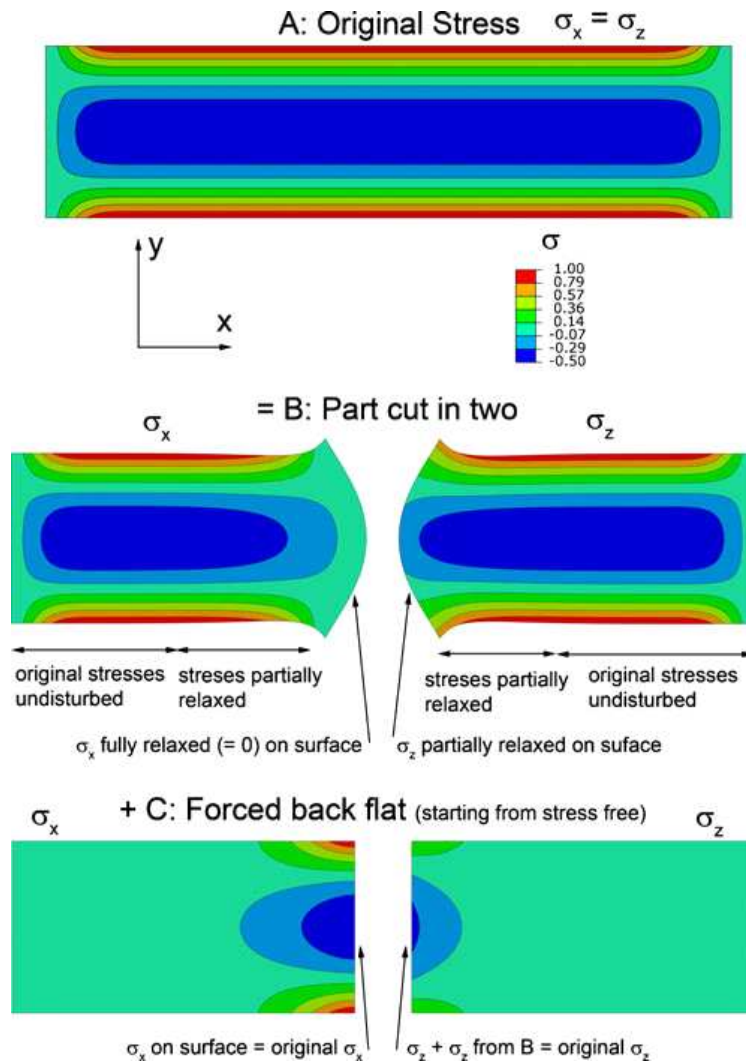


그림 2.9 2차원에서의 탄성중첩원리 (P. Pagliar 등, 2011)

그림 2.9는 유한요소해석 프로그램으로 해석한 탄성 중첩원리이다. 각각 방향에 따른 응력을 보여주기 위해 오른쪽 절반은 σ_z , 왼쪽은 σ_x 를 나타내고, 색깔은 응력의 크기이며 변형은 실제보다 크게 나타나있다(P. Pagliaro 등, 2011).

라. Deep Hole drilling Method

DHD(Deep hole drilling method)는 두께 방향 잔류응력 분포를 계산하는데 사용되는 방법으로서 물리적 응력 이완을 통해 측정하게 된다. 처음 시편에 직경 3.175mm의 구멍을 뚫어 크기를 측정 실시 한다. 다음으로 처음 구멍을 중심으로 하여 직경 10mm의 코어시편을 만들어 처음 구멍의 크기를 측정하여 그 변화량을 측정하여 잔류응력을 계산하는 방법이다. 그림 2.10 은 DHD법의 절차를 보여주고 있는 그림이다.

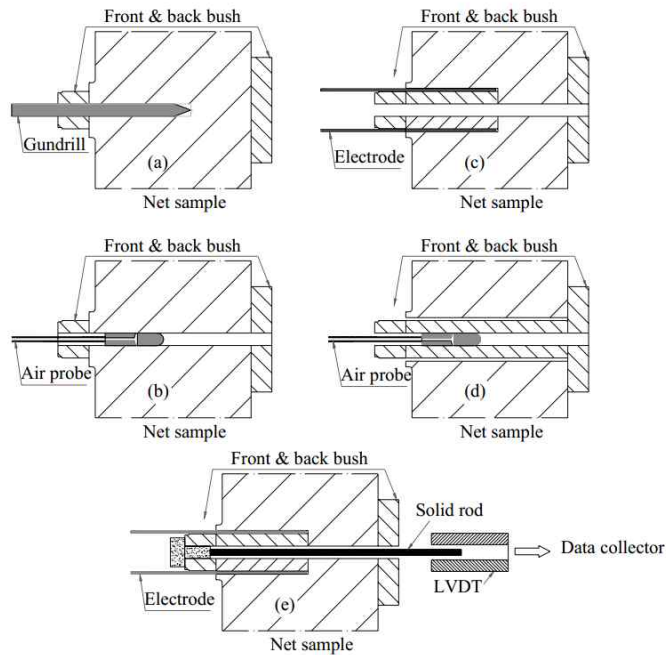


그림 2.10 Deep hole drilling technique (F.Hosseinzadeh 등, 2009)

먼저, Gundrill을 이용하여 시편의 두께 방향으로 기준 구멍을 뚫고(그림 2.10 (a)), air probe를 기준구멍에 넣어 일정간격으로 구멍의 직경을 측정한다(그림 2.10 (b)). 다음 순서로는 기준구멍을 중심으로 전기 방전 가공하여 구멍을 뚫은 후(그림 2.10 (c)), 마지막으로 기준 구멍의 지름을 처음 측정 지점과 동일한 깊이 간격으로 재 측정하여 준다.(그림 2.10 (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 한다면, 지름의 변화는 $\Delta d(\theta) = d'(\theta) - d(\theta)$ 로 나타내고 이를 이용하여 잔류응력을 계산할 수 있게 된다. 변형 $\bar{u}_{rr}(\theta)$ 과 잔류응력 ($\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{xy}$ 그리고 σ_{zz} 의 관계는 식(2.11)과 같이 나타 낼 수 있게 된다.

$$\bar{u}_{rr}(\theta) = \frac{\Delta d(\theta)}{d(\theta)} = -\frac{1}{E} \times [f(\theta)\sigma_{xx} + g(\theta)\sigma_{yy} + h(\theta)\sigma_{xy} - v\sigma_{zz}] \quad (2.11)$$

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.

$$\bar{u}_{rr}(\theta) = \frac{1}{E} M \sigma \quad (2.12)$$

식(2.12)를 축 방정식으로 나타내게면, 식(2.13)와 같게되고, 여기서 $\Delta \varepsilon_{xx}$ 는 평면 변형률이다.

$$\begin{pmatrix} \bar{u}_{rr}(\theta_1) \\ \bar{u}_{rr}(\theta_2) \\ \vdots \\ \bar{u}_{rr}(\theta_m) \\ \Delta \varepsilon_{zz} \end{pmatrix} = \frac{1}{E} \times \begin{pmatrix} f(\theta_1) & g(\theta_1) & h(\theta_1) & -v \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ f(\theta_i) & g(\theta_i) & h(\theta_i) & -v \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ f(\theta_m) & g(\theta_m) & h(\theta_m) & -v \\ -v & -v & 0 & -1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{xy} \\ \sigma_{zz} \end{pmatrix} \quad (2.13)$$

이렇게 구해진 변형을 이용 하여 잔류응력을 산정할 수 있게 된다.

$$\dot{\sigma} = -EM^* \bar{u}_{rr} \quad (2.14)$$

$$M^* = (M^T M)^{-1} M^T \quad (2.15)$$

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

2.3 열탄소성 해석 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).

$$\begin{aligned}
 & - \int_V \left[\left(\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} + \bar{X} \right) \delta u + \left(\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} + \bar{Y} \right) \delta v + \left(\frac{\partial \tau_{zx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \bar{Z} \right) \delta w \right] dV \quad (2.16) \\
 & + \int_{S^c} \left[(T_x - \bar{T}_x) \delta u + (T_y - \bar{T}_y) \delta v + (T_z - \bar{T}_z) \delta w \right] dS = 0
 \end{aligned}$$

여기서,

σ : 면에 수직인 응력

τ : 면에 평행한 응력

$\bar{X}, \bar{Y}, \bar{Z}$: 체적력 행렬

T : 온도함수

\bar{T} : 변위, 하중, 강성의 변환행렬

V : 전단력

S : 표면적

식 (2.16)은 식 (2.17)과 같이 나타낼 수 있고 가상일의 원리(principle of virtual work)이다.

$$\begin{aligned}
 & \int_V [\sigma_x \delta \epsilon_x + \sigma_y \delta \epsilon_y + \sigma_z \delta \epsilon_z + \tau_{xy} \delta \gamma_{xy} + \tau_{yz} \delta \gamma_{yz} + \tau_{zx} \delta \gamma_{zx}] dV \quad (2.17) \\
 & - \int_V (\bar{X} \delta u + \bar{Y} \delta v + \bar{Z} \delta w) dV - \int_{S^c} (\bar{T}_x \delta u + \bar{T}_y \delta v + \bar{T}_z \delta w) dS = 0
 \end{aligned}$$

식(2.7)을 정식화 하면,

$$\int_V \delta\{\varepsilon\}^T\{\sigma\}dV - \int_V \delta\{U\}^T\{\bar{F}\}dV - \int_{S'} \delta\{U\}^T\{\bar{T}\}dS = 0 \quad (2.18)$$

여기서,

$\{\sigma\}$: 응력 벡터

$\{\varepsilon\}$: 변형률-벡터

$\{U\}$: 변위 벡터

$\{\bar{F}\}$: 단위체적당 물체력 벡터

$\{\bar{T}\}$: 단위체적당 표면력 벡터

변형률-변위(strain-displacement)관계식은

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{\partial u}{\partial x}, & \varepsilon_y &= \frac{\partial v}{\partial y}, & \varepsilon_z &= \frac{\partial w}{\partial z}, \\ \gamma_{xy} &= \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}, & \gamma_{zy} &= \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}, & \gamma_{zx} &= \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \end{aligned} \quad (2.19)$$

이고 이것은 다시,

$$\{\varepsilon\} = [A]\{U\} \quad (2.20)$$

$[A]$ 는 미분 연산자를 가지고 있는 매트릭스이다.

위 식들로 응력-변형률 관계를 보면

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{1}{E}[\sigma_x - \nu(\sigma_x + \sigma_z)] + \alpha T \\ \varepsilon_y &= \frac{1}{E}[\sigma_y - \nu(\sigma_z + \sigma_x)] + \alpha T \\ \varepsilon_z &= \frac{1}{E}[\sigma_z - \nu(\sigma_x + \sigma_y)] + \alpha T \\ \gamma_{xy} &= \frac{1}{G}\tau_{xy}, & \gamma_{zy} &= \frac{1}{G}\tau_{zy}, & \gamma_{zx} &= \frac{1}{G}\tau_{zx} \end{aligned} \quad (2.21)$$

여기서,

$\{\alpha\}T = \varepsilon^t$: 열변형률, α : 순간선팽창계수, T : 온도이다.

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

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon^e\} + \{\varepsilon^t\} \quad (2.22)$$

응력과 변형률은 Hook's law로부터

$$\{\sigma\} = [D^e]\{\varepsilon^e\} \quad (2.23)$$

여기서,

$[D^e]$: 탄성 응력-변형률 매트릭스이다.

식 (2.23)에 식 (2.22)을 대입하면 아래와 같다.

$$\{\sigma\} = [D^e](\{\varepsilon\} - \{\varepsilon^t\}) \quad (2.24)$$

위 식 (2.24)의 응력-변형률 관계식을 역행렬을 이용하여 나타내면

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \\ \varepsilon_z \end{bmatrix} = [D^e]^{-1} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \\ \sigma_z \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \alpha T \\ \alpha T \\ 0 \\ \alpha T \end{bmatrix} \quad (2.25)$$

또는,

$$\{\varepsilon\} = [D^e]^{-1}\{\sigma\} - \{\varepsilon^t\} \quad (2.26)$$

식 (2.23)을 증분형으로 다시 쓰면,

$$\{d\sigma\} = [D^e] \{d\varepsilon - d\varepsilon^t\} \quad (2.27)$$

식 (2.16)은 재료의 물리적 정수의 온도 의존성을 무시할 경우 응력-변형률 관계식이 된다. 온도의 의존성을 고려 할 경우 응력 증분의 영향을 $[C]dT$ 라고 하면,

$$\{d\sigma\} = [D^e] \{d\varepsilon\} - [C]dT \quad (2.28)$$

재료가 탄성거동을 하는 경우 식 (2.22), 식 (2.23)을 이용하여 증분형으로 쓰면

$$\{d\varepsilon\} = \{d\varepsilon^e\} + \{d\varepsilon^t\} \quad (2.29)$$

$$\{d\sigma\} = [D^e] \{d\varepsilon^e\} \quad (2.30)$$

여기서,

탄성 변형률은 응력 및 온도의 함수이므로, 탄성 변형률의 증분은

$$\{d\varepsilon^e\} = \left\{ \frac{\partial \varepsilon^e}{\partial \sigma} \right\} \{d\sigma\} + \frac{\partial \{\varepsilon^e\}}{\partial T} dT \quad (2.31)$$

식 (2.27)을 식 (2.28)에 대입하여 정리하면

$$\{d\varepsilon^e\} = [D^e]^{-1} \{d\sigma\} + \frac{\partial [D^e]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} dT \quad (2.32)$$

식 (2.32)을 식 (2.29)과 식 (2.27)에 대입하여 정리하면

$$\{d\varepsilon^e\} = [D^e]^{-1} \{d\sigma\} + \frac{\partial [D^e]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} dT + \{\alpha\} dT \quad (2.33)$$

식 (2.33)을 식 (2.27)에 대입하면 탄성영역에서 응력증분에 대한 구성 방정식은 다음과 같이 구해진다.

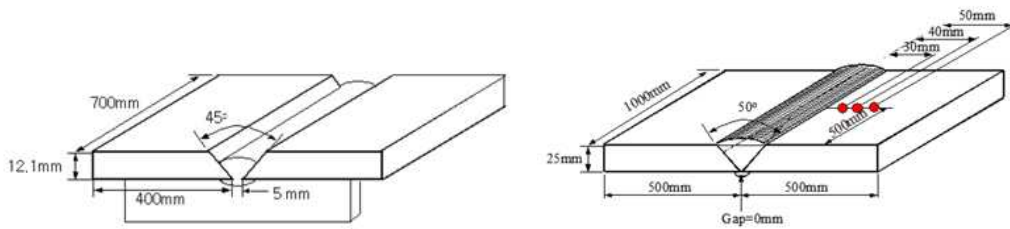
$$\begin{aligned}
 \{d\sigma\} &= [D^e]^{-1}\{d\varepsilon\} - [D^e] \left(\frac{\partial [D^e]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} + \{\alpha\} \right) dT \\
 &= [D^e]^{-1}\{d\varepsilon\} - \left([D^e] \{\alpha\} - \frac{1}{E} \frac{E - E_1}{\Delta T} \{\sigma\} \right) dT \\
 &= [D^e]^{-1}\{d\varepsilon\} - \{C\} dT
 \end{aligned} \tag{2.34}$$

제3장 연구방법 및 연구결과

이번 장은 앞에 기술된 이론들을 바탕으로 유한요소해석에 의해 횡구속이 용접잔류응력에 미치는 영향을 밝히고 구속도, 두께, 부재의 항복강도에 따른 잔류응력을 예측하는 식을 유도하였다. 이를 위해 열탄소성해석에서 하중과 같은 온도해석을 신뢰성있게 수행하기 위한 입열상태에 따른 온도해석결과와 실험결과를 비교하여, 적절한 입열상태를 선정하였다. 또한 대상구조물이 두껍기 때문에 3차원 열탄소성해석을 수행하는 것은 현실적으로 어렵기 때문에 2차원해석을 수행했다. 그때 3차원문제를 2차원해석하는 경우 해석결과의 타당성을 검토하였다.

3.1 온도해석

용접에 의한 열탄소성해석은 온도해석과 열응력해석으로 구분할 수 있다. 온도해석과 열응력해석을 동시에 실시하는 coupling해석이 대부분이다. 온도분포는 역학해석에서 하중과 같은 역할을 하기 때문에 정확한 온도해석은 열탄소성 해석시 매우 중요하다. 따라서 본 연구에서는 두개의 실험모델에 대해 용접프로세스를 다르게 하여 온도를 측정하고 이를 해석 참여자의 결과와 비교하였다.



(a) FCAW

(b) SAW

그림 3.1 해석 모델

3.1.1 대상부재

해석 및 실험에 사용한 모델은 그림 3.1와 같으며 그림 3.1(a)는 FCAW(Flux Core Arc Welding) 용접프로세스이고 그림 3.1(b)는 SAW(Submerged Arc Welding) 용접 프로세스를 사용하였다. 이 두가지 용접프로세스는 현장에 가장 보편적으로 이용되고 있는 용접프로세스이다. 그림 3.1(a) FCAW 시험체는 두께가 12.1mm이고 폭 800, 길이 700mm이다. 총 용접패스는 3pass이고 자세한 용접조건은 표 3.1에 보여주고 있다. 용접부 단면형상은 그림 3.2(a)와 같다. 그림 3.1(b)는 SAW 시험체으로서 SAW용접프로세스를 사용하였으며, 기존 SAW와 다르게 개선 홈에 supplemental cut wire를 채우고 SAW용접을 함으로서 용착량을 증가시키는 공법을 사용하였다. 대상시험편의 두께는 25mm, 폭 1000mm, 길이는 1000mm이며, 용접부 단면형상은 그림 3.2(b)와 같다. 용접패스는 single pass이고 용접조건은 표 3.2에 보여주고 있다.

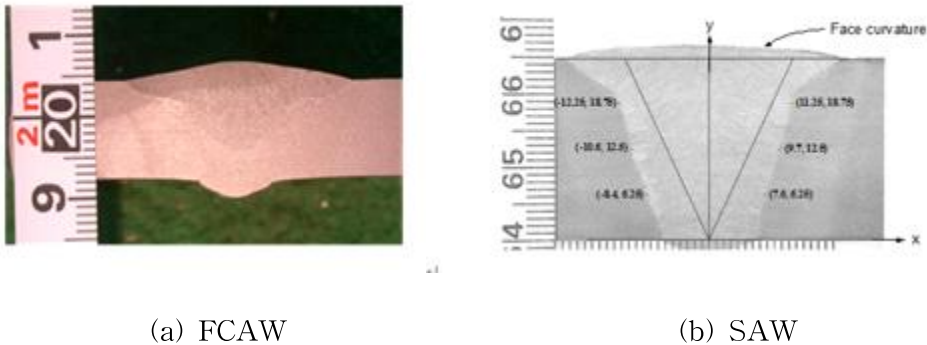


그림 3.2 용접부 단면마이크로

표 3.1 FCAW 용접조건

Pass	Process	Initial and interpass temperature (°C)	Welding Condition		
			Amperage (A)	Voltage (V)	Speed (mm/min)
1	FCAW (φ1.4mm)	27.0	240	27.5	207
2	FCAW (φ1.4mm)	27.0	300	32	300
3	SAW (φ4.8mm)	27.0	650	32	325

표 3.2 SAW 용접조건

Process	Initial and interpass temperature (°C)	Welding Condition		
		Amperage (A)	Voltage (V)	Speed (mm/min)
SAW with supplemental cut wire	10.5	1120	34.5	210

3.1.2 해석 및 실험결과 고찰

FCAW해석 모델에서 4가지 온도해석결과와 실험에 의해 측정된 결과를 비교하기 위해 그림 3.3과 같이 표면에서는 용접부 중심에서 15, 20mm 떨어진 2곳(top_15, top_20)과 하면에서는 용접부 중앙에서 10mm, 12mm 떨어진 곳(bot_10, bot_12)에서 열전대를 부착하여 측정하였다. 입열방법에 의한 입열량의 차이에 따라서 조건 A, B, C, D를 설정했다

그림 3.4는 용접패스별 측정와 해석의 최고도달온도를 보여주고 있다. 점선은 2회 측정된 값이고, 실선은 4개의 기관에 해석한 결과를 보여주고 있다. 조건 A, B, C의 해석결과는 실험결과와 유사한 결과를 보여주고 있으나 조건 D의 결과는 실험결과와 많은 차이를 보여주고 있다. 특히 첫번째와 세번째 패스에서 많은 최고도달온도의 크

기에 차이가 있는 것을 보여주고 있다. 이러한 현상의 원인을 파악하기 위해 그림 3.5에 실험체에서 측정된 HAZ와 Fusion line을 점선으로 나타내고 해석에서 측정된 최고도달온도는 실선으로 보여주고 있다. 이때 HAZ line A3변태점에 도달한 온도를 의미하고 본 연구에서는 그 온도를 730°C로 가정하였다. HAZ line은 실험값에 비교해서 모든 기관에서 더 넓게 예측하였으며, Fusion line은 조건 D가 특별히 더 넓은 영역에 걸쳐서 입열량이 들어간 것을 알 수 있다. 따라서 조건 D의 결과에서 최고도달 온도가 더 크게 나타난 것을 알 수 있다. 한편 Fusion line이 HAZ line보다 최고도달 온도에 더 큰 영향을 주는 것을 알 수 있다.

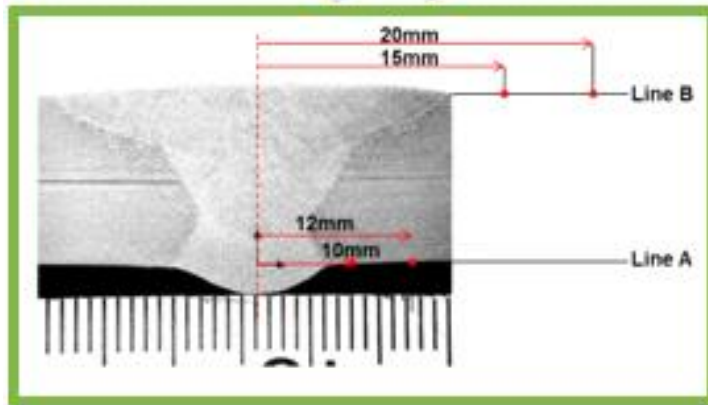
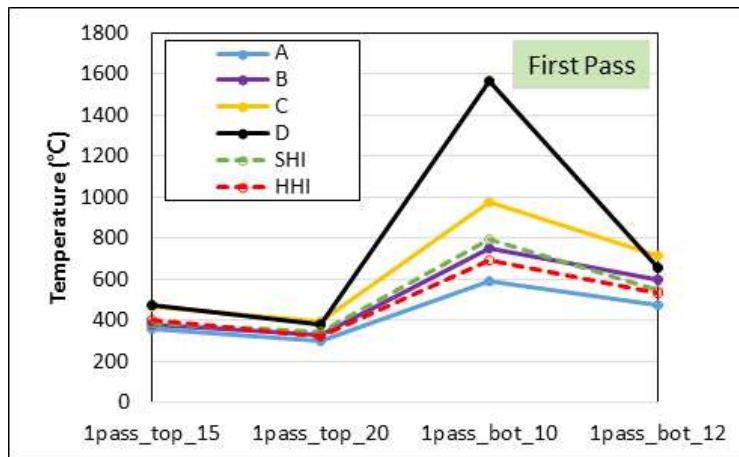
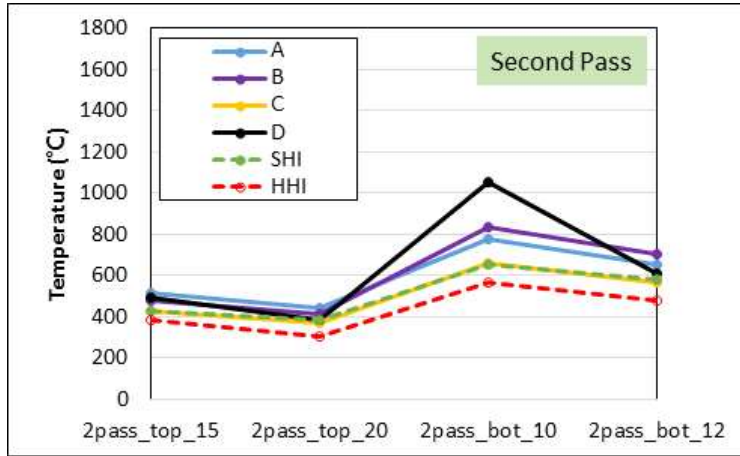


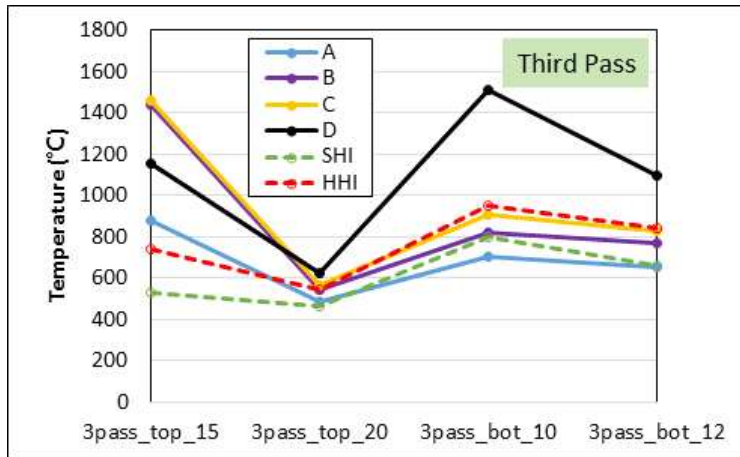
그림 3.3 FCAW 시험체의 온도측정 위치



(a) First pass

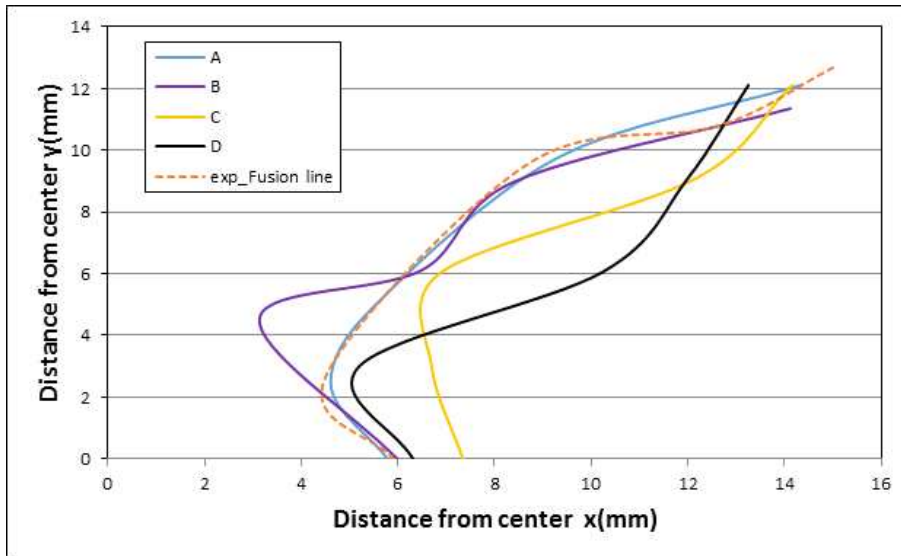


(b) Second pass

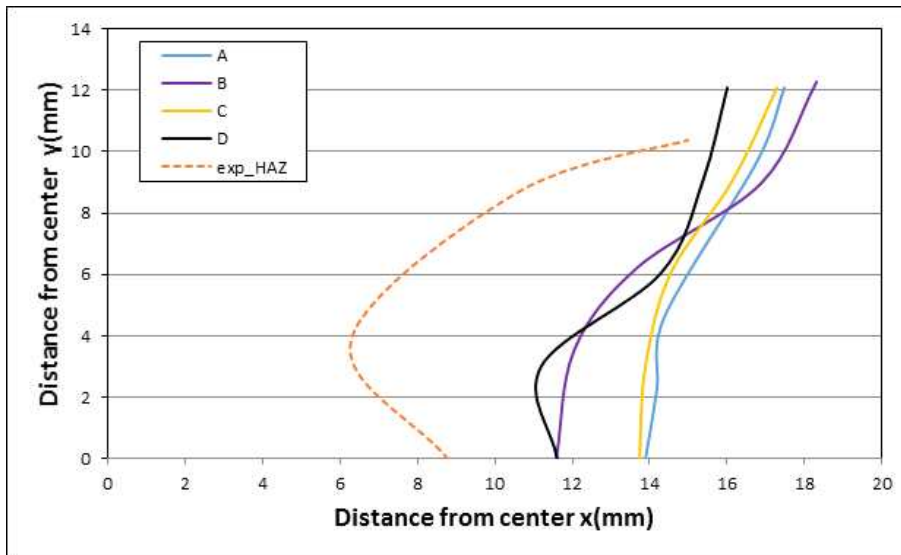


(c) Third pass

그림 3.4 시험체 FCAW에 대한 최고도달온도



(a) Fusion Line



(b) Haz Line

그림 3.5 FCAW시험체 Fusion Line과 Haz Line 비교

SAW 해석 모델에서 참가한 기관의 온도해석결과와 그림 3.6과 같이 표면에서 용접부 중심에서 30, 40, 50mm 떨어진 3곳(top_30, top_40, top_50)에 열전대를 부착하여 온도이력을 측정하였다.

그림 3.7은 2회 측정한 결과와 4조건에서 해석의 최고도달온도를 보여주고 있다. 점선은 2회 측정한 온도이고, 실선은 4개의 조건으로 열전도 해석한 결과를 보여주고 있다. 전체적인 해석결과는 측정결과와 매우 유사한 것을 알 수 있다. 단, 조건 A의 해석결과가 실험 및 다른 해석 결과가 약간의 차이를 보여주고 있다. 그 차이는 FCAW 시험체의 차이와 비교하면 매우 적다. 그 원인을 분석하기 위해 실험과 해석의 HAZ line과 Fusion line를 그림 3.8에서 비교해 보았다. 그 결과 Fusion line은 거의 비슷하였으나 조건 A의 HAZ line이 표면에서 급격히 넓어진 것을 확인하였다. 그 결과 조건 A의 최고 온도가 표면에서 더 높게 나타난 것을 알 수 있었다.

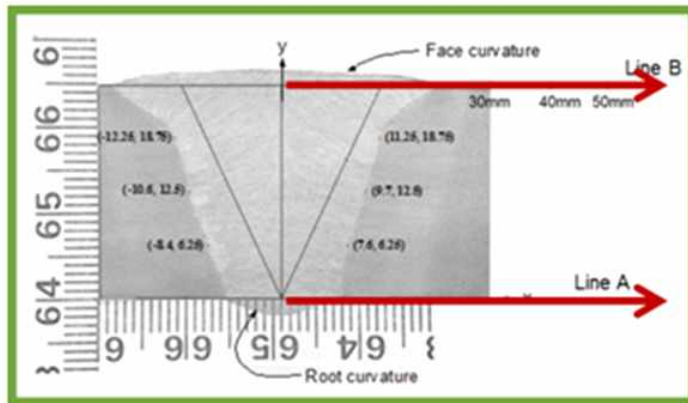


그림 3.6 SAW 시험체의 온도측정 위치

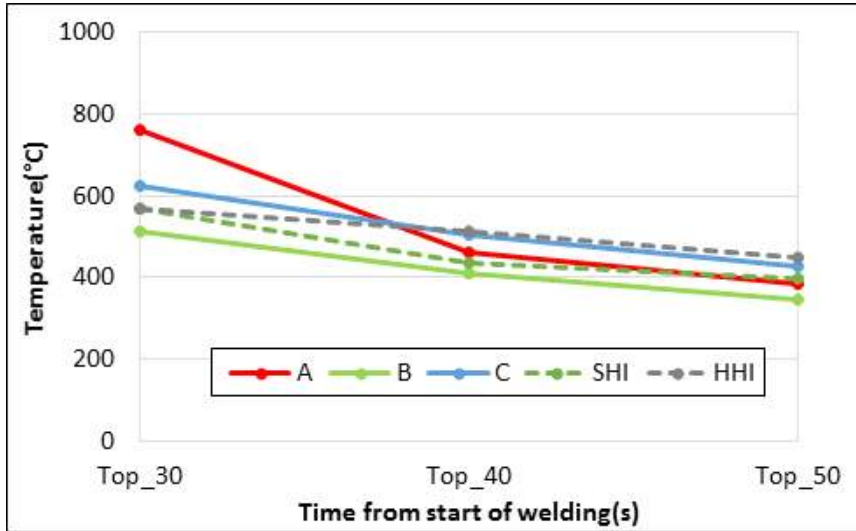
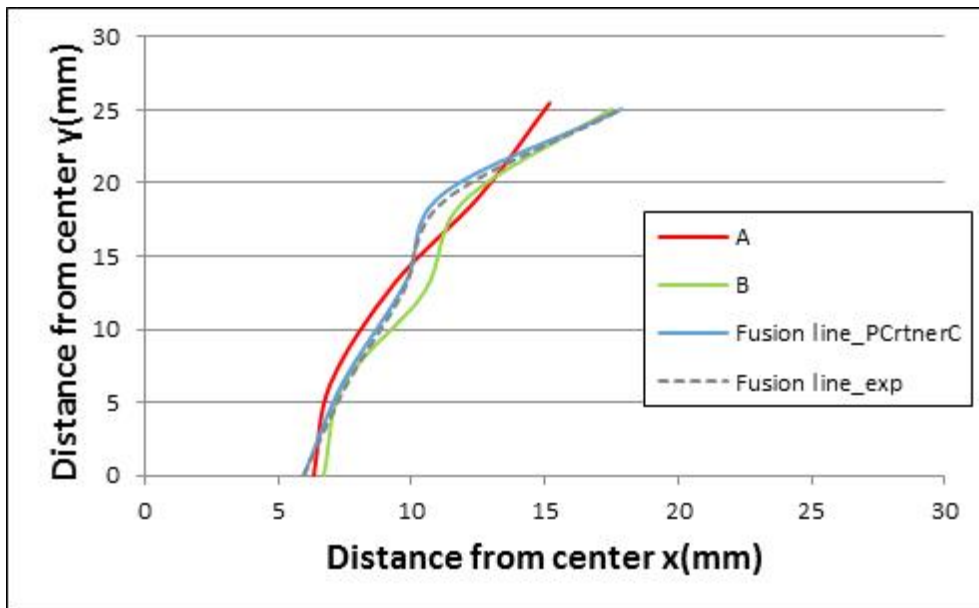
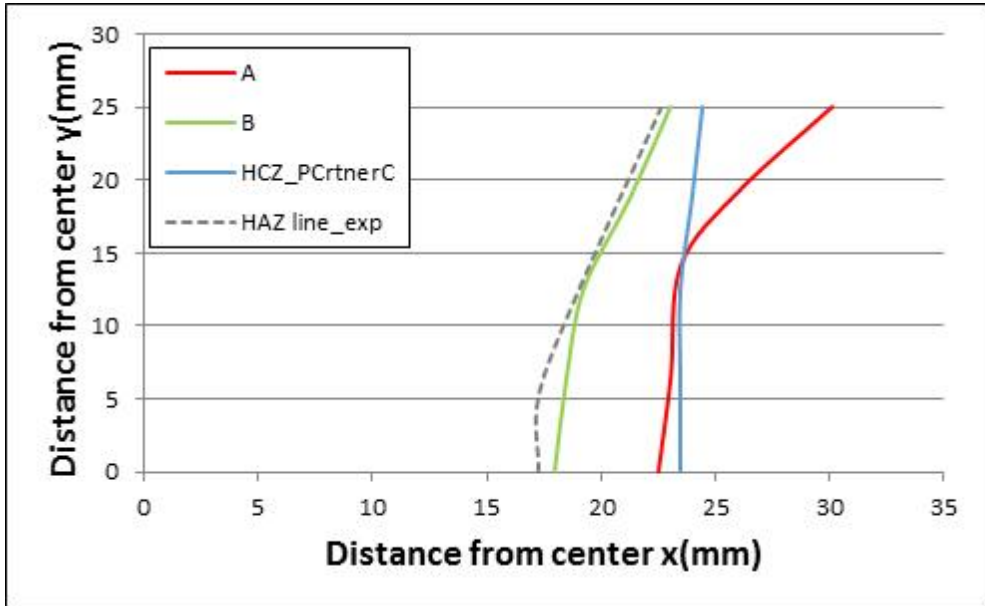


그림 3.7 시험체 SAW에 대한 최고도달온도



(a) Fusion Line



(b) Haz Line

그림 3.8 SAW시험체 Fusion Line과 Haz Line 비교

이상의 결과로부터 정확한 온도해석 실시를 위해서는 실험과 해석에 의해 구한 HAZ line과 Fusion line이 일치하는지를 확인 할 필요가 있다. 특히 온도해석의 정확도에는 Fusion line이 HAZ line보다 더 큰 영향을 주는 것을 알 수 있다.

3.2 2차원 해석의 신뢰성

용접 부재의 두께가 70mm이고, FCA용접 프로세스로 용접하는 경우 약 62번의 용접을 해야 한다. 그리고 용접길이를 고려한다면 최근 컴퓨터의 용량증가와 계산속도가 향상되었지만 3차원 열탄소성해석을 실시하는 것은 현실적으로 불가능하다. 따라서 본 연구에서는 2차원 열탄소성해석방법으로 구속이 잔류응력에 미치는 영향을 검토하였다. 그러나 이를 위해서는 3차원 열탄소성해석시 길이방향의 구속효과를 적절히 고려할 수 있는 2차원해석방법에 대한 신뢰성을 확인할 필요가 있다. 2차원과 3차원 열탄소성해석에 대한 신뢰성은 중성자 회절법에 의해 측정된 잔류응력과 비교하여 분석하였다.

3.2.1 해석모델

그림 3.9는 실험과 해석에 사용한 단면마크로를 보여주고 있다. 사용된 강재는 항복응력이 500MPa인 EH40급 강재를 사용하였으며 물성치는 표 3.3에 보여주고 있다. 사용한 용접프로세스는 FCA 용접이고, 사용한 용접조건 및 용접와이어는 표 3.4와 같고, 총 용접패스는 60pass 이다. 그림 3.10은 해석에 사용한 2D와 3D에 모델로서, 두께가 70mm이고 길이가 300mm, 폭은 300mm이다. 그림 3.11은 열탄소성해석에 사용한 기계적성질의 온도의존성을 보여주고 있다. 그림 3.12는 2차원해석시 사용한 simple support와 contact support를 보여주고 있다. Contact support는 3차원해석시 길이방향의 변형에 대한 구속을 고려하기 위한 경계조건으로, 부재가 용접 중 아랫방향으로 변형이 발생하는 것을 방지하기 위한 contact 경계조건을 설정하였다. 3차원 해석모델의 경계조건은 강체변형이 발생하지 않도록 단순 지지조건이 되도록 설정하였다.

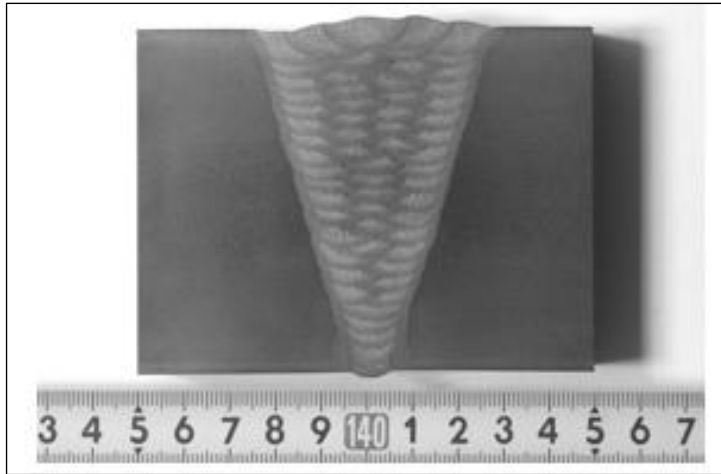


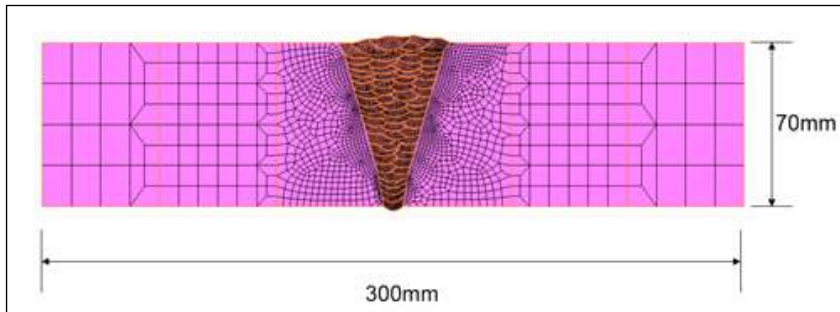
그림 3.9 두께 70mm 부재의 용접부 단면마크로

표 3.3 두께 70mm 부재의 기계적성질

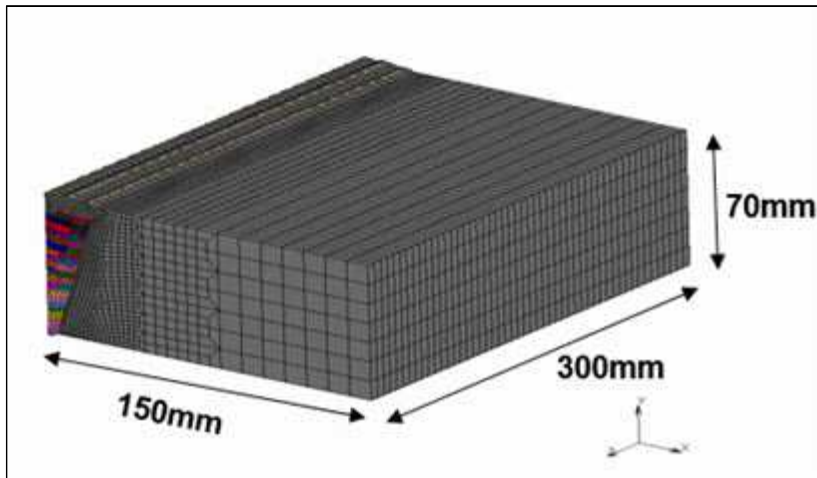
Items	Base materials	Welding consumable
	EH40 TMCP	SF-36E
Yield Strength (MPa)	500	570
Tensile Strength (MPa)	604	610
Young's Modulus (GPa)	206	206
EL (%)	21	29
Poission's Ratio	(0.28)	(0.28)
Heat input (kJ/mm)	-	

표 3.4 두께 70mm 부재의 용접조건

Steel	Welding Process	Heat Input	Consumables	Shield Gas	Current	Voltage	Speed	Pass /Layer
EH40	FCAW	15~17 kJ/cm	ST-36EINSSWJ	100% CO ₂	255A	32V	30CPM	60/21



(a) 2차원 해석모델



(b) 3차원 해석모델

그림 3.10 두께 70mm 부재의 해석모델

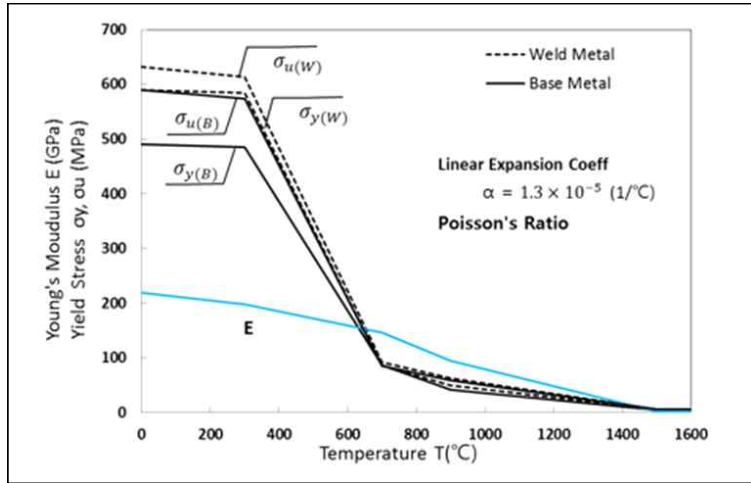
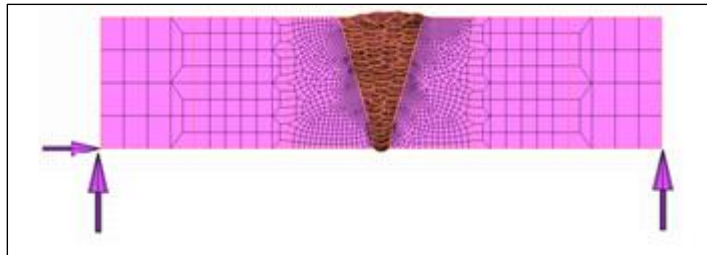
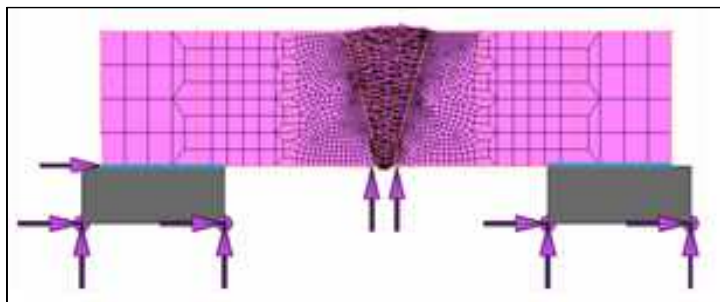


그림 3.11 두께 70mm 부재의 기계적성질의 온도의존성



(a) 단순조건



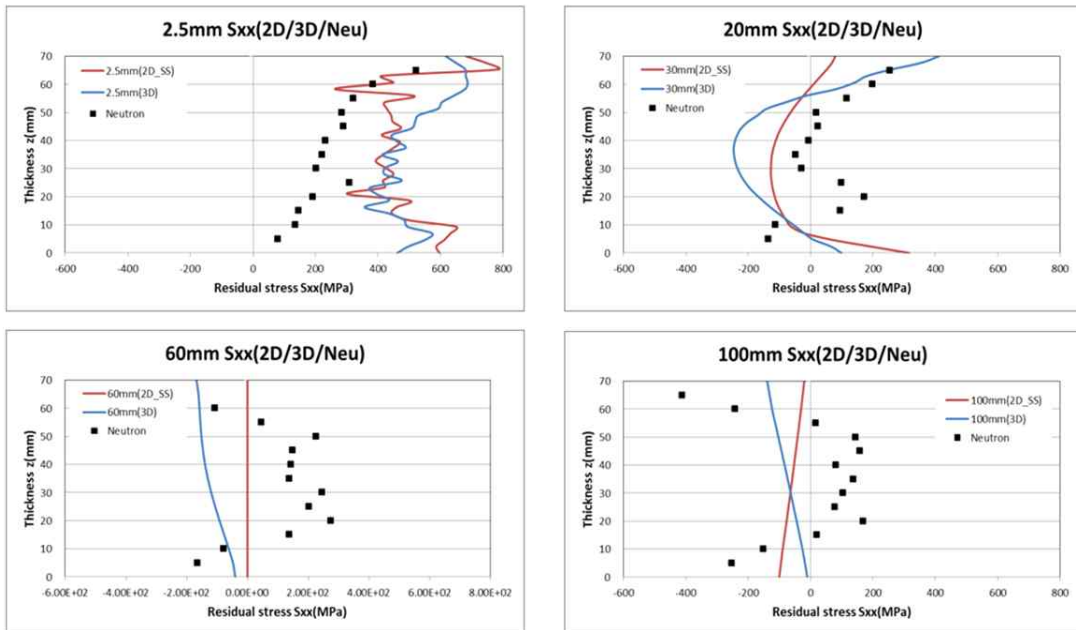
(b) Contact조건

그림 3.12 두께 70mm 부재의 2차원해석의 경계조건

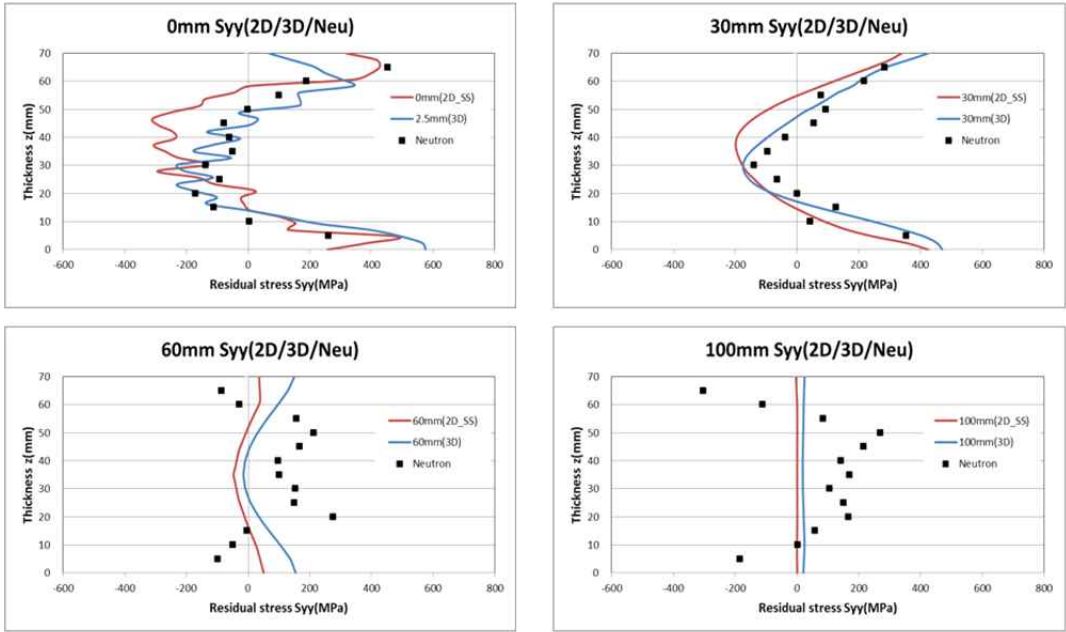
3.2.2 열탄소성해석 결과 및 고찰

그림 3.13은 용접부 중심에서 2.5mm, 30mm, 60mm, 100mm 떨어진 곳을 Neutron법에 의해 내부 잔류응력을 측정하고, 그 결과를 해석결과(2D, 3D)와 비교하여 보여주고 있다. 그림 3.13 (a)는 용접선 방향의 잔류응력이고, (b)는 용접선 직각방향의 잔류응력을 보여주고 있다.

2차원과 3차원 해석결과는 매우 잘 일치하고 있는 것을 알 수 있다. 따라서 3차원 해석 결과 대신 2차원해석결과를 사용할 수 있는 것을 확인하였다. 실험과 해석결과에 의하면 용접선 근방인 2.5mm와 30mm인 경우 용접선 방향에서는 조금 차이를 보여주고 있으나 용접선 직각방향의 잔류응력을 매우 잘 일치하였다. 또한 용접부로부터 60mm, 100mm 떨어진 위치의 잔류응력은 실험값과 해석이 매우 큰 차이가 있는 것을 알 수 있다. 그것은 실험에서는 강제제조시 발생한 초기잔류를 측정되었고, 해석시에는 초기잔류응력을 고려하지 않았기 때문이다. 초기 잔류응력은 용접부로부터 떨어진 곳에서 용접 잔류응력에 영향을 주기 때문에 본 연구에서는 초기잔류응력을 고려하지 않았다.



(a) 길이방향 잔류응력



(b) 폭방향 잔류응력

그림 3.13 두께 70mm 부재의 잔류응력비교

3.3 구속도가 용접 잔류응력에 미치는 영향

3.3.1 구속도계산

구속도는 내적구속과 외적구속으로 나누어지는데 내적구속은 입열량, 재료의 상변태 등에 영향을 받고, 외적구속으로는 구조물의 형상, 크기, 용접순서 등에 의해 영향을 받는다. 본 연구에서는 용접부가 외적구속의 영향을 받아 용접잔류응력에 미치는 영향에 대해 연구를 진행하였다. 이러한 구속에 대한 연구는 용접변형의 변형을 예측하는데 먼저 적용되었다. 외적구속은 구조물의 형상에 의해 크게 구별되는데 파이프구조물인 경우 구조물 자체의 직경과 두께에 의해 결정되지만, 평판 구조물인 경우 매우 복잡한 구속조건을 가지므로 구속과 잔류응력과의 관계를 나타내는 것은 쉽지 않다.

본 연구에서 의미하는 구속이란 “용접선 직각방향으로 1mm 강제변위를 발생시킬 때 발생하는 용접부 응력”을 의미하며, 단위는 MPa/mm이다. 구속도의 크기는 Watanabe(1985)에 의하면 DWT 10,000 ton Cargo ship 제작시 block 간 용접부 구속도를 측정 한 결과 최대 100MPa/mm 측정되었고, 신은주(1990)에 의하면 22,000TEU의 deck top에서 측정 한 구속도는 100 ~ 200MPa/mm 으로 계산하였다. 이러한 결과를 바탕으로 본 연구에서는 구속도의 크기를 최대 300MPa/mm이내로 결정하였다.

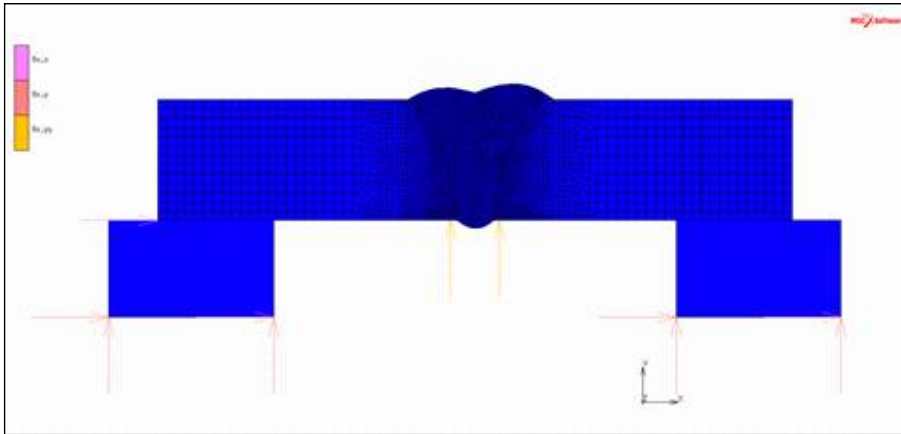
3.3.2 구속도해석 모델

구속도와 잔류응력과의 관계를 구명하기 위해 표 3.5와 같이 해석조건을 설정하였다. 해석모델의 두께는 25mm, 50mm, 70mm이고, 강재의 강도의 항복강도는 330, 405, 590MPa, 구속도의 크기는 0, 100, 200, 300 MPa/mm로 설정하였다. 여기서 구속도 0은 구속이 없는 상태를 의미한다.

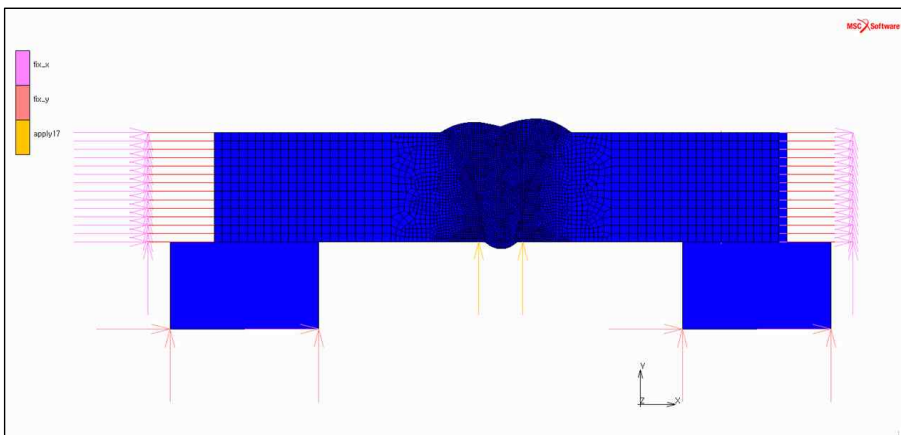
그림 3.14는 두께 25mm인 부재의 모델을 보여주고 있다. 그림 3.14(a)는 구속이 없는 자유상태의 모델이고, 그림 3.14(b)는 부재의 측면에 spring element를 만들고 stiffness로 구속도의 크기를 조절한 모델이다. 이 spring element는 횡방향 수축에 대해서만 강성을 가진다. 그리고 열탄소성해석시 경계조건을 위해 아래에 강제모델을 만들고 용접시 변형이 아래방향으로 발생하지 않도록 했다.

표 3.5 구속해석조건

Thickness (mm)	Yield Stress (MPa)	Degree of Constraint (MPa/mm)
25	330	0, 100, 200, 300
	405	
	590	
50	330	
	405	
	590	
70	330	
	405	
	590	
Total analysis case is 27EA		

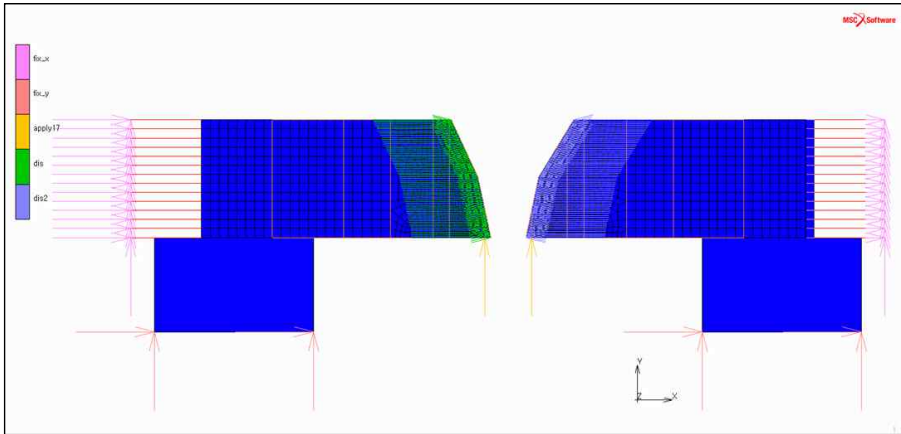


(a) 구속이 없는 조건 $K_s=0$ MPa/mm

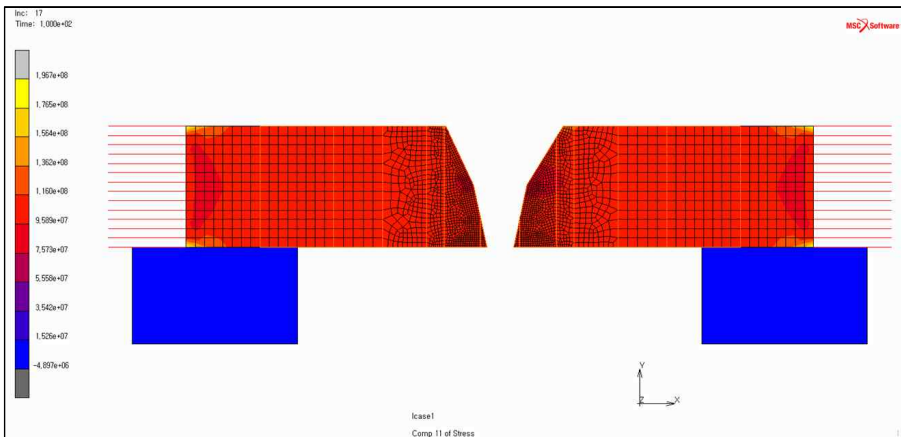


(b) 구속조건 spring stiffness $K_s=100, 200, 300$ MPa/mm

그림 3.14 자유 모델 및 횡구속 모델



(a) 용접부에 강제변위 1mm



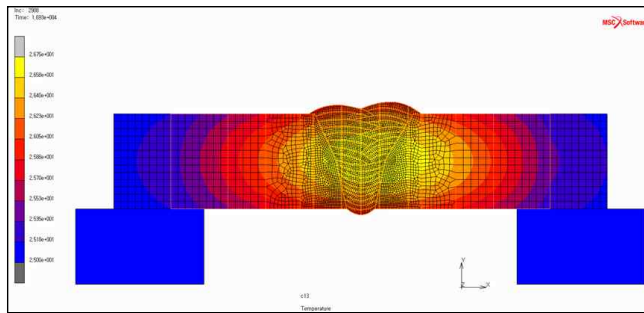
(b) 강제변위 1mm일 때 구속응력

그림 3.15 강제변위와 구속응력

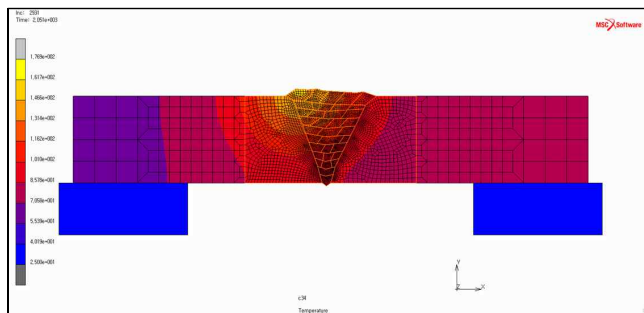
그림 3.15는 구속도 계산과정을 보여주고 있다. 그림 3.15(a)는 용접선방향의 직각으로 강제변위 1mm를 발생시키는 것을 보여주고 있으면, 그림 3.15(b)는 그 때의 응력분포이다. 여기서 구속도는 이때 발생하는 응력을 의미한다. 구속응력은 구조물의 형상 및 용접프로세스에 의해 변하는 구속도를 spring element의 stiffness를 이용하여 구현하였다.

3.3.3 온도분포해석과 잔류응력 결과

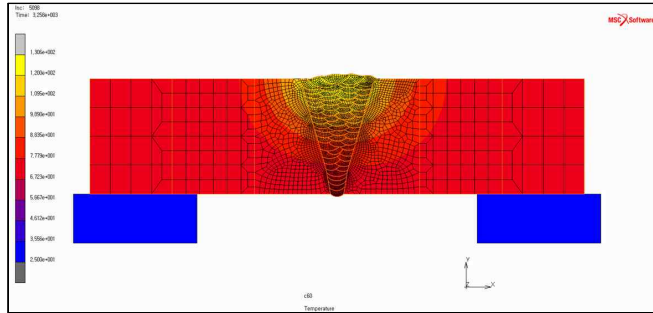
그림 3.16은 두께별 마지막 패스용접시 온도분포를 보여주고 있다. 온도해석시 물성치는 온도의존성을 고려하였다. 그림 3.17은 구속이 없는 상태의 잔류응력을 두께별로 보여주고 있다. 여기서 x방향은 용접선 직각방향이고, z 방향은 용접선 방향이다. 전체적인 잔류응력의 크기는 용접선방향이 크게 나타나는 것을 알 수 있다.



(a) 25t에서 온도분포

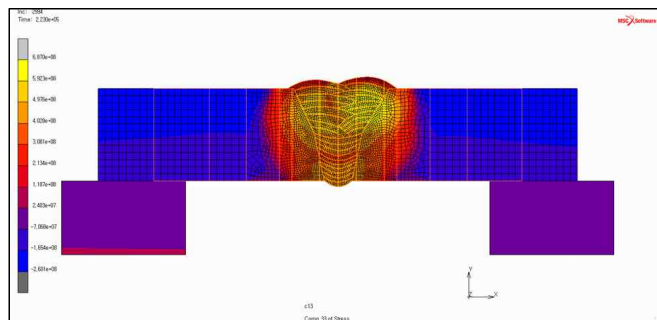
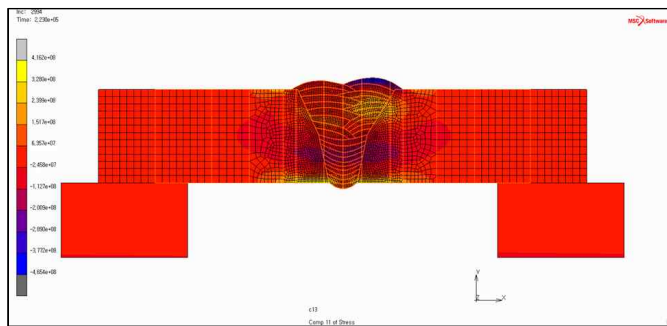


(b) 50t에서 온도분포

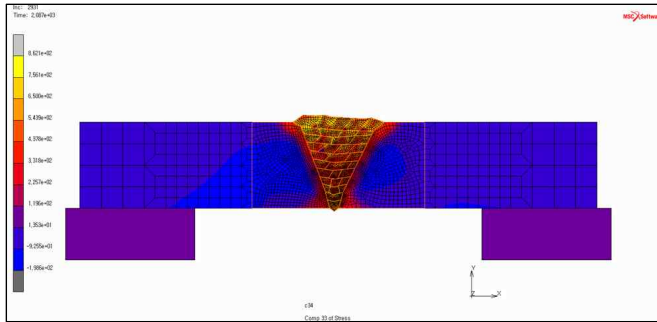
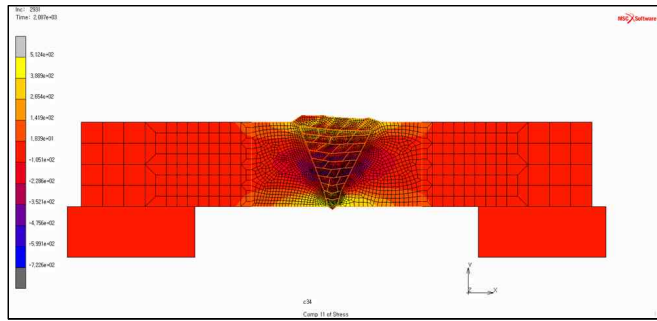


(c) 70t에서 온도분포

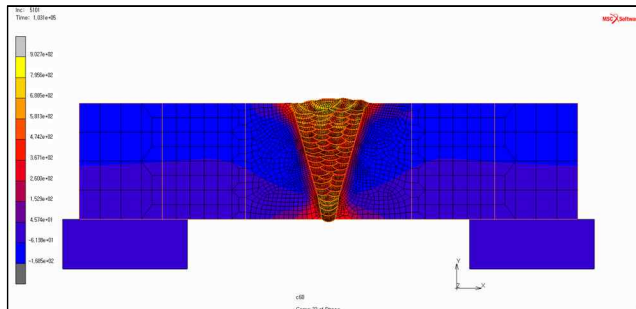
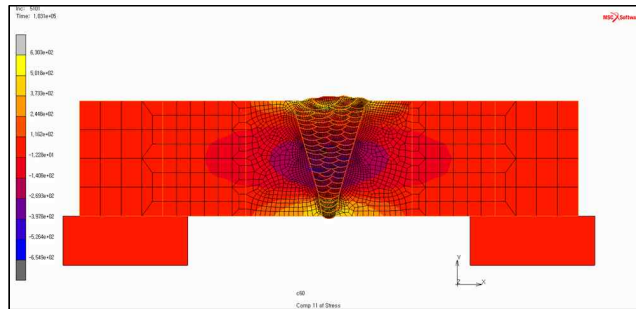
그림 3.16 구속해석모델의 온도해석 결과



(a) 두께 25mm

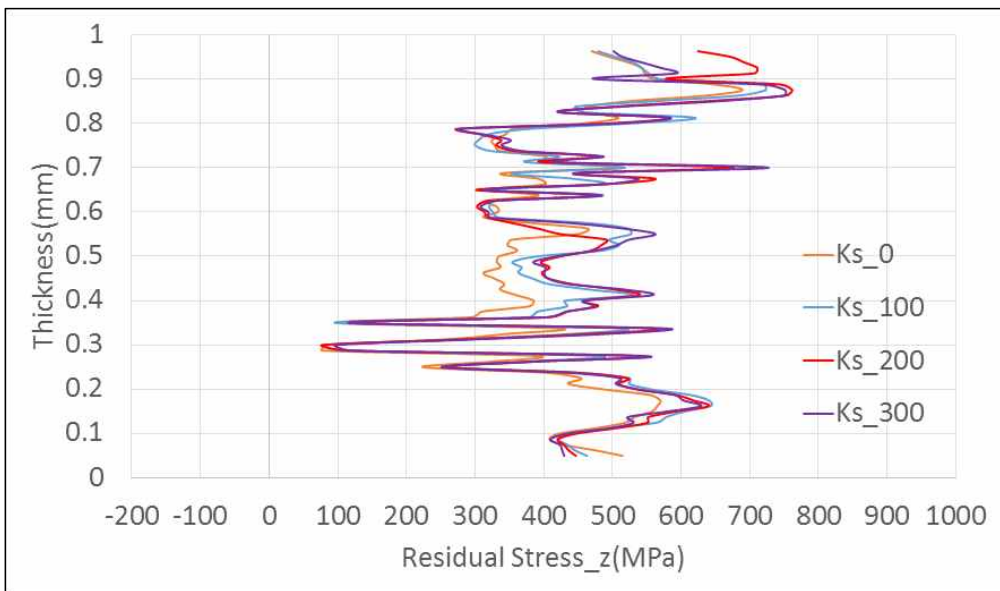
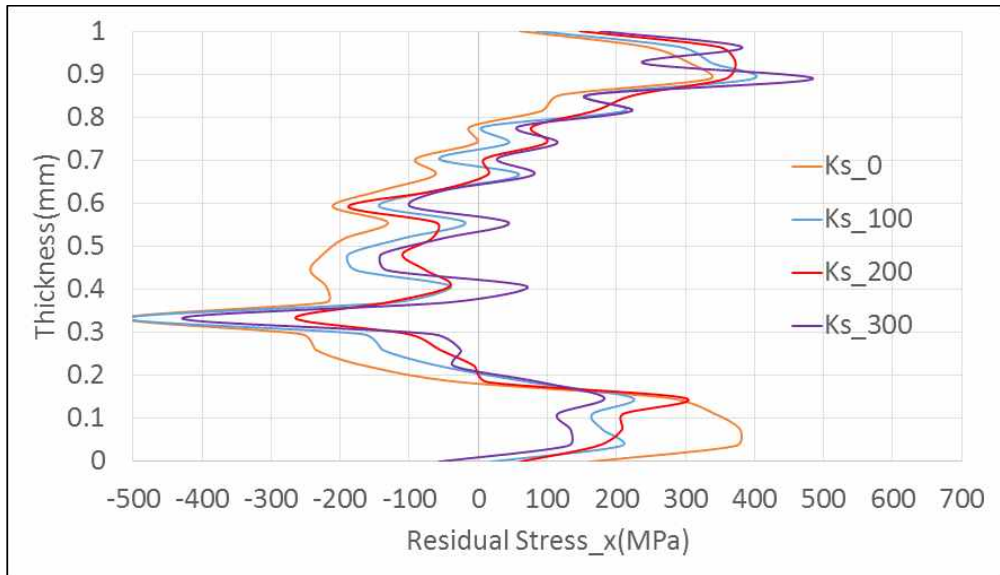


(b) 두께 50mm

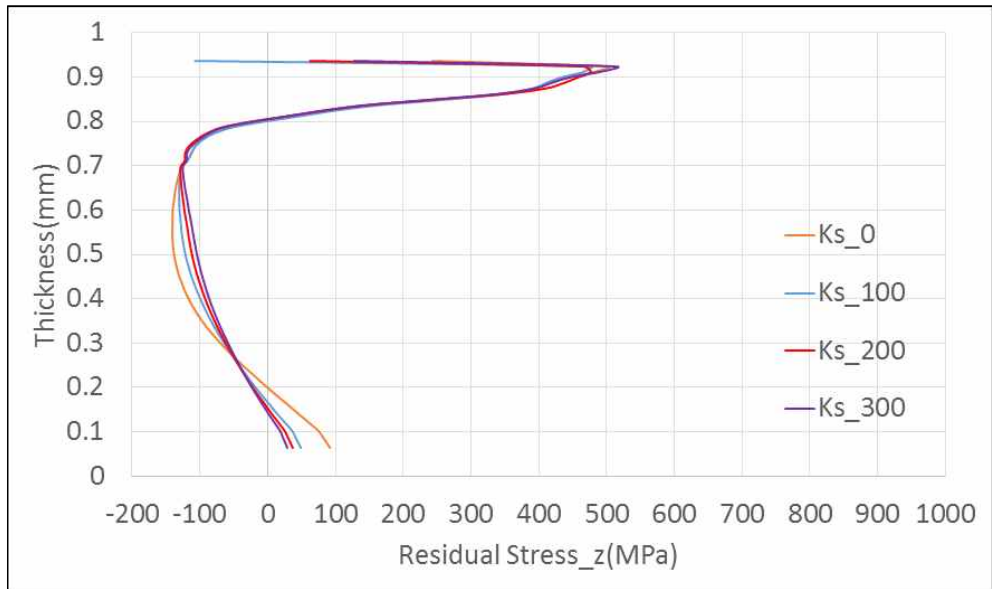
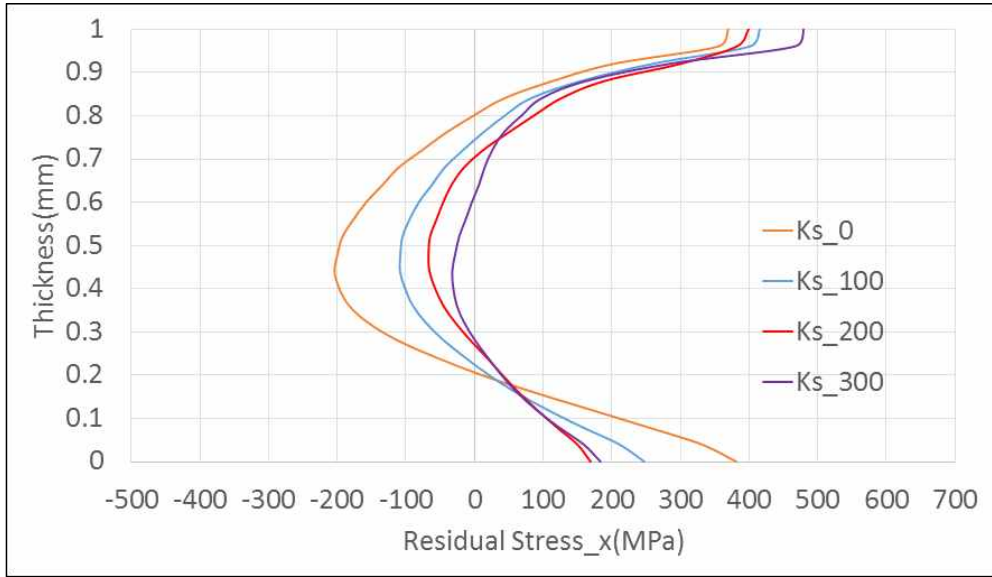


(c) 두께 70mm

그림 3.17 구속이 없는 경우의 잔류응력분포



(a) 용접 중앙부



(b) 용접 토우부

그림 3.18 횡구속에 따른 잔류응력, Thick 70mm, 항복응력 330MPa

그림 3.18은 대표적으로 두께 70mm에 대해 항복응력이 330MPa인 모델에 대해 구속도를 변경하여 해석한 결과로 부터 용접부 center와 toe부의 잔류응력을 보여주고 있다. 구속도의 변화에 따른 용접선방향의 잔류응력(σ_z)은 거의 변화가 없고, 용접직 직각방향의 잔류응력(σ_x)은 구속도의 영향을 받는 것을 알 수 있다. 이것은 용접선방향의 구속은 자체 강성으로 충분히 구속을 하고 있기 때문에 영향을 받지 않는다. 그러나 용접선 직각방향은 구속이 없는 경우는 횡방향 수축과 팽창이 비교적 자유롭게 이동한다. 그러나 모델과 같이 측면에 spring 요소를 통한 구속을 제어하는 경우 구속에 의해 수축과 팽창이 자유롭지 못하고 그 구속은 잔류응력에 영향을 준다. 특히 구속이 용접부 초층부터 2/3지점까지 영향을 많이 주고, 용접 최종층으로 갈 수록 영향이 작다. 이와 같이 초층부가 구속을 영향을 받는 것은 용접 전 용접부의 구속이 전혀 없는 상태에서 용착금속이 증가할 수록 구속을 이 증가하기 때문이다. 한편 상부는 용접이 아래서 부터 용착되어 용착된 용접부가 점점 증가하여 자체강성도 함께 증가하여 구속의 영향을 적게 받기 때문이다.

보다 구체적으로는 용접선 직각방향의 잔류응력을 기술하면, 용접부 center에서는 초층의 인장응력이 구속이 증가하면서 차츰 압축잔류응력으로 변화되는 것을 알 수 있다. 반면 두께 중앙부에 발생한 압축응력이 구속도가 증가할 수록 인장방향으로 증가하는 것을 알 수 있다. 결국 구속이 커지면서 잔류응력은 두께표면과 두께중앙에서 인장방향으로 이동하였다. 용접선 직각방향의 toe의 잔류응력은 초층부에 구속이 없는 경우 380MPa 정도 발생하나 구속이 증가함에 따라 점점 작아져 180MPa정도 까지 감소한다. 두께 중앙부의 잔류응력은 용접center부의 잔류응력과 같이 압축잔류응력에서 인장측으로 이동하였다. 이러한 현상은 부재의 두께나 항복강도의 크기에 관계없이 비슷하게 나타났다.

3.3.4 예측식 및 고찰

다양한 구속도와 항복응력, 부재 두께로 열탄소성해석을 실시해 얻은 구속도와 잔류응력 사이의 관계를 데이터 분석 프로그램인 R을 이용한 다중 선형 회귀법으로 분석하였다. 구속도, 부재두께 및 항복응력에 따른 잔류응력을 예측하는 수식을 도출하였다.

기본 수식은 식 (3.1)과 같으며, 주요변수는 직각방향의 잔류응력(σ_R), 항복응력 (σ_Y), 평균잔류응력 (σ_{MR}), 구속도(K_s), 아랫면으로 부터 두께방향의 위치(Z), 부재의 두께(B)이다.

$$\frac{\sigma_R}{\sigma_Y} = b_0 + b_1 \left(\frac{Z}{B}\right)^1 + b_2 \left(\frac{Z}{B}\right)^2 + b_3 \left(\frac{Z}{B}\right)^3 + b_4 \left(\frac{Z}{B}\right)^4 + b_5 \left(\frac{Z}{B}\right)^5 \quad (3.1)$$

$$b_0 \sim b_5 = c_0 + c_1(\sigma_Y) + c_2(K_s) + c_3(\sigma_{MR}) + c_4(B)$$

여기서,

σ_R : Transverse residual stress [MPa]

σ_Y : Yield stress [MPa]

σ_{MR} : Means residual stress [MPa]

K_s : Constraint [MPa/mm]

Z : Location in the thickness direction of welds [mm]

B : Thickness of weld [mm]

$c_0 \sim c_4$: Model Coefficient

```

Coefficients:
              Estimate Std. Error t value Pr(>|t|)
(Intercept)  1.057e+00  1.981e-01   5.336 4.63e-06 ***
x            5.191e-02  6.450e-03   8.049 9.83e-10 ***
x2          -1.137e-04  5.502e-05  -2.067  0.0456 *
---
Signif. codes:  0 '***' 0.001 '**' 0.01 '*' 0.05 '.' 0.1 ' ' 1

Residual standard error: 0.4587 on 38 degrees of freedom
(4 observations deleted due to missingness)
Multiple R-squared:  0.8807,    Adjusted R-squared:  0.8744
F-statistic: 140.3 on 2 and 38 DF,  p-value: < 2.2e-16
  
```

(a) 센터부에서 σ_{MR} 다중 선형 회귀분석 결과

```

Coefficients:
              Estimate Std. Error t value Pr(>|t|)
(Intercept)  2.530e+00  1.174e-01  21.553 < 2e-16 ***
x            2.043e-02  4.202e-03   4.863 1.74e-05 ***
x2           5.757e-05  3.840e-05   1.499  0.141
---
Signif. codes:  0 '***' 0.001 '**' 0.01 '*' 0.05 '.' 0.1 ' ' 1

Residual standard error: 0.3395 on 41 degrees of freedom
Multiple R-squared:  0.8764,    Adjusted R-squared:  0.8704
F-statistic: 145.4 on 2 and 41 DF,  p-value: < 2.2e-16
  
```

(b) 토우부에서 σ_{MR} 다중 선형 회귀분석 결과

그림 3.19 R프로그램에서 σ_{MR} 의 다중회귀분석법

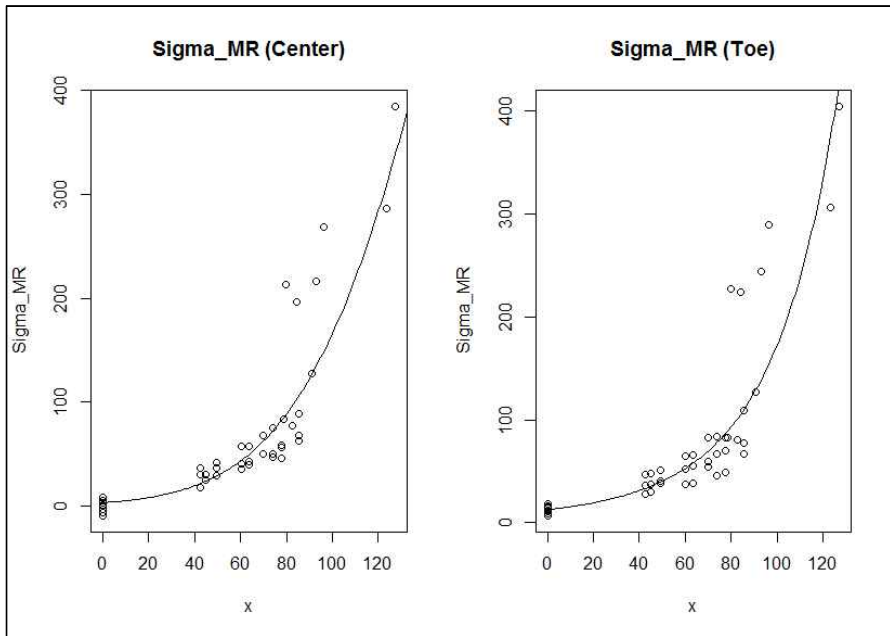


그림 3.20 σ_{MR} 예측 모형 시각화

그림 3.19는 두께 B, 항복응력 σ_y , 구속도 K_s 사이의 관계를 통해 다중회귀분석으로 σ_{MR} 예측식을 계산한 결과이다. 그림 3.19(a)는 센터부의 σ_{MR} 분석결과이다. Adjusted R-squared는 0.8744이고, p-value는 $2.2e-16(<0.05)$ 이므로 도출된 회귀식이 통계적으로 유의미한 것으로 나타났다. 그림 3.19(b)에서 토우부의 σ_{MR} 분석결과 또한 마찬가지로 Adjusted R-squared는 0.8704, p-value는 $2.2e-16(<0.05)$ 로 분석되어 통계적으로 유의미함을 알 수 있다. 그림 3.20은 σ_{MR} 예측모형을 시각화한 그래프로 분석된 σ_{MR} 과 회귀식을 보여주고 있다.

	[,1]	[,2]	[,3]	[,4]	[,5]
[1,]	15.25909	-0.0323392	-0.07330392	0.1330345	0.381561
[2,]	-175.56376	0.3576466	0.77347343	-1.3322489	-3.824645
[3,]	687.09303	-1.4242446	-2.81497862	4.8726301	13.832883
[4,]	-1204.46432	2.6119061	4.79907497	-8.4013831	-24.205380
[5,]	983.09248	-2.2515900	-3.91339196	6.9094893	20.622320
[6,]	-306.34096	0.7392465	1.23151556	-2.1840279	-6.791633

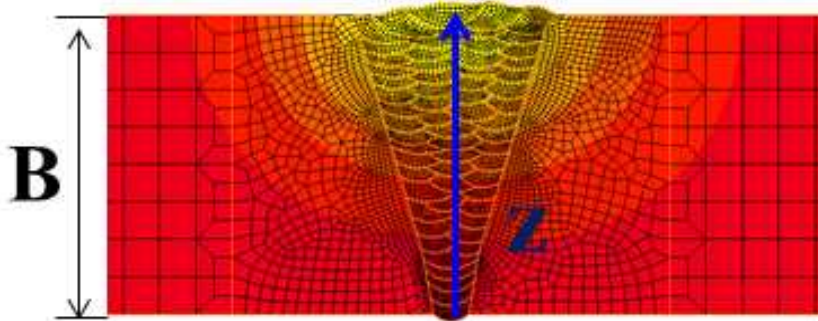
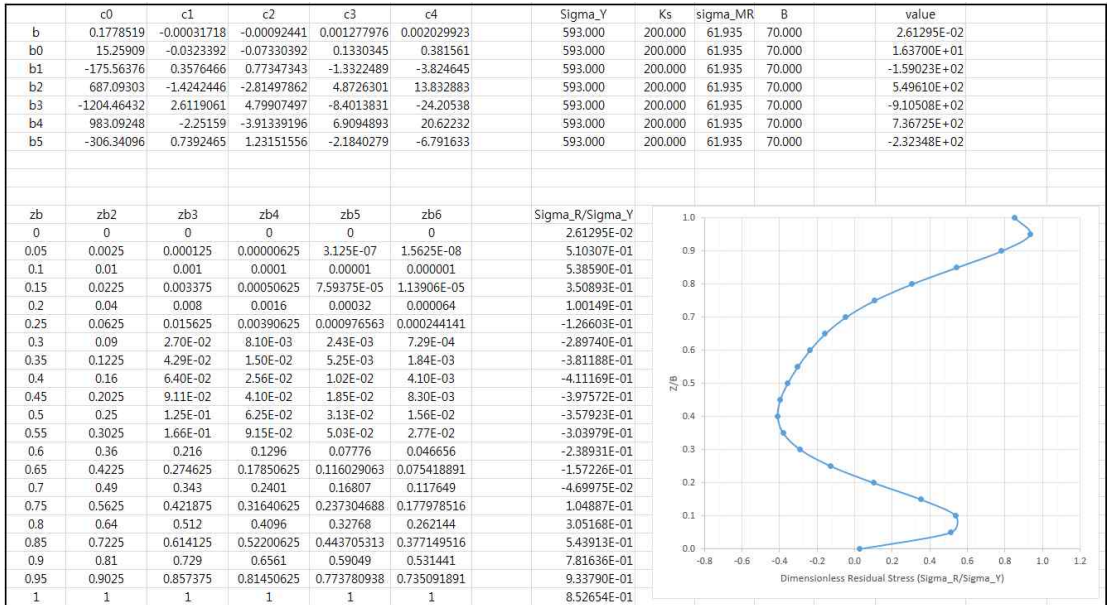
(a) 센터부에서 $c_0 \sim c_4$

	[,1]	[,2]	[,3]	[,4]	[,5]
[1,]	-2.508881	-0.01027662	-0.0284115	0.0538055	0.1559947
[2,]	-12.596637	0.09788657	0.2916580	-0.5004373	-1.2986652
[3,]	83.264647	-0.35851009	-0.9896770	1.7326892	4.1720315
[4,]	-160.800144	0.61854964	1.6071552	-2.8913084	-6.7590076
[5,]	147.069969	-0.51293404	-1.2767581	2.3396485	5.2780257
[6,]	-55.812866	0.16517342	0.3972966	-0.7354648	-1.5175365

(b) 토우부에서 $c_0 \sim c_4$

그림 3.21 모델 함수로부터 반환된 모델 계수

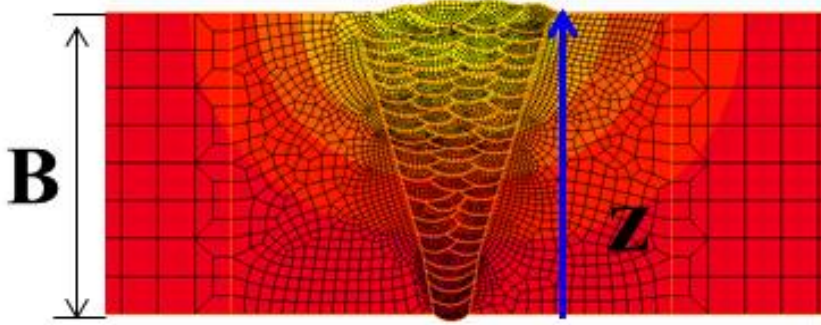
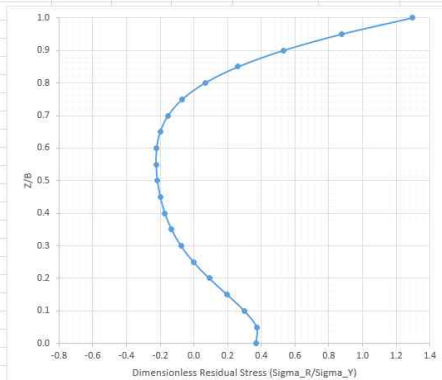
식 (3.1)에서 각각의 인수들의 상관관계를 분석하여 그림 3.21과 같은 $c_0 \sim c_4$ 계수값을 얻었고 이를 통해 $b_0 \sim b_5$ 의 값을 계산 할 수 있었다. 그림 3.22는 회귀분석을 통한 예측식을 보여주고 있으며, 그림 3.22 (a)는 용접센터, 그림 3.22 (b)는 toe부의 잔류응력을 구하는 예측식이다. 이 식은 구하고자하는 부재의 두께, 위치(용접center, toe), 부재의 항복강도, 구속도의 크기를 입력하면 원하는 잔류응력을 예측할 수 있다.



Weld Center

(a) 용접부 중앙부

	c0	c1	c2	c3	c4	Sigma_Y	Ks	sigma_MR	B	value
b	0.7015644	-0.00073053	-0.00178284	0.00293443	0.003628591	593.000	200.000	69.141	70.000	3.68685E-01
b0	-9.1121727	0.006200978	0.011801811	-0.01238285	0.074149035	593.000	200.000	69.141	70.000	1.25964E+00
b1	35.0513403	-0.02101238	0.001487101	-0.02283598	-0.70808384	593.000	200.000	69.141	70.000	-2.82563E+01
b2	-71.0193763	0.026484374	-0.05010458	0.18621743	2.259730593	593.000	200.000	69.141	70.000	1.05721E+02
b3	87.6833197	-0.00150652	0.09391871	-0.40062487	-3.67913482	593.000	200.000	69.141	70.000	-1.79665E+02
b4	-47.4948718	-0.02742436	-0.091188	0.38942033	2.866456954	593.000	200.000	69.141	70.000	1.45443E+02
b5	3.2287528	0.017843218	0.037739783	-0.14365891	-0.7857346	593.000	200.000	69.141	70.000	-4.35764E+01
b	4.08811E-01									
zb	zb2	zb3	zb4	zb5	zb6	Sigma_R/Sigma_Y				
0	0	0	0	0	0	3.68685E-01				
0.05	0.0025	0.000125	0.00000625	3.125E-07	1.5625E-08	3.73163E-01				
0.1	0.01	0.001	0.0001	0.00001	0.000001	3.01251E-01				
0.15	0.0225	0.003375	0.00050625	7.59375E-05	1.13906E-05	1.98265E-01				
0.2	0.04	0.008	0.0016	0.00032	0.000064	9.24179E-02				
0.25	0.0625	0.015625	0.00390625	0.000976563	0.000244141	-9.53134E-04				
0.3	0.09	2.70E-02	8.10E-03	2.43E-03	7.29E-04	-7.56476E-02				
0.35	0.1225	4.29E-02	1.50E-02	5.25E-03	1.84E-03	-1.31354E-01				
0.4	0.16	6.40E-02	2.56E-02	1.02E-02	4.10E-03	-1.70891E-01				
0.45	0.2025	9.11E-02	4.10E-02	1.85E-02	8.30E-03	-1.97942E-01				
0.5	0.25	1.25E-01	6.25E-02	3.13E-02	1.56E-02	-2.15275E-01				
0.55	0.3025	1.66E-01	9.15E-02	5.03E-02	2.77E-02	-2.23457E-01				
0.6	0.36	0.216	0.1296	0.07776	0.046656	-2.20059E-01				
0.65	0.4225	0.274625	0.17850625	0.116029063	0.075418891	-1.99345E-01				
0.7	0.49	0.343	0.2401	0.16807	0.117649	-1.52458E-01				
0.75	0.5625	0.421875	0.31640625	0.237304688	0.177978516	-6.80958E-02				
0.8	0.64	0.512	0.4096	0.32768	0.262144	6.63299E-02				
0.85	0.7225	0.614125	0.52200625	0.443705313	0.377149516	2.63035E-01				
0.9	0.81	0.729	0.6561	0.59049	0.531441	5.31719E-01				
0.95	0.9025	0.857375	0.81450625	0.773780938	0.735091891	8.76933E-01				
1	1	1	1	1	1	1.29495E+00				

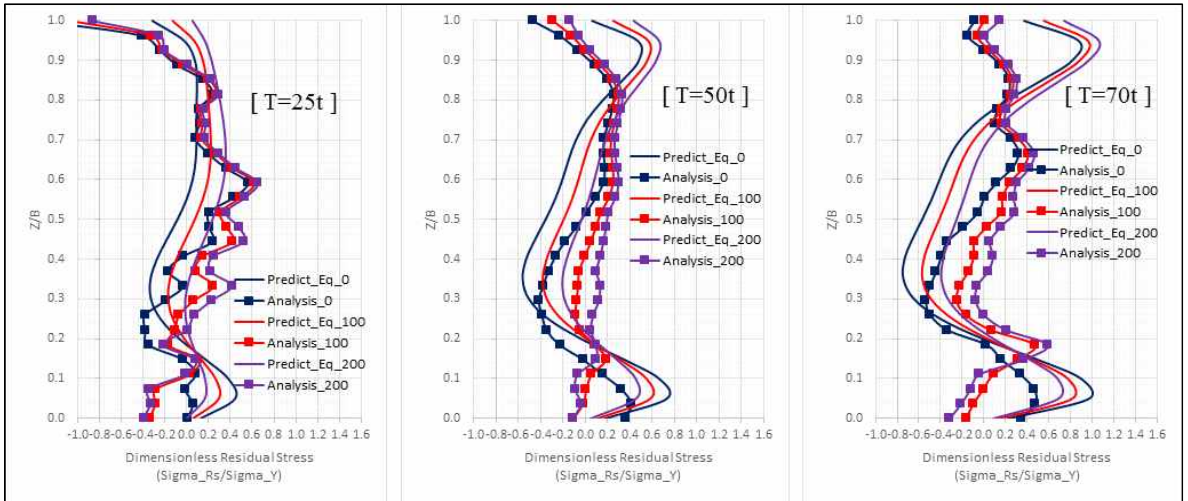


Weld Toe

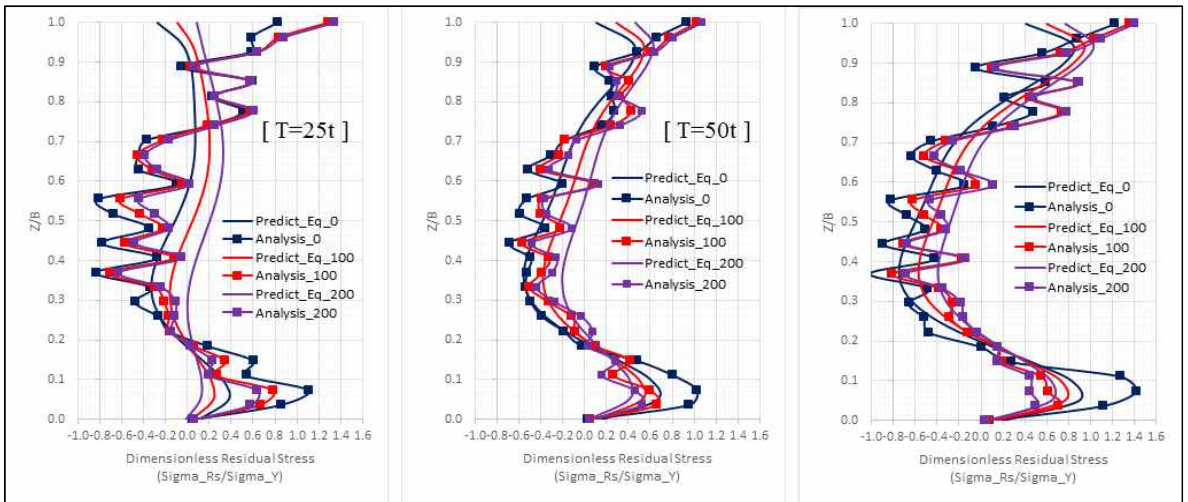
(b) 용접 토우부

그림 3.22 황구속에 따른 잔류응력 예측 결과

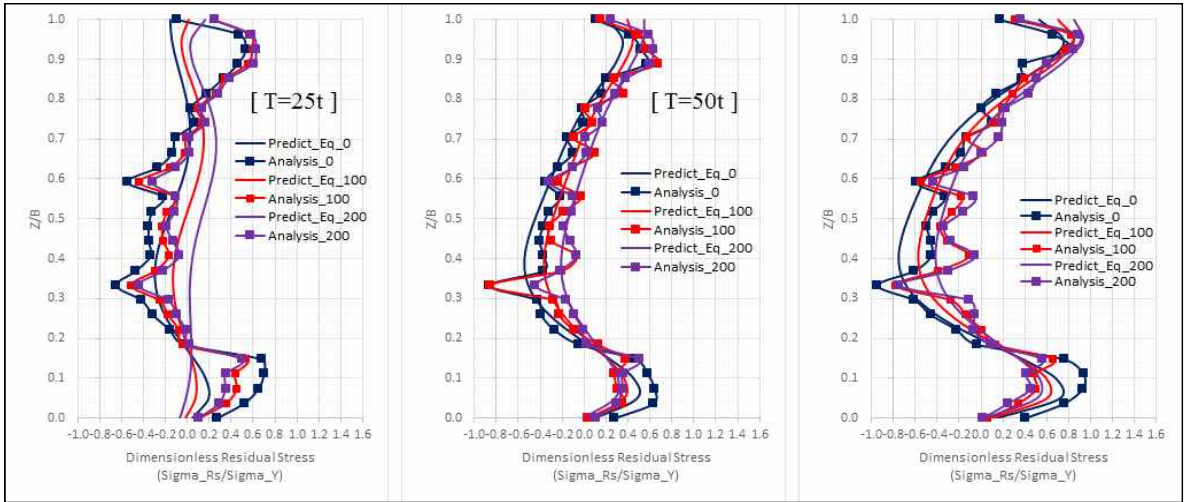
그림 3.23은 용접부센터, 그림 3.24은 용접도우부에서 항복응력의 크기와 구속도에 따른 예측 잔류응력을 열탄소성해석결과와 비교하여 보여주고 있다. 전체적으로 예측한 잔류응력과 열탄소성해석결과가 잘 일치하는 것을 알 수 있다. 이러한 결과로부터 예측식은 구속도에 따른 잔류응력값을 잘 예측하는 것을 알 수 있다.



(a) 항복응력, 330MPa

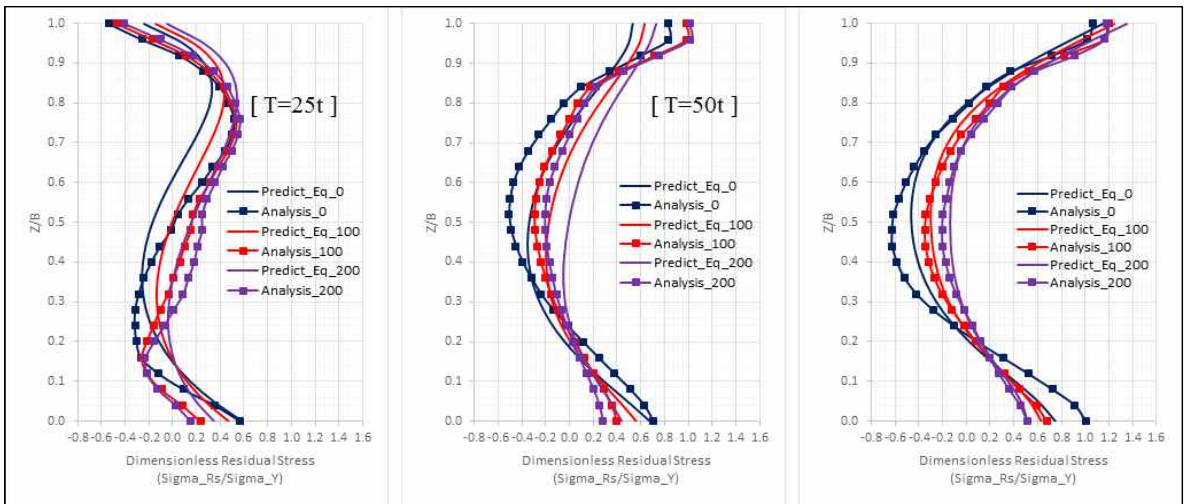


(b) 항복응력, 405MPa

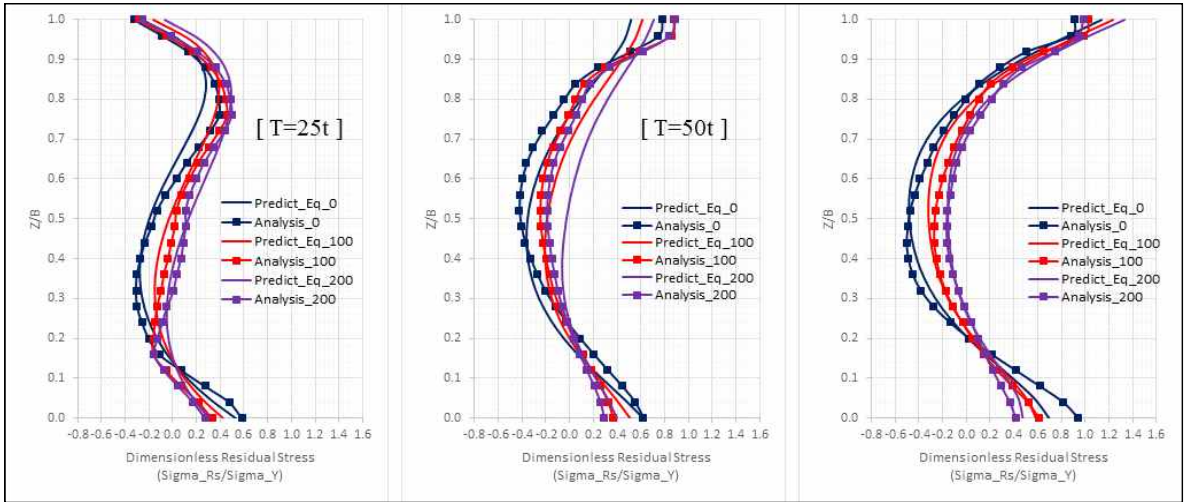


(c) 항복응력, 590MPa

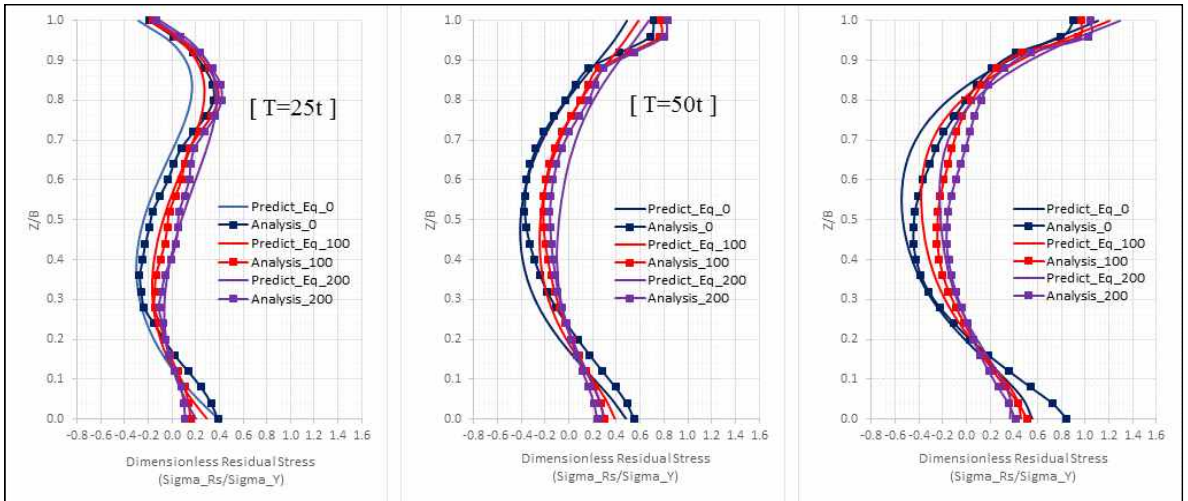
그림 3.23 용접중앙부에서 열탄소성결과와 예측결과 비교



(a) 항복응력, 330MPa



(b) 항복응력, 405MPa



(c) 항복응력, 590MPa

그림 3.24 용접토우부에서 열탄소성결과와 예측결과 비교

그림 3.25는 부재두께 70mm, 항복응력 500MPa에 대해 구속도의 변화에 따른 용접잔류 응력의 분포를 보여주고 있다. 초층부는 구속이 증가하면서 압축방향으로 응력이 변화하고, 두께중앙부와 표면에서는 인장방향으로 이동한다. 이동량은 두께 중앙부에서 크게 변화하고 초층부와 표면에서는 변화량이 작게 발생한다. 구속이 300MPa/mm인 경우 거의 모든 영역에서 인장응력이 발생하지만, BS7910에서 제시한 부재의 항복응력보다는 매우 작은 값으로 나타났다.

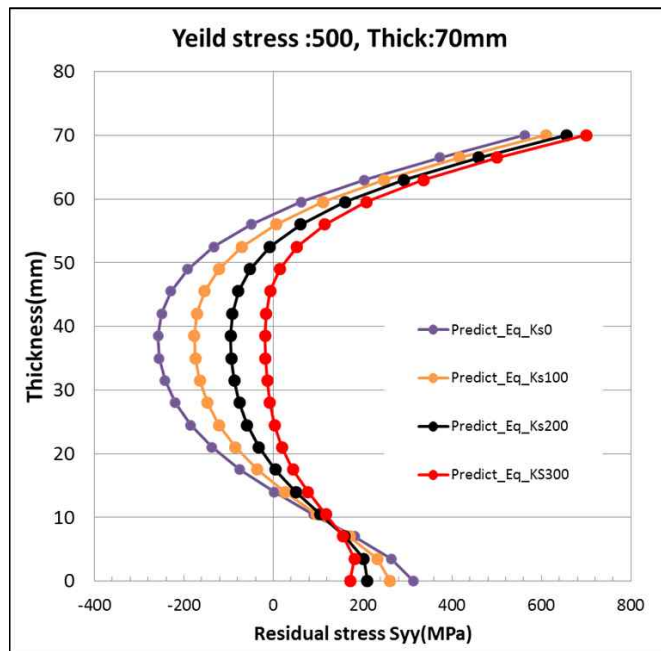


그림 3.25 두께 70mm, 항복응력 500MPa에서 구속영향

그림 3.26은 BS7910에서 제시한 구속이 없을 때의 값과 부재의 항복응력, 중성자회절법에 의한 측정값, 열탄소성해석값을 비교하여 보여주고 있다. 먼저 구속이 없는 경우 측정값, 해석값 그리고 BS7910에서 제시한 값은 두께 중앙부에서 표면으로 가면서 차이가 발생하나 초층부에서는 매우 잘 일치하였다. 해석값에서는 구속이 300MPa/mm로 증가하면서 초층부를 제외하고 두께 중앙부에서 200MPa, 표면에서는 100MPa 정도 인장측으로 이동하였다. 그러나 전체적으로 항복응력보다는 매우 작은 값을 보여주고 있다. 따라서 기존 BS7910에서 제시한 구속시 항복응력값을 사용하는 매우 보수적이라고 판단된다.

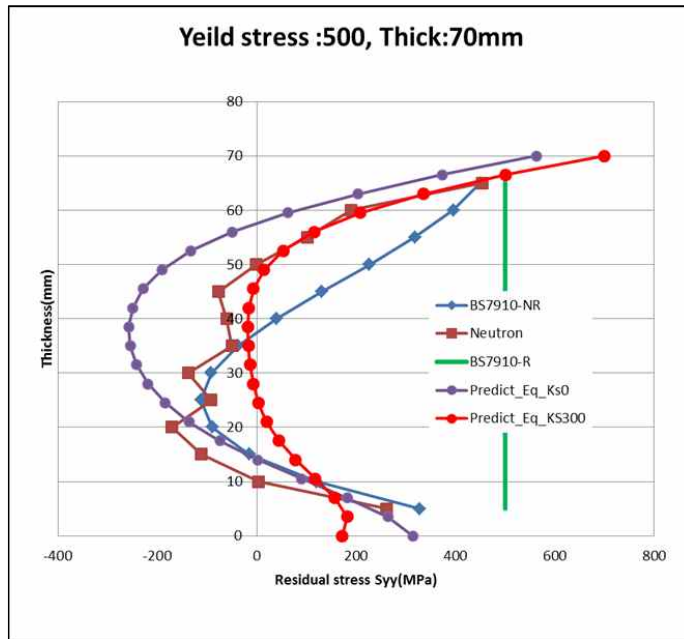


그림 3.26 예측결과, BS7910 그리고 측정결과 비교(두께 70mm, 항복응력 500MPa)

제4장 결 론

구속도의 크기가 용접잔류응력에 미치는 영향을 분석하고 잔류응력을 예측식을 도출하였다. 이를 위해, 열탄소성해석 기법을 정립하고 열탄소성해석과 회귀분석법을 수행하였다. 도출한 잔류응력 예측식은 열탄소성해석결과와 비교하여 다음과 같은 결론을 도출할 수 있었다.

- 1) 구속도의 크기에 따른 잔류응력 예측식을 범용적으로 사용하기 위해 구속도, 잔류응력, 두께를 변화시켜 열탄소성해석을 실시하고 그 결과를 R 프로그램의 회귀분석법을 통해 유도하였다. 유도된 예측식은 용접부 센터와 용접 토우에서 두께방향의 잔류응력을 예측할 수 있다.
- 2) 예측식에 의한 잔류응력은 열탄소성해석의 결과와 잘 일치하는 것을 확인하였다. 구속도가 증가할수록 잔류응력은 초층부에서는 압축방향으로, 두께 중앙부와 최종층부에서는 인장방향으로 이동하였다. 그 이동량의 크기는 두께 중앙부에서 더 크게 나타났다.
- 3) 예측식, 중성자회절법, 그리고 BS7910에서 제시한 잔류응력을 비교한 결과, 구속이 없는 경우는 3개의 잔류응력은 비슷하게 나타났다. 그러나 구속시 BS7910에서 제시 부재의 항복응력은 구속도 300MPa/mm에서 계산된 잔류응력과는 많이 차이가 발생하였다. 따라서 용접구조물 안전성평가 일반적으로 사용하는 BS7910에서 제시한 구속시 부재의 항복응력 값은 매우 보수적이라고 판단된다.
- 4) 두꺼운 용접부재를 3차원 열탄소성해석을 하는 것은 막대한 해석시간 때문에 현실적으로 어렵다. 이를 해결하기 위한 2차원 열탄소성해석기법을 정립하였다. 특히 3차원 용접시 발생하는 용접길이방향의 변형에 대한 구속효과를 고려하기 위해 2차원 해석시 Contact boundary 조건을 사용하였다. 또한 열탄소성해석시 보다 정확한 온도해석하기 위해서는 해석과 실험에 의한 HAZ line과 fusion line이 잘 일치할 수 있도록 입열조건을 조절해야 한다.

참 고 문 헌

1. 강성원, 김영옥, 김화수, 김도현(2011), “*Padding plate* 용접구조의 인장 정하중 이력에 의한 용접잔류응력 변화 및 피로강도에의 영향”, Journal of the Society of Naval Architects of Korea, Vol. 38, No. 4, pp.75-82
2. 강성원, 하우일, 신중석(1998), “*필렛용접이음부의 응력집중계수에 관한 연구*”, Transactions of the Society of Naval Architects of Korea, Vol. 33, No. 3
3. 경갑수, 김학수, 채원규(1998), “*강교의 피로*”, 도서출판 건설도서
4. 김경남(2007), “*TMC강재의 피로강도에 미치는 영향인자의 평가*”, 충북대학교 구조시스템공학과 학위논문
5. 김문석(1997), “*부재에 포함된 미소결합의 형상이 피로강도에 미치는 영향*”, 계명대학교 토목공학과 학위논문
6. 김유일, 강중규, 허주호, 이성근(1998), “*후판용접시 구속도와 잔류응력 및 저온균열의 상관관계규명*”, 대한용접학회 특별강연 및 학술발표대회 개요집, pp.313-316,
7. 박경도, 정찬기(2001), “*DIN50CrV4-SAE9254강의 피로강도에 미치는 압축잔류응력의 영향*”, 한국해양공학회지, 제 15권, 제 3호, pp.93-99
8. 박정웅, 이해우, 이재원(2001), “*용접 각변형에 미치는 구속도의 영향*”, 한국장구조학회, Vol. 13, No. 5, pp.547-556
9. 박정웅, 박연수, 경갑수(2004), “*강교의 피로와 보수보강*”, 구미서관
10. 박정웅, 이승엽(2009), “*극후판 용접시 용접조건에 따른 잔류응력 영향*.” 대한용접학회 특별강연 및 학술발표대회 개요집, pp.105-105
11. 범현규, 엄윤용(1993), “*보존적분을 이용한 응력강도계수와 T-응력의 계산*”, 대한기계학회논문집, 제18권, 제1호, pp.121-126
12. 서보성, 이광호(2016), “*U-노치 및 균열을 갖는 보의 응력집중계수 및 응력확대계수*”, 경북대학교, 대한기계학회 논문집A권, 40(5), pp.513-523
13. 송준혁, 김중규, 강희용, 양성모(1999), “*체결력에 따른 볼트 결합부의 접촉응력분포 계수 평가*”, 한국공작기계학회지, 제 8권, 제 2호
14. 신은주, 김허준, T.M Holden, 이창희, 성백석, 심해섭(1990), “*중성자회절에 의한 잔류응력측정법 개발*”, 한국원자력연구원
15. 양용준, 양인영(2015), “*CFRP 적층판의 충격손상이 잔류 굽힘 피로강도에 미치는*

- 영향”, Journal of the Korean Society of Safety, Vol. 3, pp. 7-12
16. 엄기원(2010), “최신 용접공학”, 동명사, pp.272-357
 17. 엄동석, 강성원, 박재형, 하우일(1994), “유한요소법에 의한 튜블라 이음부의 응력집중계수 및 피로강도해석”, 대한해양공학회, 제8권, 제2호, pp.141-150
 18. 오정석, Jun Komotori, 이창규(2005), “스텔라이트 합금 용사 코팅의 피로 강도에 미치는 후열처리의 영향”, Journal of Korean Powder Metallurgy Institute, Vol. 12, No. 2
 19. 우완측, 안규백, 박정웅(2013), “극후판 FCAW 와 EGW 용접부의 파괴 및 비파괴법을 이용한 잔류응력 측정결과 비교.” 대한용접학회 특별강연 및 학술발표대회 개요집, pp.17-17
 20. 우완측, 김동규, 안규백(2015), “중성자법에 의한 잔류응력 측정법”, 대한용접 접합학회지, Vol. 33, No. 1
 21. 유승원(1992), “탄소섬유강화 복합재료의 피로강도에 미치는 모재의 영향”, 한국해양공학학회, 제 6권, 제 1호, pp.113-121
 22. 이승엽(2011), “강구조물의 용접해석조건이 잔류응력분포에 미치는 영향” 조선대학교 토목공학과 학위논문, pp.16-17
 23. 이승호, 김희송, 정성균, 문혁(1997), “고강도화를 위한 쇼트피닝이 피로강도에 미치는 영향”, 한국공작기계기술학회, 97년도 추계학술대회 논문집, pp. 322-327
 24. 이억섭, 전현선, 변귀환(1998), “노치선단(균열 주위)의 기하학적 형상이 동적 응력 집중계수(동적균열전파)에 미치는 영향”, Journal of the Society of Naval Architects of Korea, Vol. 35, No. 4
 25. 이의호(2007), “국내 강교량의 부식문제와 기본적인 방식대책”, 대한토목학회, 제 55권. 제 11호
 26. 이주성(1985), “유한요소법입문”, 동명사
 27. 이제명, 백집기, 윤동렬(2003), “용접구조물의 구속효과와 균열발생특성간 상관관계”, Journal of Ocean Engineering and Technology, Vol. 17, No. 2, pp.14-20
 28. 일본강구조협회(1993), “강구조물과 피로설계지침·동해설”
 29. 임청권, 박문호(1998), “용접상세의 변화에 따른 용접이음부의 잔류응력에 관한 연구”, 한국강구조학회논문집, 제10권, 제 4호
 30. Bacon, G. E(1975)., “Neutron diffraction, 3rd edition”
 31. Barsom J. M. and Novak S. R(1977), “Subcritical crack growth and fracture of

- bridge steels*", NCHRP Report 181, Transportation Reserch Borad, National Research Council
32. Brueckner H. F.(1973), "*Field singularities and related integral representations*", Mechanics of Fracture G. C. Sih, ed.
 33. D. Arola, C.L. Williams(2002), "*Estimatng the stress concentration factor of machined surfaces*", International Journal of Fatigue, 24, pp. 923-930
 34. D. Deng, H. Murakawa, N. Ma(2012), "*Predicting welding deformation in thin plate panel structure by means of inherent strain and interface element*", Science and Technology of Welding and Joining, Vo. 17, No. 1, pp.13-21
 35. E. Chang, W.D. Dover(1996), "*Stress concentration factor parametric equations for tubular X and DT joints*", Int. J. Fatigue, Vol. 18, No. 6, pp. 363-387
 36. Fujimoto. T(1970), "*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
 37. Fisher, J. S., Yen B. Y. and Wang D(1980), "*Fatigue Bridge Structures A Commentary and Guide for Design*", Evaluation and Investigation of Cracking, ATLSS Report No.89-02, Lehigh Univ, pp. 80-92
 38. Fisher, J. S., Mertz, D. R. and Zhong, A.(1983), "*Steel bridge members under variable amplitude long life fatigue loading*", NCHRP Report 267, Transportation Research Board, National Research Council, USA
 39. Gang Li, Shengguan Qu, Mingxin Xie, Zhaojun Ren and Xiaoqiang Li(2017), "*Effect of Multi-Pass Ultrasonic Surface Rolling on the Mechanical and Fatigue Properties of HIP Ti-6Al-4V Alloy*", Materials, 10, 133
 40. Galtier, A., Statnikov, E.(2004), "*The influence of ultrasonic impact treatment on fatigue behavior of welded joints in highstrengthstee*", Weld World, 48 (5-6), pp. 61-66
 41. F.Hosseinzadeh, A.H.Mahmoudi, C.E.Truman and D.J.Smith(2009), "*Prediction and Measurement of Through Thickness Residual stresses in Large Quenched Components*", Proceedings of the World Congress on Engineering, Vol.2, pp.978-988
 42. K. Hemmesi, M. Farajian, & M. Boin(2017), "*Numerical studies of welding*

- residual stresses in tubular joints and experimental validations by means of x-ray and neutron diffraction analysis*”, Materials & Design, 126, pp.339-350
43. Lotfi Toubal, Moussa Karama, Bernard Lorrain(2005), “*Stress concentration in circular hole in composite plate*”, Composite Structures, 68, pp. 31-36
 44. I. Marines, X. Bin, C. Bathias(2003), “*An understanding of very high cycle fatigue of metals*”, International Journal of Fatigue, 25, pp. 1101-1107
 45. P. Pagliaro, M.B. Prime, J.S. Robinson, B. Clausen, H. Swenson, M. Steinzig, B. Zuccarello(2011), “*Measuring Inaccessible Residual Stresses Using Multiple Methods and Superposition*”, Society for Experimental Mechanics, vol.51, pp.1123-1134
 46. R. E. Peterson(1974), “*Stress Concentration Factors*”, John Wiley & Son, New York
 47. Stephens, R.I., Fuchs, H. O.(2001), “*Metal Ftigue in engineering*” Second Edition, New York, Wiley, pp. 401-406
 48. Y. Ueda, K. Fukuda, K. Nakacho, & S. Endo(1975), “*A new measuring method of residual stresses with the aid of finite element method and reliability of estimated values.*” Journal of the Society of Naval Architects of Japan, 138, pp.499-507
 49. www.mssoftware.com/kr/products(2017), MSC Sofeware Corporation
 50. Watanabe, M., Takagi, O., Satoh, K., & Aso, F.(1958), “*External constraint and shirinkage of butt-welded joints in the erection of assemblies on building way*”, Journal of Zosen Kiokai, 1958(104), pp.191-200
 51. Y. Murakami, T. Nomoto and T. Ueda(1999), “*Factors influencing the mechanism of superlong fatigue failure in steels*”, Blackwell Science Ltd, Fatigue Fract Engng Mater Struct 22, pp. 581-590
 52. Yoshida, M. Inagaki, M. Kanao, E. Sasaki, M. Nihei, M. Kamakura(1978), “*Effect of size and frequency on fatigue properties of SM50B boutt Weled joint*”, International Institue of Weldig, Vol. 47, No. 9, pp. 627-632