



저작자표시 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.
- 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.

- 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](#) 

2019
년

8월

석사학위논문

고장력강 브라켓 용접부의
외력작용 시 역학적 거동에
대한 연구

이
정
훈

2019년 8월
석사학위 논문

고장력강 브라켓 용접부의
외력작용 시 역학적 거동에
관한 연구

조선대학교 대학원

용접·접합과학공학과

이 정 훈

고장력강 브라켓 용접부의
외력작용 시 역학적 거동에
관한 연구

A Study of the Mechanical Behavior of High
Strength Steel Bracket Welded Joints under
External Load

2019년 8월 23일

조선대학교 대학원
용접·접합과학공학과
이 정 훈

고장력강 브라켓 용접부의
외력작용 시 역학적 거동에
관한 연구

지도교수 방 희 선

이 논문을 공학 석사학위신청 논문으로 제출함

2019년 4월

조선대학교 대학원

용접·접합과학공학과

이 정 훈

이정훈의 석사학위논문을 인준함

위원장 조선대학교 교수 방한서 (인)

위 원 조선대학교 교수 방희선 (인)

위 원 조선대학교 교수 손윤철 (인)

2019년 5월

조선대학교 대학원

CONTENTS

List of Figures	IV
List of Tables	VI
Abstract	VII
1장. 서론	1
1.1 연구배경 및 목적	1
1.1.1 연구배경	1
1.1.2 연구목적	3
1.2 국내 외 기술 동향	5
1.3 연구 이론	6
1.3.1 FCAW 용접법 원리 및 특징	6
1.3.2 용접부 열전달 및 열응력 발생의 이론	8
1.3.3 용접 잔류응력의 생성 원리	10
1.3.4 용접 잔류응력의 측정 방법	12
1.3.5 용접 잔류응력이 구조물에 미치는 영향	14

2장 . 연구 방법	16
2.1 연구 방법	16
2.2 필렛용접 실험 방법 및 조건	17
2.2.1 사용 소재 및 필렛 용접 조건	17
2.2.2 X-선 회절법에 의한 잔류응력 측정	19
2.3 수치해석에 의한 필렛용접부의 열적 및 역학적 특성 평가	21
2.3.1 유한요소법에 의한 열전도 이론	21
2.3.2 유한요소법에 의한 열탄소성 이론	24
2.3.3 플렉스 코어 아크 용접(FCAW) 입열량 계산	27
2.3.4 해석모델 및 조건	29
3장 . 연구 결과	34
3.1 필렛 용접부 열적 및 역학적 특성	34
3.1.1 온도 분포 및 잔류응력 특성	34
3.1.2 실측값과 수치해석 값 비교	40
3.2 필렛용접부의 하중작용 시 잔류응력의 재분포 특성	45
3.2.1 잔류응력 유/무에 따른 해석값 결과	45
3.2.2 잔류응력 고려 시 하중작용에 따른 특성 비교 분석	53

4장 . 결론 54
참고문헌 56

List of Figures

Fig. 1 Longitudinal member and Bracket	1
Fig. 2 Flux Cored Arc Welding 의 원리	6
Fig. 3 Three-Bar Model of Residual Stress	11
Fig. 4 History of Thermal Stress on Center Bar	11
Fig. 5 용접잔류응력의 영향	14
Fig. 6 잔류응력으로 손상된 배관 용접부	15
Fig. 7 필렛 용접 시험편	18
Fig. 8 전체 용접 시험편	18
Fig. 9 X-선 회절 브래그(Bragg) 법칙	19
Fig. 10 μ -X360 X선 회절 잔류응력 측정기	20
Fig. 11 필렛 용접부의 잔류응력 측정	20
Fig. 12 여러 가지 용접공정과 재질에 대한 아크 효율	28
Fig. 13 F.E Modeling and Mesh Division	29
Fig. 14 Graph of Yield Strength and Tangent Modulus	32
Fig. 15 구속 경계 조건	33
Fig. 16 Heat Moving Source에 의한 온도 분포 (21초)	34
Fig. 17 용접과정의 온도이력	35
Fig. 18 웨브부의 비드 토우부터 용접선 수직방향 21mm 지점의 용접선방향 잔류응력 σ_{XX} 분포; 용접선부터 Z방향 27mm 지점	36
Fig. 19 웨브부의 용접선 수직방향 Z방향 1mm 지점의 용접선 방향 잔류응력 σ_{XX} 분포	37
Fig. 20 웨브부의 용접부 용접선 방향 잔류응력 σ_{XX}	38
Fig. 21 용접선 수직방향 상당응력 σ_{EQ}	39
Fig. 22 상기 σ_{EQ} 응력 값의 확대	40
Fig. 23 용접선 수직 방향 상당응력 σ_{EQ} 분포	40
Fig. 24 필렛 용접부의 웨브와 플랜지	41
Fig. 25 웨브부 잔류응력 측정 지점 (총 11 point)	41

Fig. 26 용접길이 방향 σ_{XX} 잔류응력 실측값 42
 Fig. 27 용접선 수직방향 잔류응력 σ_{ZZ} 실측값 43
 Fig. 28 플랜지부 잔류응력 측정 지점 및 압축 응력 그래프 43
 Fig. 29 용접선 방향 성분 σ_{XX} 의 비교 (좌:실측값 / 우:수치해석값) 44
 Fig. 30 용접선 수직방향 성분 σ_{ZZ} 의 비교 (좌:실측값 / 우:수치해석값) 44
 Fig. 31 압축하중(200 MPa) 적용 46
 Fig. 32 압축하중 작용 시 용접선방향 응력 σ_{XX} 재분포 46
 Fig. 33 압축하중 작용 시 용접선 수직방향 상당응력 σ_{EQ} 47
 Fig. 34 압축하중 작용 시 용접선 수직방향 상당응력 σ_{EQ} 재분포 ;
 좌:잔류응력 유 / 우:잔류응력 무 47
 Fig. 35 인장하중(200 MPa) 적용 48
 Fig. 36 인장하중 작용 시 용접선 방향 응력 σ_{XX} 재분포 49
 Fig. 37 인장하중 작용 시 용접선 수직방향 상당응력 σ_{EQ} 49
 Fig. 38 인장하중 작용 시 용접선 수직방향 상당응력 σ_{EQ} 재분포 ;
 좌:잔류응력 유 / 우:잔류응력 무 50
 Fig. 39 모멘트 하중(5×10^7 N·mm) 적용 51
 Fig. 40 모멘트 하중 작용 시 용접선방향 응력 σ_{XX} 재분포 51
 Fig. 41 모멘트하중 작용 시 용접선 수직방향 상당응력 σ_{EQ} 52
 Fig. 42 모멘트하중 작용 시 용접선 수직방향 상당응력 σ_{EQ} 재분포 ;
 좌:잔류응력 유 / 우:잔류응력 52

List of Tables

Table. 1 잔류응력측정법의 비교	12
Table. 2 Chemical compositions of material	17
Table. 3 Mechanical properties of material	17
Table. 4 Moving Heat Flux detail	30
Table. 5 Convection Coefficient	30
Table. 6 Yield Strength and Tangent Modulus	31
Table. 7 Specific Heat	31
Table. 8 Thermal Conductivity	31
Table. 9 Young' s Modulus	32

ABSTRACT

A Study of the Mechanical Behavior of High Strength Steel Bracket Welded Joints under External Load

Yi Jung Hun

Advisor : Prof. Bang, Hee-Seon, Ph.D.

Department of Welding and Joining Science
Engineering,

Graduate School of Chosun University

One of the essential factors to consider when building on/offshore structures and ships is the optimal combination of economic and safety. Therefore, it is necessary to improve the designing method that depends on the internal experience of the shipbuilder during structural design. Accurate structural analysis and optimal design are needed to reduce material cost through structure weight reduction and improve speed in case of ship. However, there is no consideration of welding residual stress due to the increase of calculation time of stress analysis and the lack of computer capacity.

In on/offshore structures and ships, fillet welding is mainly used for the welding of brackets and longitudinal members. So, it is necessary to clearly understand the mechanical characteristics of the bracket fillet weld 's thermal properties and weld residual stresses that need to be predicted.

Therefore, in this study, the residual stress of fillet welding by using FCAW (Flux Core Arc Welding) which is used in on/offshore bracket structures and ship was measured. In addition, using the three dimensional numerical analysis (SOLID MODEL), the characteristics of weld residual stresses were deducted through thermal and mechanical properties evaluation.

To investigate the effects of residual stress on the structural analysis of high tensile steel(Y.S 700MPa) fillet welds, numerical analyzes were conducted. Through this analysis, the residual stress of the high tensile steel fillet weld was measured, and the reliability of numerical simulation was secured by comparing the measured residual stress with numerical analysis to verify the validity of the numerical analysis.

Then, the stress was measured at the point where the residual stress was measured by applying a load under the residual stress, and the stress was measured at the same point by applying a load in the state of no residual stress. The values in two cases were compared and analyzed.

제 1 장 서 론

1.1 연구배경 및 목적

1.1.1 연구배경

해양 구조물 및 선박의 건조 시 반드시 고려하는 필수 요소 중 하나가 경제성과 안정성의 최적의 조합이다. 따라서 구조 설계 시 제작사(조선소 등) 내부 경험에 의존하는 설계 방식을 개선하고 구조물 중량 감소를 통한 자재비 절감 및 선박의 경우 속력 향상을 위해 정확한 구조해석과 최적 설계가 수행되어야 한다.

따라서 정확한 구조해석을 하기 위해서 각 제작사(조선소 등)와 선급단체에서는 많은 인력을 투입하고, 관련 기술을 발전시켜왔다. 그러나 구조해석 시 해석 프로그램을 운용하는 컴퓨터의 해석 시간 증가 및 용량 부족 등으로 인하여 용접 잔류응력에 대한 고려는 없는 것이 실정이다. 그러므로 용접 잔류응력에 대한 영향이 고려되고 이를 구조 해석 시 적용될 수 있다면 더 정확한 최적설계가 가능할 것으로 판단된다.

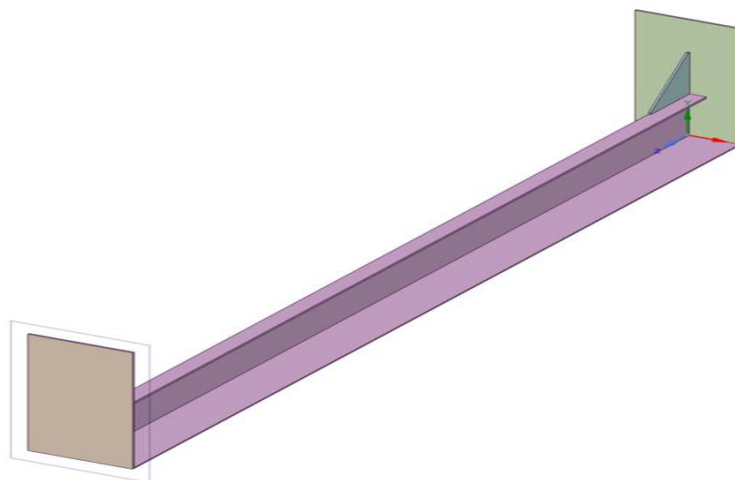


Fig. 1 Longitudinal member and Bracket

해양 구조물 및 선박에서는 각종 브라켓 및 부재(longitudinal member) 부위의 용접은 필렛용접이 주를 이루고 있으므로, 해당 필렛용접부에 대한 역학적 특성을 명확히 파악하기 위해, 필렛용접부의 열적 특성 및 용접 잔류응력을 예측할 필요가 있다.

따라서 본 연구에서는 해양 구조물 및 선박 건조 시, 적용되는 브라켓, 1차 및 2차 부재 용접에 많이 사용되는 필렛 용접부에 대하여 구조 해석 시(하중 적용 시) 잔류응력을 고려할 경우, 필렛 용접구조제의 역학적 거동의 변화 특성을 고찰하고자 하였다.

1.1.2 연구목적

구조 해석 시 용접부위에 대한 품질은 고려하지 않는다. 따라서 접합부는 완벽하다는 가정 하에 구조 해석을 진행하게 되며, 많은 구조 해석 프로그램은 일정부분 용접부에 대한 안전율을 가지고 보수적으로 해석하게 된다. 그러나 실제적으로 구조물을 검사하게 되면 많은 용접 결함이 발견되며, 발견된 용접 결함은 수정되어 주문자에게 인도되나 잔류 응력과 같은 용접 결함의 요인이 되는 것은 해결하기가 어렵다.

즉, 비파괴 검사 장비(MT, UT, PT 등)를 이용하거나 육안으로 검사 찾을 수 있는 용접 결함은 발견되어 수정이 가능하고 예방할 수 있으나, 용접 잔류응력이나 상변태로 인한 미세조직 변화와 같은 용접 내적 요인으로 인한 결함은 수정이 매우 어렵고 예측하기도 어렵다.

여기서 용접 결함의 내적요인이란 용접 결함의 분류 방법의 한 가지로, 결함은 크게 외적 요인과 내적 요인 두 가지로 분류할 수 있다. 외적 요인으로는 용접사의 숙련도에 따라 발생하는 결함요인으로써 용접 공정시 발생하는 용입 불량, 슬래그 혼입, 언더 컷 및 오버 랩 등이 있다. 내적 요인의 경우 아크 용접 시 발생하는 열로 인해 불균일한 온도 분포가 존재하여 필연적으로 발생하는 용접 잔류응력과 재료의 상변태와 같은 미세조직 변화 등의 결함요인이다.[1]

특히 용접 잔류응력은 접합부의 피로강도를 저하시키고 응력 부식을 촉진 시키는 등 구조물에 좋지 않은 영향을 미친다. 또한 용접 잔류응력의 방향에 따라서 크랙의 전파의 속도가 달라질 수도 있어 해결해야할 중요 용접 결함 요인으로 고려되어 왔으며, 잔류응력의 예측 및 평가 방법의 주제로 많은 연구들이 진행되어 왔다.

그런데 구조 해석 시 해당 용접 잔류응력이 미치는 영향을 찾기 위한 연구의 사례가 많지 않고, 있는 경우도 보통 2차원 해석을 통한 잔류응력 및 용접변형

해석을 실시하는 것이 일반적이었다. 그러나 2차원 해석의 경우 3차원 해석에서 가능한 3차원 열전도에 따른 열응력 해석과 이에 따른 잔류응력과 용접변형의 크기 및 분포 파악이 어렵다. [1]

따라서 본 연구에서는 해양 구조물 및 선박 건조 시 적용되는 1차 및 2차 부재 그리고 브라켓 등에 많이 사용되는 FCAW(Flux Core Arc Welding)을 이용한 필릿 용접부에 대하여 3차원 열전달 및 열탄소성 수치해석(SOLID MODEL)을 통하여 열적 및 역학적 특성 평가를 하고자 하였다. 아울러 외력작용시 용접 잔류응력이 구조체의 건전성에 미치는 영향에 대하여 고찰하고자 하였다.

1.2 국내·외 기술 동향

토목 강구조물 분야에서 용접 잔류응력의 영향에 대한 연구가 활발히 이루어지고 있는데, 후판 강재를 사용하는 대표적인 구조물에는 현수교와 사장교의 주탑 등이 있다. 그러나 후판 강재를 사용할수록 용접부에 존재하는 잔류응력이 증가하는 문제가 발생한다. 그러므로 제작 현장에서는 후판강재의 경우 목업 제품을 만들어 실제 잔류응력이 측정하고 용접 방법 등을 연구한다. 이와 같이 강구조물 후판강재의 사용량 급증과 더불어 후판강재의 용접부의 잔류응력이 구조물에 미치는 영향을 줄이기 위한 실제 적용 사례가 많이 늘어나는 추세이다. [2]

제철 제강 분야를 중심으로 제품의 절삭 시 강재의 뒤틀림(휨)을 개선하는 일환으로 해당 강재의 절삭 전/후 잔류응력 값을 측정하여, 절삭 가공기의 피딩속도나 회전수를 최적화하여 절삭에 따른 뒤틀림을 개선하는 기술이 적용되고 있고, 용접 HAZ 부에 잔류응력 값을 파악하고, 적절한 표면처리를 실시하여 크랙이 발생하기 어려운 상태로 개선하는 기술이 개발되어 적용 중이다.

국외에서는 일본이 항공기, 기계, 정밀기계 산업 등에서 불량원인규명(비틀림, 균열, 변형, 사이즈변화 등의 원인 규명) 및 품질관리(소둔 등, 열처리 전후의 잔류응력을 계측, 제품 품질을 수치화하여 관리)를 위하여 잔류응력을 측정하고 관리하는 기술을 널리 개발하여 활용하고 있다.

현재 국내 자동차 산업분야 및 해양 플랜트/특수선 건조분야에서 잔류응력을 측정하고 일정 값 이하로 잔류응력을 제어하는 방안을 마련하여 적용하고 있다. 자동차의 경우 엔진부품 및 샤시의 설계부터 제품 생산 시 발생하는 잔류응력을 고려하고 있으며, 해양 플랜트/특수선의 경우 High risk 배관 및 탱크 제작 시 잔류응력의 값을 측정하고 정해진 값을 넘을 경우 추가 조치(열처리, 고유진동을 이용, 쇼트 피닝 등)를 하여 잔류응력을 일정 수준 이하로 관리하고 있다.

1.3 연구 이론

1.3.1 FCAW 용접법의 원리 및 특징

FCAW는 플럭스 코어 아크 용접이라고 하며, 산업 현장에는 탄산가스아크 용접이라고 널리 명칭된다. FCAW는 불활성 가스 용접 아크 용접에서 사용되는 값비싼 아르곤이나 헬륨 대신에 탄산가스를 사용하는 용극식 용접 방법이다. 만일 조선소에서 구조용 강판을 용접 할 때 MIG 용접을 하면 아르곤을 사용하기 때문에 비경제적일 뿐만 아니라 용착 금속에 기공이 생기기 쉽다. 이런 관계로 연강 용접은 가격이 싼 탄산가스를 사용하는 편이 훨씬 좋다. [3]

용접 방법은 아래 Fig. 2 와 같이 용접이 와이어와 모재 사이에서 아아크를 발생시키고 토치 TIP의 노즐에서 순수한 탄산가스(CO_2)나 이것에 다른 가스(산소나 아르곤)를 혼합한 혼합 가스를 내보내어 아크와 용융 금속을 대기로부터 보호하고 있다. [3]

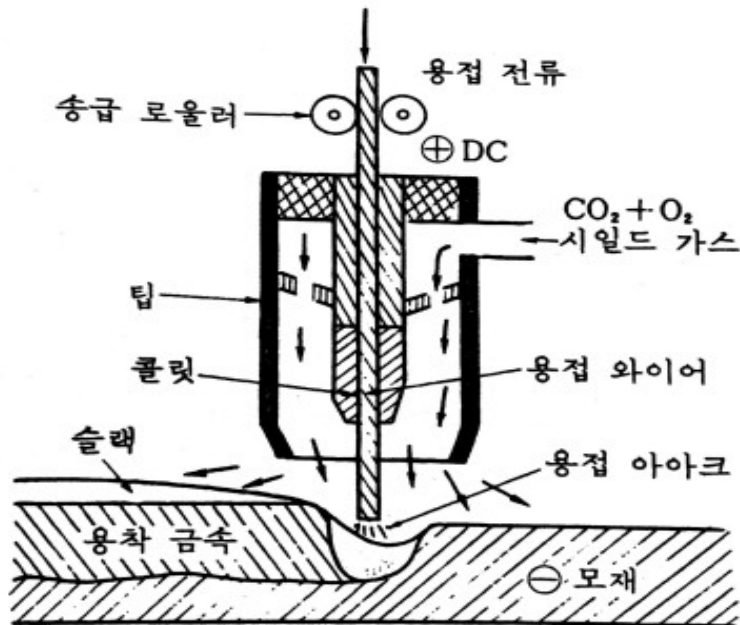
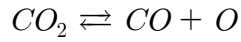


Fig. 2 Flux Cored Arc Welding 의 원리 [2]

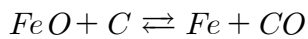
이 용접에 사용되는 탄산가스는 아크 열에 의해 열해리되어



강한 산화성을 나타내게 되어 용융금속의 주위를 산성 분위기로 만들기 때문에 용융 금속에 탈산제가 없으면 철은 산화된다. [3]

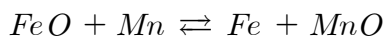
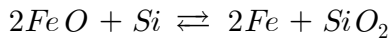


이 산화철(FeO)이 용융강에 함유된 탄소와 화합되어



일산화 탄소(CO)가 발생한다.

이 반응은 응고점 가까이에서 심하게 일어나기 때문에 빠져나가려던 CO 가스가 미처 빠져나가지 못하여 용착 금속에는 산화된 기포가 많게 된다. 따라서 이것을 없애는 방법으로 와이어에 적당한 탈산제인 망간(Mn), 규소(Si)를 첨가하면



같은 반응에 의하여 용융강 중의 FeO를 적당히 감소시켜 기공의 발생을 방지한다. 상기 식에 의하여 용착 금속 중의 FeO는 대부분 없어지고 동시에 CO도 발생되지 않으므로 대단히 치밀하고 양호한 용접부를 얻을 수 있다. 또 상기 식의 반응에 의해서 생성된 SiO₂, MnO는 용착금속과의 비중차에 의해 슬래그가 되어 용접 비드 표면에 분리되어 뜨게 된다. 용접 와이어에 첨가되는 탈산제로 가장 많이 쓰이는 것이 규소(Si)와 망간(Mn)이며 첨가량 조정으로 양호한 용접을 할 수 있다.[3]

FCAW 용접 장치는 MIG 용접장치와 비슷하며 용접 전원, 심선 제어 장치, 용접 토치, 송급 가스 장치 등으로 구성되어 있다.

1.3.2 용접부 열전달 및 열응력 발생의 이론

금속재료를 아크에 의한 용융용접을 할 때, 용접부에는 집중적으로 열이 전달하게 된다. 그러나 이 때 모재(base metal)에는 열에 의한 변화는 거의 발생하지 않는다. 일반적으로 용접에서 일어나는, 즉, 용융부 및 열영향부에서의 변화는 열이 집중적으로 전달되는 순간부터 시작된다. 그리고 이 때 열원이 되는 금속은 용융되어 있다.

시간의 경과에 따라 용융부는 상대적으로 낮은 온도의 용접부 주위와의 열전달 또는 열전도에 의하여 냉각되며, 동시에 모재의 온도는 상승하게 된다. 이와 같은 용접 각부의 온도 상승 및 냉각의 차이에 따라 모재 내부는 열팽창, 수축의 상호작용에 의하여 서로 구속되며 또한, 주변의 다른 재료들에 의하여 외적 구속이 존재하게 되어 용접재료는 필연적으로 열응력 및 열변형이 발생한다. [4]

그리고 이때의 열변형은 부분적으로 소성영역에 까지 달하여 냉각이 완료된 후에도 남게된다. 용접중에 발생하는 이러한 열응력과 열변형율에 의한 잔류응력 및 용접변형은 용접균열이 발생하는 원인으로 알려졌다. [5]

용접의 열응력 계산을 위하여는 용접부의 응고과정 및 온도해석이 선행되어야 한다. 용접부의 응고과정은 액상과 고상의 이상(2-phase)이 공존하면서 변화하며, 이상의 경계가 이동하는 열전달 문제로 알려져 있다.

용접부가 냉각하는 동안의 용접부 및 모재의 온도분포는 지배방정식, 경계조건 및 초기조건 등을 이용하여 해를 구하여야 한다. 그러나 실제의 상태는 온도와 열변형 및 응력간의 연성효과(coupled effect)로 인하여 대단히 복잡한 거동을 하기 때문에 수학적인 엄밀해를 구하기가 어렵다. [6]

용접중의 열전도는 용접의 진행에 따라 아래와 같이 세단계로 나눌 수 있다. [6]
 1) 용접 시작 시의 과도 열전도 단계 : 용접이 시작된 후 용접 아크 주위의 온도가 상승하는 단계

2) 준 정상 상태 : 용접 후 어느 정도의 시간이 경과하면 용접아크를 원점으로 하는 이동좌표계에서는 온도분포가 시간과 관계없이 일정하게 된다. 이것을 준 정상 상태라고 하며, 이 단계에서는 정상 상태의 열전도 방정식을 이용하여 온도분포를 계산할 수 있다.

3) 용접 종료 시의 과도 열전도 단계 : 용접이 종료된 후 용접 아크 주위의 온도가 하강하는 단계

순간 열원에 의한 열전도는 원점의 위치에 크기 q 의 순간 열원이 주어진 경우에 임의의 점에서 시간 t 초 후의 온도는 다음과 같이 주어진다.

$$\theta - \theta_0 = \frac{q}{\rho c} \frac{1}{(2\pi \sqrt{kt})^n} e^{-\frac{r^2}{4kt}}$$

여기서, θ_0 는 초기 온도이며, n 과 r 은 다음과 같다.

1차원 열전도 : $n = 1, r = x$

2차원 열전도 : $n = 2, r = \sqrt{x^2 + y^2}$

3차원 열전도 : $n = 3, r = \sqrt{x^2 + y^2 + z^2}$

1.3.3 용접부 잔류응력의 생성 원리

용접 종료 후에 부재에 잔류하는 열응력을 넓은 의미로 잔류응력이라고 한다. 따라서 용접에 의한 잔류응력은 용접 입열에 의한 팽창 및 수축이 자유롭지 못해서 발생한다. 이와 같은 구속은 Fig. 3. 과 같이 조립 3부재의 중앙부를 용접한다고 할 때, 중앙부재의 팽창 및 수축이 용접되지 않는 양단부(고정되어 있는 부분)에 의해서 구속되는 경우와 용접 열이 불균일하게 분포함에 따라서 재료 각 부분에 걸쳐서 팽창/수축 정도가 달라서 발생하는 두 가지 경우로 대별된다. [8]

여기서 전자를 외적구속이라 하고, 후자를 내적구속이라 한다. 전자와 같은 외적 구속에 의한 잔류응력은 용접을 행할 때 구속을 적게 해줌으로써 완화될 수 있지만, 후자와 같이 내적구속에 의해 발생하는 잔류응력은 용접을 행할 때 구속을 적게 해도 필연적으로 발생한다. 재료의 역학적 성질 중 항복응력, 탄성 계수 및 선팽창 계수는 부재의 온도 변화에 의존한다. [8]

Fig. 4 는 중앙부재를 실온에서 용융온도까지 가열하고, 다시 실온으로 냉각시킨 경우에 중앙부재의 열응력 이력을 나타낸 그림이다. 중앙부재가 가열되었을 때 항복응력(B)에 이르기까지 압축응력은 작용하고(AB구간), 그 후에는 항복응력이 온도와 함께 저하되기 때문에, 중앙부재에서 열팽창이 있어도 부재의 응력은 각 온도의 항복응력을 초과할 수 없고, 압축응력은 역으로 작아져 간다. [8]

냉각과정에서 중앙부재의 수축으로 인하여 탄성적인 응력감소를 나타내고, 압축에서 인장으로 바뀐 응력은 점 D에서 그 온도의 항복응력에 달한다. 이후 냉각에 의한 항복응력의 상승에 상당하는 변형을 보다 수축변형을 쪽이 크다면, 인장응력은 항복응력과 비슷한 상태로 상승하고, 실온에서 인장항복 응력이 잔류한다. 나머지 측부재에서는 압축잔류응력이 발생한다. [8] [9]

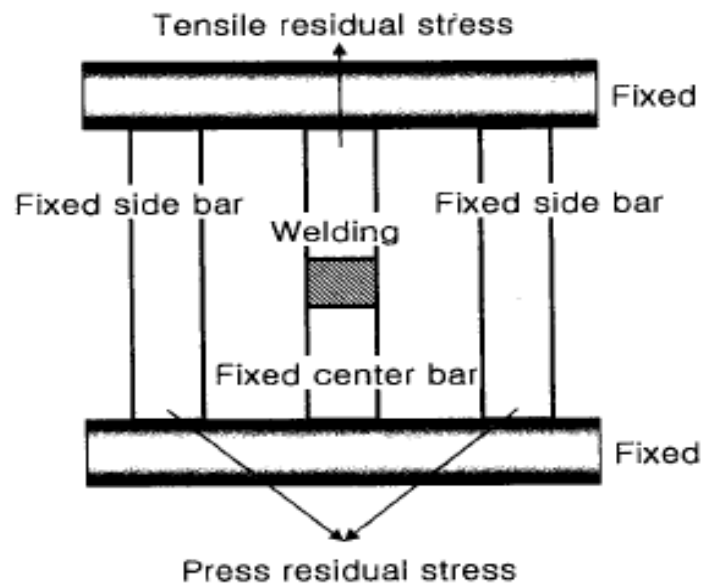


Fig. 3 Three-Bar Model of Residual Stress [8]

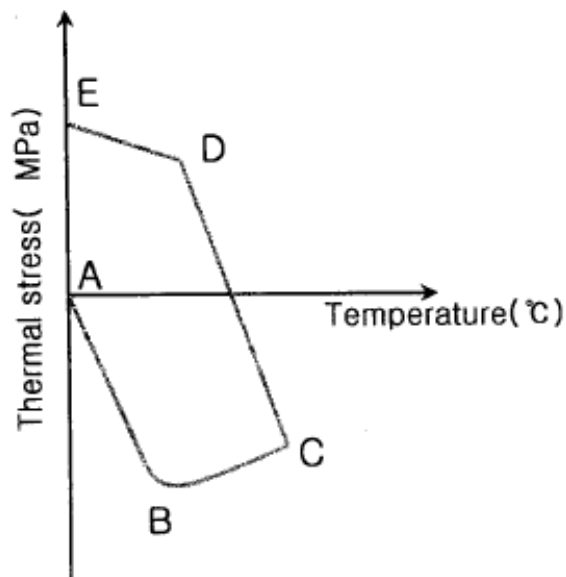


Fig.4 History of Thermal Stress on Center Bar [8]

1.3.4 용접 잔류응력의 측정 방법

용접 잔류응력을 측정하기 위한 방법에는 홀 드릴링, 톱 절단에 의한 기계적 방법 (Sectional)과 X-선 회절, 바크하우젠 노이즈, 초음파 등을 이용한 물리적 방법, 금속의 탄·소성 특성을 이용한 압입시험에 의한 방법이 있다. 각 방법별 특색을 표로 정리하면 다음 표.1과 같다.[10]

표1. 잔류응력 측정법의 비교

방법 요인	절단법	x선 측정법	압입법	바크하우젠 효과 이용법
매개변수	변위	회절각	탄성	바크하우젠 소음
Minimum of analyze depth	1mm	20 μ m	1mm	100 μ m
정밀도	± 10 Mpa	± 20 Mpa	± 20 Mpa	± 30 Mpa
측정시간/1곳	40 min	1 ~ 20 min	10 min	5 min
측정 깊이	All	50 μ m	3 mm	1 mm
시편비파괴	No	Yes	Yes	Yes
전처리	Normal	Precision	Normal	Precision
장비이동	Yes	Yes	Yes	Yes
용접부 재질	모든재질	Big grain 적용 어려움	모든재질	비자성물체 적용 안됨

잔류응력을 측정하는 방법을 어느 방법을 적용할 것인가는 구조물의 형태, 측정 목적, 비파괴성, 현장 적용성, 신뢰성 등을 고려하여 목적에 적합한 기법을 적용하는 것이 바람직하다. 기계적 방법은 피측정물을 부분적 또는 전체를 자를 때 발생하는 변형률의 변화를 스트레인게이지로 측정함으로써 비교적 정확한 측정이 가능하지만 시험체를 손상하게 되는 문제점이 있다.[10]

바크하우젠 소음법은 자성체가 아닌 재질에 대해서는 시험이 불가능하고, X선 회절법은 표면 잔류응력을 주로 측정하게 된다. 공학적인 구조물의 파괴에 가장 중요한 모드인 피로파괴와 응력부식파괴는 표면에 민감한 현상이므로, 표면잔류응력이 적절하게 평가되어야 한다. 본 연구에서는 용접 현장에서 용접부에 대해 비파괴적으로 측정이 가능하고, 주로 표면응력을 측정하면서 측정시간이 가장 짧은 X선 회절법을 적용하였다.

1.3.5 용접 잔류응력이 구조물에 미치는 영향

가. 피로강도

피로는 인장응력의 반복에 의해 발생하나 외력으로서 압축응력만이 작용하는 부위에서도 인장잔류응력이 존재하면 피로균열이 발생하는 경우도 있다. 그림 Fig.5 와 같이 용접부에는 용접시공 시 냉각과정에서 통상 항복점에 가까운 인장응력이 내부 응력으로서 잔류하게 되는데, 이러한 용접부에 압축응력이 반복적으로 작용하면 용접부의 내부 응력과 중첩된 인장응력이 반복적으로 작용하게 된다. [10]

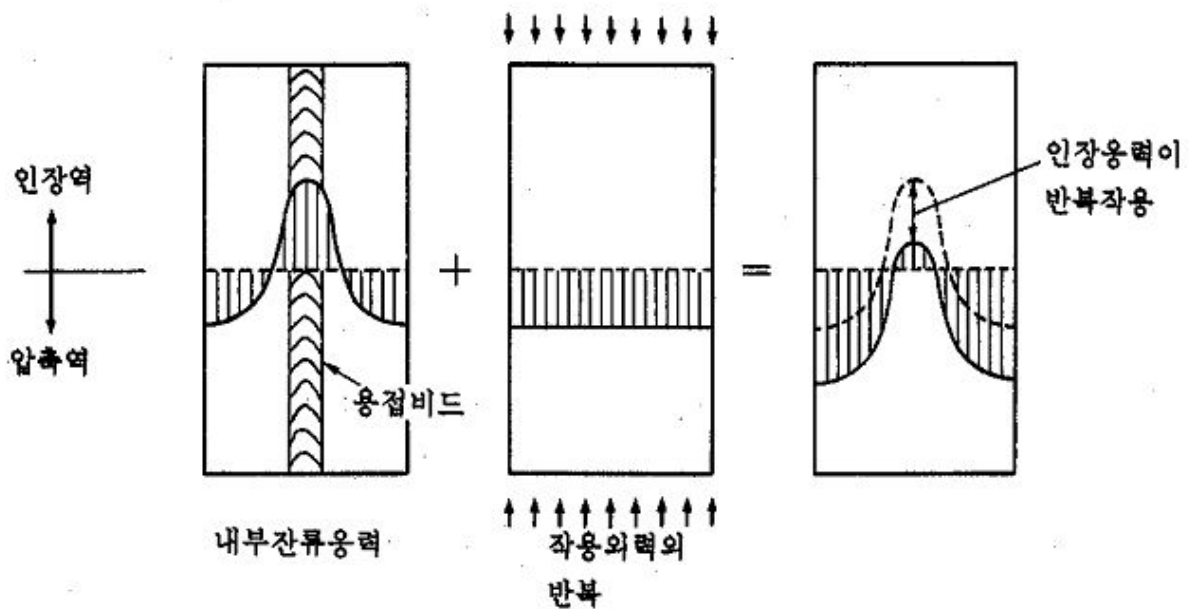


Fig. 5 용접잔류응력의 영향

나. 정적강도

연성이 풍부한 연강 및 저합금강 등에서는 항복점에 가까운 잔류응력이 존재하여도 외력에 의해서 소성 변형이 진행하여, 잔류응력이 완화되므로, 파단 강도에는 영향이 크지 않다. 비드근방에 높은 인장응력이 잔류되었던 부분은 외력의 증가에 따라 즉시 항복하여 소성변형을 시작하나 응력은 크게 증가하지 않는다. [10]

다. 취성 파괴

균열이 존재하는 구조물에 있어서 잔류응력은 균열 전파 방향과 잔류응력의 성향에 따라 용접 구조물의 정적 및 동적 파괴를 용이하게 할 수 있다. 결함이 있는 구조물의 취성파괴조건은 “주어진 결함의 파괴변수(겉보기 파괴인성) = 재료의 파괴인성” 등으로 볼 수 있는데, 이때, 잔류응력의 존재는 결함변수의 작용 응력 향에 중첩되어 겉보기 파괴인성 값을 상승 시키므로 최종적으로 구조물이 취성파괴 조건에 쉽게 도달하도록 만든다. [10]



Fig. 6 잔류응력으로 손상된 배관 용접부 [10]

제 2 장 연구 방법

2.1 연구 방법

본 연구에서는 고장력강(ATOS 80)에 철구조물 용접현장에서 가장 많이 사용하는 FCAW 용접법을 적용한 브라켓 용접부의 외력작용시 역학적 거동을 고찰하고자 하였다. 이를 위해 먼저 용접부에 대한 열전도 및 열탄소성 수치해석을 실시하여 열적, 역학적 특성을 파악한 후, 외력작용시 역학적 거동을 고찰하였다. 아울러 수치해석 결과값의 타당성을 검증하기 위해 용접 잔류응력 실측값과 비교, 검토 하였다.

1장에서는 연구배경 및 연구목적, 국내외 기술동향, FCAW 용접법의 원리, 용접법 열전달 및 열응력 발생, 용접 잔류응력의 생성 원리 및 측정 방법 그리고 용접 잔류응력이 구조물에 미치는 영향에 대해서 나타내었다.

2장에서는 본 논문의 구성 및 필렛 용접 실험 방법, 수치해석에 의한 필렛용접부의 열적 및 역학적 특성 평가 그리고 필렛 용접부 하중적용 시 잔류응력 유무에 따른 역학적 특성을 평가하기 위한 유한 요소 수치해석적 연구 방법을 논하였다.

3장에서는 X선 회절법에 의한 필렛 용접부의 잔류응력을 측정하여, 수치해석값과 비교하여 그 특성을 고찰하였다. 또한 수치해석을 통한 잔류응력이 있는 상태에서 탄성한도 내 하중을 가하여 잔류응력이 없을 때와 비교 분석하였다. 수치해석 결과의 타당성을 검증하기 위해 실측 응력 값과 해석 응력 값을 비교하였다.

4장에서는 용접잔류응력이 구조물의 안전성에 어떤 영향을 미치는지에 대한 고찰을 3장에서 고찰한 결과를 바탕으로 도출하였다.

2.2 필렛 용접 실험 방법 및 조건

2.2.1 사용 소재 및 필렛 용접 제작 조건

본 연구에서 사용한 소재는 고장력강인 AT0S 80을 사용하였다. 시편 크기는 200 mm(L) X 100 mm(W) X 8 mm(T)의 시편을 사용하였다. 사용소재의 화학적, 기계적 특성은 Table. 2, Table. 3 에 나타내었다. 용접봉은 고장력강에 적합한 AWS A5.29(E81T1-Ni1C)을 사용하였다. Fig. 7 필렛용접 시험편은 FCAW 용접법을 사용하였으며, 용접봉은 직경 1.8 mm를 사용하여 220A, 32V, 용접속도 5 mm/s 1 pass 용접하였다. 총 필렛용접 시험편은 5개를 만들어 가장 용접 상태가 양호한 것 3개를 선별하였다.

Table. 2 Chemical compositions of material

Chemical composition (wt.%)						
Material	C	Si	Mn	P	S	Nb
ratio	0.200이하	0.400이하	2.000이하	0.030이하	0.030이하	첨가

Table. 3 Mechanical properties of material

Mechanical properties			
Yield stress (MPa)	Tensile stress (MPa)	Elongation (%)	PWHT
700 이상	780 이상	9 이상	불필요



Fig. 7 필릿용접 시험편



Fig. 8 전체 용접 시험편

2.2.2 X-선 회절법에 의한 잔류응력 측정

X선 파장(λ)이 재료의 결정 격자면 사이의 간격(d)에 입사되고, 산란될 때에 위상의 간섭의 발생하다. 이 회절 현상은 브래그(Bragg)법칙이라고 한다.

브래그 식은 $n\lambda=2d\sin\theta$ 로 표시되며, “ λ ” 는 X선 파장이므로 불변, 때문에 힘이 가해지는 “ d ” 가 변하면 θ 가 변한다. [9]

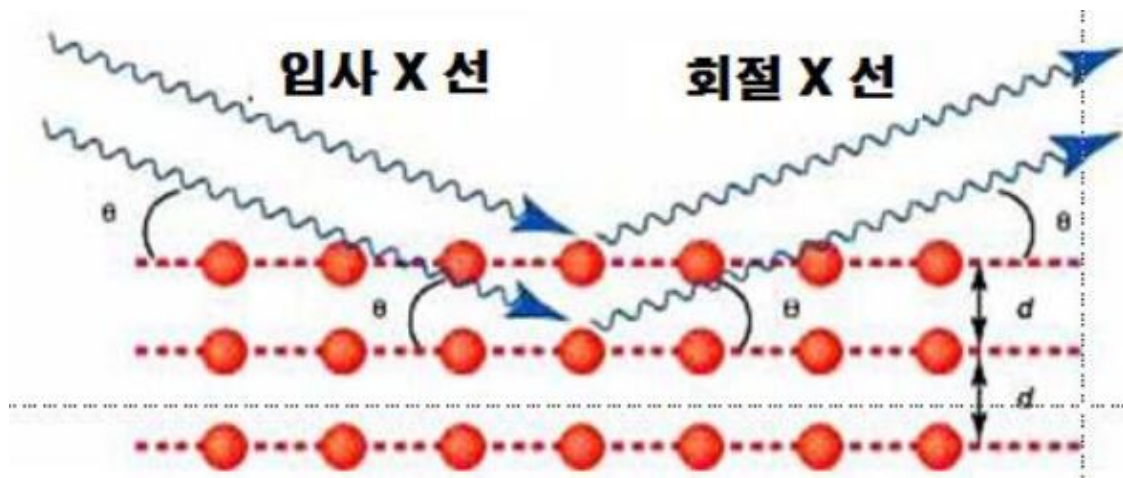


Fig. 9 X-선 회절 브래그(Bragg) 법칙

여러 방향의 결정 입자에서 브래그 법칙에 적합한 격자 면에서 X선이 회절하고, 다양한 각도의 결정입자가 무수히 많기 때문에 X선 회절은 입사 X선을 축으로 원주 형태로 방출한다. 이 원주형태의 고리를 데바이(Debye) 고리라 한다. 데바이 고리 전체를 취득, 무응력 시료를 기준으로 측정시료의 데바이 고리와의 차(비틀림 θ)를 구해서, 잔류응력을 산출하게 된다.

본 연구에서는 PULSTEC의 X선 잔류응력 측정기(μ -X360)를 이용하였다. 누선량 관련하여 장비 자체의 누선량은 $0.1\mu\text{Sv/h}$ 미만이며, Survey meter를 이용하여 차폐 없이 2m 거리에서 누선량이 $0.0\mu\text{Sv/h}$ 임을 확인하였다.(국제기준: $7.5\mu\text{Sv/h}$) 또한 X360의 X-ray 콜리메타의 직경이 1.0 mm 로 측정면적의 직경이 약 2.0 mm인 원이다. 따라서 해당 측정면적의 잔류응력을 평균하여 보여주기 때문에 측정점을

2 mm 간격으로 설정할 경우 매우 촘촘한 측정값으로 간주할 수 있었으며, 1 point
 계측시간이 60~70 sec로 빠르게 측정할 수 있었다.

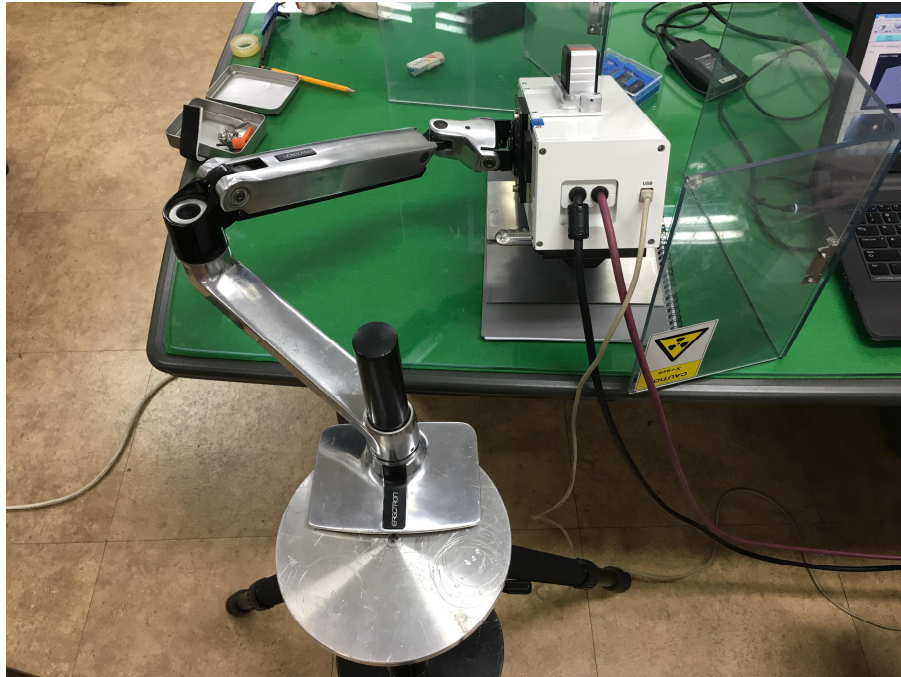


Fig. 10 μ -X360 X선 회절 잔류응력 측정기



Fig. 11 필렛 용접부 잔류응력 측정

2.3 수치해석에 의한 필렛용접부의 열적 및 역학적 특성 평가

본 연구에서는 필렛용접부의 잔류응력을 도출하기 위하여 열탄소성 연성해석을 하였다. 용접시 발생하는 온도분포를 확인하기 위한 열해석을 하고 열에 의해서 발생하는 구조적 영향을 평가하기 위한 구조해석을 실시하였으며, 구조해석 수행 시 열해석 결과인 온도 분포를 하중으로 적용하였다. 또한 재료의 비열, 밀도, 열전도도 등의 값 또한 온도 변화를 고려하여 해석을 실시하였다.

2.3.1 유한요소법에 의한 열전도 이론

재료가 등방성(Isotropic)일 때, 연속체의 3차원 비정상 열전도 지배방정식은 아래와 같이 기술할 수 있다. [11] [12]

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \dot{Q} \dots\dots\dots 2.1$$

여기서, $T = T(x, y, z, t)$: 온도(°C), c : 용착금속 비열(cal/g·°C),
 ρ : 밀도(g/cm³), \dot{Q} : 단위시간당 입열량(cal/sec)
 t : 시간(sec), λ : 열전도율(cal/cm·sec·°C) 이다.

또한, 물체 표면의 열적 경계조건은 Fourier 법칙을 사용하여 다음과 같이 구성된다. [13]

$$q = -a \left(\frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial T}{\partial z} \right) = - \frac{\partial T}{\partial n} \dots\dots\dots 2.2$$

만약 경계에서 열전달이 있을 경우에는 q 는 (2.3)이 된다.

$$q = a_c(T - T_c) \dots\dots\dots 2.3$$

여기서, q : 열유속(Heat flux) ($\text{cal}/\text{sec}\cdot\text{cm}^2$), n : 물체표면의 외법선방향
 a_c : 열전달계수($\text{cal}/\text{cm}^2\cdot\text{sec}\cdot^\circ\text{C}$), T_c : 외부온도($^\circ\text{C}$) 이다.

고체의 열전도 문제를 Galerkin법을 적용하여 유한요소법으로 정식화하기 위해,
 해석모델을 유한개로 분할하고, 한 요소내의 온도 분포를 아래 식으로 표현하였다.

$$T(x,y,z,t) = [N(x,y,z)]\phi(t) \dots\dots\dots 2.4$$

여기서, T : 요소의 온도, $[N]$: 절점온도와 요소내의 온도를 연결하는 형상함수
 Matrix, ϕ : 시간 t 에 대한 요소의 절감온도 Vector 이다. [14]

형상함수를 가중함수로 하여 Glaerkin법을 적용하면 식(2.5)이 구성된다. [15]

$$\int_v [N]^T \left\{ a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \dot{Q} - \rho c \frac{\partial T}{\partial x} \right\} dv = 0 \dots\dots\dots 2.5$$

여기서, v : 요소의 영역 이다.

식(2.5)을 Green-Gauss 정리를 이용하여 식을 전개하면 다음 식을 얻을 수 있다.
 [13]

$$\begin{aligned}
 & \int_v a[N]^T a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) dv \quad \dots\dots\dots 2.6 \\
 & = - \int_v a \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial x} \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial [N]^T}{\partial z} \frac{\partial T}{\partial z} \right) dv \\
 & \quad + \int_s a [N]^T \left(\frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial T}{\partial z} \right) ds
 \end{aligned}$$

여기서 s : 요소의 경계 이다.

식(2.3), (2.4), (2.5)를 식(2.6)에 대입하면 다음과 같이 구성할 수 있다.

$$\begin{aligned}
 & - \int_v \lambda \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial x} \frac{\partial [N]}{\partial x} + \frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial [N]}{\partial y} + \frac{\partial [N]^T}{\partial z} \frac{\partial [N]}{\partial z} \right) dV \phi(t) \quad \dots\dots\dots 2.7 \\
 & - \int_s \lambda_c [N]^T [N] ds \phi(t) + \int_v \dot{Q} [N]^T dV + \int_s \lambda_c T_c [N]^T ds \\
 & - \int_v \rho c [N]^T [N] dV \frac{\partial \phi}{\partial t} = 0
 \end{aligned}$$

위 식의 3차원 비정상 열전도식을 Matrix화하면 다음 식이 구해진다. [12]

$$[K] \phi + [C] \frac{\partial \phi}{\partial t} = F \quad \dots\dots\dots 2.8$$

여기서, $[K]$: 열전도 Matrix, $[C]$: 열용량 Matrix, F : 열유속 Vector 이다.

$$[K] = \int_V \lambda \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial x} \frac{\partial [N]}{\partial x} + \frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial [N]}{\partial y} + \frac{\partial [N]^T}{\partial z} \frac{\partial [N]}{\partial z} \right) dV \phi + \int_s \lambda_c [N]^T [N] ds \phi \quad \dots\dots\dots 2.9$$

$$[C] = \int_V \rho c [N]^T [N] dV \quad \dots\dots\dots 2.10$$

$$F = \int_V \dot{Q} [N]^T dV + \int_s \lambda_c T_c [N]^T ds \quad \dots\dots\dots 2.11$$

2.3.2 유한요소법에 의한 열탄소성 이론

(1) 응력 - 변형률 관계

재료의 물리적 성질의 온도 의존성을 고려한, 응력증분의 영향을 $[C]dT$ 라고 하면, 응력 - 변형률 관계는 아래 식과 같이 나타낼 수 있다. [12]

$$d\sigma = [D] d\varepsilon - [C] dT \quad \dots\dots\dots 2.12$$

(2) 탄성역

재료가 탄성거동을 하는 경우에는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$d\varepsilon = d\varepsilon^e + d\varepsilon^t \quad \dots\dots\dots 2.13$$

$$d\sigma = [D^e] d\varepsilon^e \quad \dots\dots\dots 2.14$$

여기서, 탄성변형률(ε^e) : 응력(σ) 및 온도 T 의 함수이다. 탄성변형률의 증분은 아래 식과 같이 표현된다. [12]

$$d\varepsilon^e = \frac{\partial \varepsilon^e}{\partial \sigma} d\sigma + \frac{\partial \varepsilon^e}{\partial T} dT \rightarrow d\varepsilon^e = [D^e]^{-1} d\sigma + \frac{\partial [D^e]^{-1}}{\partial T} \sigma dT \dots\dots\dots 2.15$$

탄성역에서 응력증분에 의한 구성방정식이 아래 식과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned}
 d\sigma &= [D^e]d\varepsilon - [D^e]\left(\frac{\partial [D^e]^{-1}}{\partial T}\sigma + \alpha\right)dT = [D^e]d\varepsilon - \left([D^e]\alpha - \frac{1}{E} \frac{E - E_1}{\Delta T}\sigma\right)dT \\
 &= [D^e]d\varepsilon - C dT \dots\dots\dots 2.16
 \end{aligned}$$

여기서, $C : [D^e]\alpha \frac{1}{E} - \frac{E - E_1}{\Delta T}\sigma$, E_1 : 온도변화 ΔT 후의 탄성계수

(3) 소성역

재료의 항복응력(σ_y)은 온도 T 와 소성일(Plastic work) $W^P(\bar{\sigma}, \varepsilon^P)$ 의 함수로서 $\sigma_y(T, W^P)$ 로 하고, 항복함수 F 는 응력(σ)와 항복응력(σ_y)으로부터 아래 식과 같이 정의된다. [12]

$$F = f - f_0 = f(\sigma) - f_0(\bar{\varepsilon}^p, T) = \bar{\sigma}^2 - \sigma_0^2(\bar{\varepsilon}^p, T) \dots\dots\dots 2.17$$

즉, $dF = df - df_0 = 0$ 을 만족할 때 재료는 항복한다. 따라서 재료가 소성역에서 부하상태에 있을 경우에는 $dF = df - df_0 = 0$ 의 조건을 만족해야 한다.

$$dF = \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T \{d\sigma\} - \left\{ \frac{\partial f_0}{\partial \bar{\varepsilon}^p} \right\}^T \{d\bar{\varepsilon}^p\} - \frac{\partial f_0}{\partial T} dT = 0 \dots\dots\dots 2.18$$

여기서, $\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T$: 상당응력의 변화, $\left\{ \frac{\partial f_0}{\partial \varepsilon^p} \right\}^T$: 가공경화, $\frac{\partial f_0}{\partial T}$: 온도증분 이다.

소성역에 도달한 재료는 비압축성을 나타내고, 항복함수를 소성 포텐셜로 가정하면, 소성변형률 증분은 아래 식이 된다. [11]

$$d\varepsilon^p = \lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma} \dots\dots\dots 2.19$$

여기서, $\frac{\partial f}{\partial \sigma}$: 편차응력, λ : 양(+)의 스칼라량 이다. 또한, 위의 식은 폰-미세스 (Von-mises) 항복조건을 따른다.

전 변형률 증분($d\varepsilon$)은 아래 식과 같이 탄·소성 및 열변형률의 합으로 표현된다.

$$d\varepsilon = d\varepsilon^e + d\varepsilon^p + d\varepsilon^t \dots\dots\dots 2.20$$

따라서, 소성역에서의 응력증분에 대한 구성방정식이 아래와 같이 구해진다.

$$d\sigma = [D^e] d\varepsilon - [D^e] \frac{\partial f}{\partial \sigma} \lambda - [D^e] \alpha dT + \frac{d[D^e]}{dT} [D^e]^{-1} \sigma dT \dots\dots\dots 2.21$$

2.3.3 FCAW 필릿 용접 입열량(Q) 계산

용접 중에는 대부분의 열은 용접아크에 의해서 발생되며 그 크기는 식(2.22)와 같이 계산된다. 여기서 E=용접전압(V), I=용접전류(A)이다. 용접 아크에 의해 발생된 열의 일부분은 용접봉으로의 전달, 대기 중으로의 대류, 방사 등에 의해 손실되며 대부분의 에너지는 용접부로 전달되며 그 크기는 식(2.23)와 같이 표시된다.

$$Q_1 = EI(W) \dots\dots\dots 2.22$$

$$Q = \eta_1 \times EI(W) \dots\dots\dots 2.23$$

여기서 η_1 은 아크효율이라고 하며, Fig. 12에 여러 가지 아크 용접 방법에 대한 아크효율을 나타내었다. 용접 열원의 세기는 단위길이당의 입열량으로 계산되며 용접부에 전달된 입열량은 식(2.24) 같이 나타낼 수 있다. 여기서, v=용접아크의 이동속도(mm/s)이다. [9]

$$Q = \eta_1 \times EI(W)/V \text{ (J/mm)} \dots\dots\dots 2.24$$

용접 열원은 접합하려는 모재를 녹인다. 이때 용접부에 전달된 에너지의 일부는 열전도를 통해 모재로 손실되며 나머지는 모재를 녹이는데 이용된다. 단위 부피의 모재를 녹이는데 필요한 이론적인 열량 Q_m 는 식(2.25)의 근사식으로 구해진다.[9]

$$Q_m = \frac{(T_m + 273)^2}{300,000} \text{ (J/mm}^3\text{)} \dots\dots\dots 2.25$$

여기서 T_m = 용융 온도 (°C)

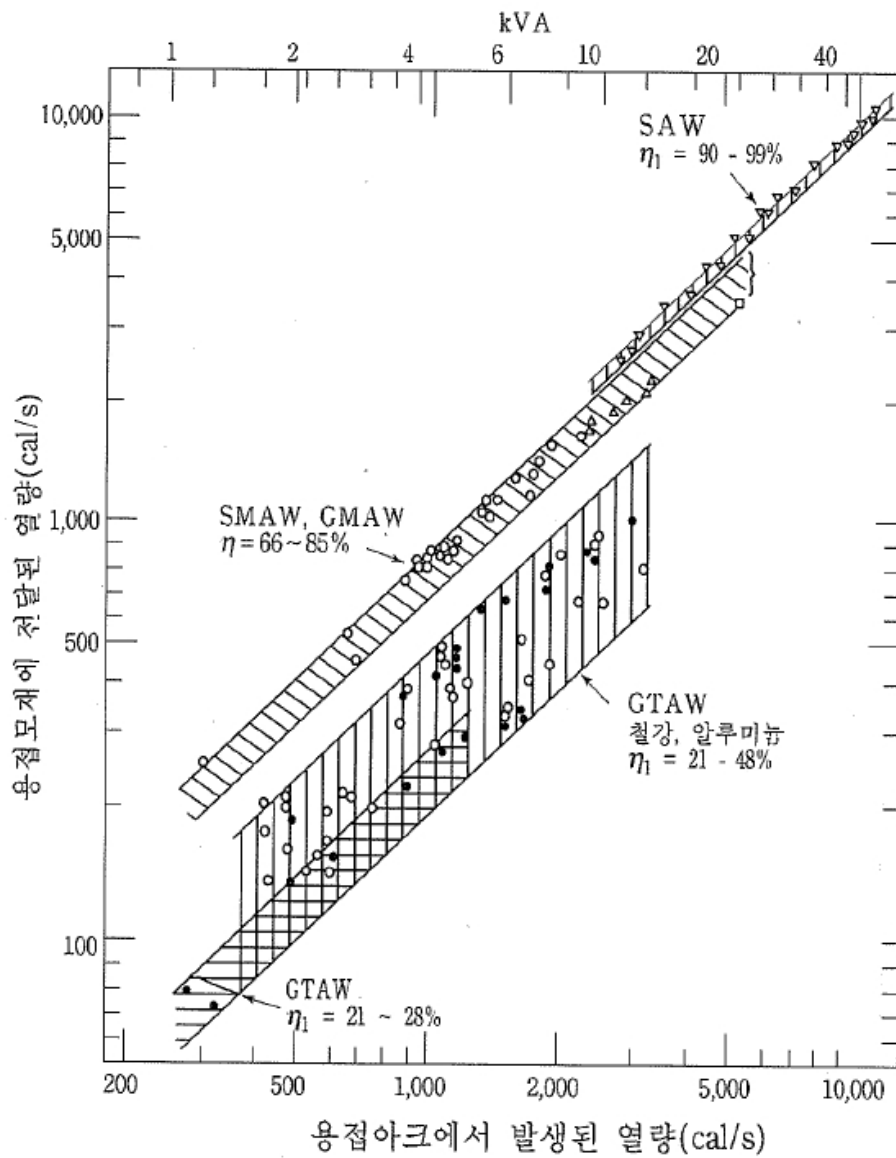


Fig. 12 여러 가지 용접공정과 재질에 대한 아크 효율 [9]

2.3.4 해석모델 및 조건

FCAW 용접법을 이용한 필렛 용접부의 잔류응력 분포 추정을 예측하기 위해 3차원 열전도 및 열탄소성 수치해석을 범용 유한요소해석 프로그램인 ANSYS WORKBENCH (HEAT MOVING ENERGY SOURCE 이용)을 사용하여 실시하였다. 온도 특성 수치해석에 사용된 모델의 크기는 시험편 크기와 같은 200mm(L) × 100mm(W)으로 8mm(t) 2개의 판을 필렛 용접한 시험편을 모델링하였다.

모델링의 형상 및 Mesh 형상은 Fig. 13에 나타내었다. 해석에 사용된 요소는 8절점 입체 요소이며, 사용된 모델의 요소(Elements)는 5100개 이며, 열해석에서는 SOLID 70 요소를 사용하고, 구조해석에서는 SOLID 185 요소가 사용되었다. 열적 경계 조건으로는 Convection을 고려하였고, 모델링시 X-선 잔류응력 측정기로 측정된 위치와 같은 위치에서 잔류응력을 비교할 수 있도록 고려하여 요소분할 하였다.

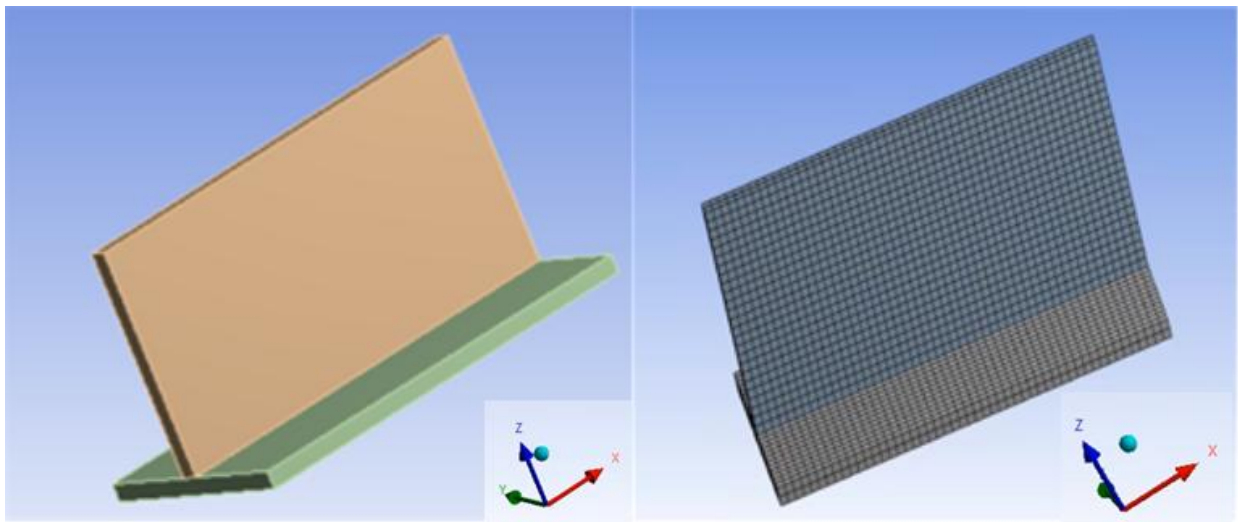


Fig. 13 FE Modeling and Mesh Division

용접 시 열 전달은 시편의 모든 면에서 대류를 설정하였고 열 대류 계수는 온도에 따라 변화되므로 Ansys 의 Engineering Data에 Table. 5 와 같이 설정하였다. 또한

재료의 물성치가 온도에 따라 변하므로 해석시 고려한 대류 계수, 열전도 계수, 항복응력, 비열 및 탄성 계수의 값은 Table 5 부터 Table 9 의 값이다. 그리고 실제 용접과 비슷한 열원의 이동 효과를 주기 위하여 Moving Heat Flux를 이용하였고, Heat Flux input detail 값은 Table 4 와 같다.

Table 4. Moving Heat Flux detail

Moving Heat Flux input detail	
Velocity	0.005 m/s (5mm/s)
Radius of the Arc	0.002m (2mm)
Source Power	150 W/mm ² (220A, 32V, Arc efficiency 0.7)

Table 5. Convection Coefficient

	Steps	Convection Coefficient [W/mm ² °C]	Temperature[°C]
1	1	3.78 × 10 ⁻⁶	50
2	1	4.49 × 10 ⁻⁶	100
3	1	5.34 × 10 ⁻⁶	200
4	1	6.35 × 10 ⁻⁶	400
5	1	7.03 × 10 ⁻⁶	600
6	1	7.99 × 10 ⁻⁶	1000

Table 6. Yield Strength and Tangent Modulus

	Temp.[°C]	Yield Strength [Mpa]	Tangent Modulus [Mpa]
1	22	700	20000
2	300	630	13300
3	600	390	2500
4	940	35	800

Table 7. Specific Heat

	Specific Heat[J/kg·°C]	Temperature[°C]
1	434	0
2	530	200
3	620	400
4	775	600

Table 8. Thermal Conductivity

	Temp.[°C]	Thermal Conductivity [W/m·°C]
1	22	60.5
2	200	52.9
3	400	44.5
4	600	36
5	800	27.5

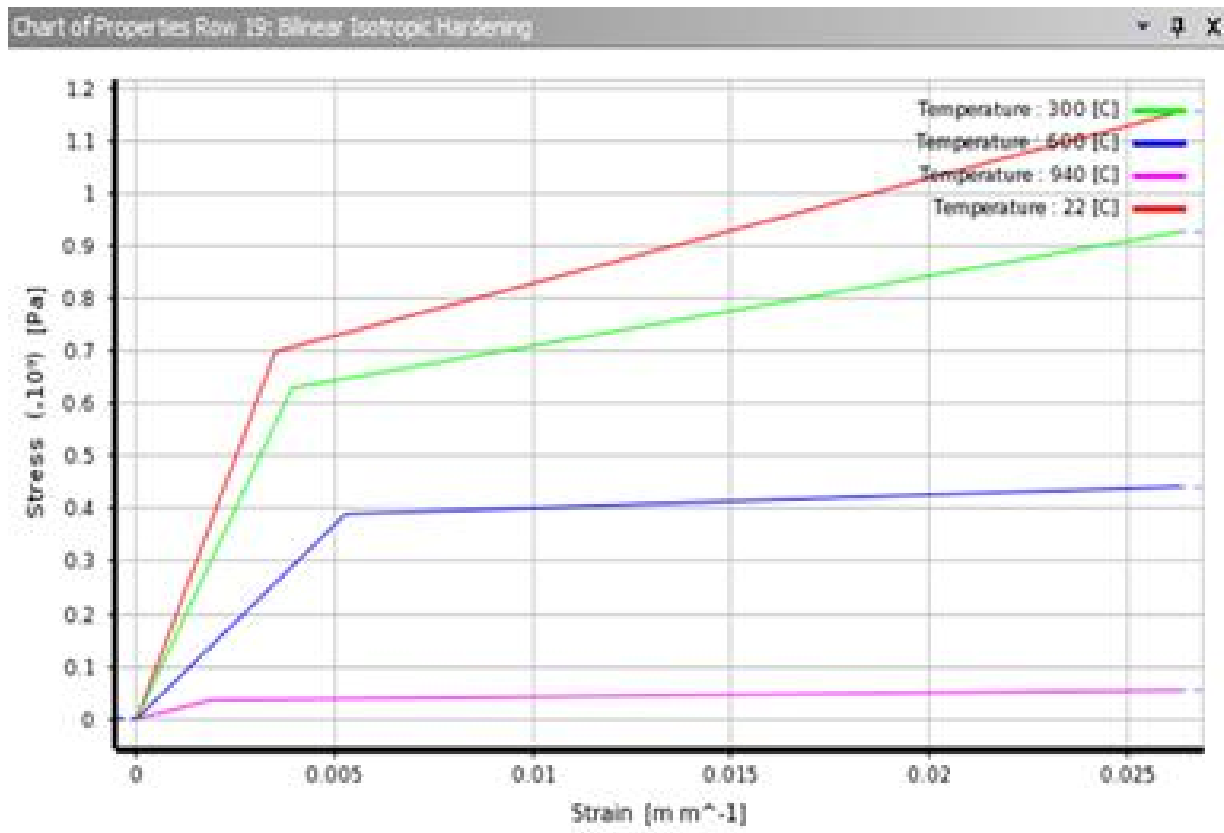


Fig. 14 Graph of Yield Strength and Tangent Modulus

Table 9. Young' s Modulus

	Young's Modulus [Pa]	Temperature[°C]
1	2×10^{11}	22
2	1.74×10^{11}	200
3	1.48×10^{11}	400
4	7.4×10^{10}	600
5	1.9×10^{10}	700

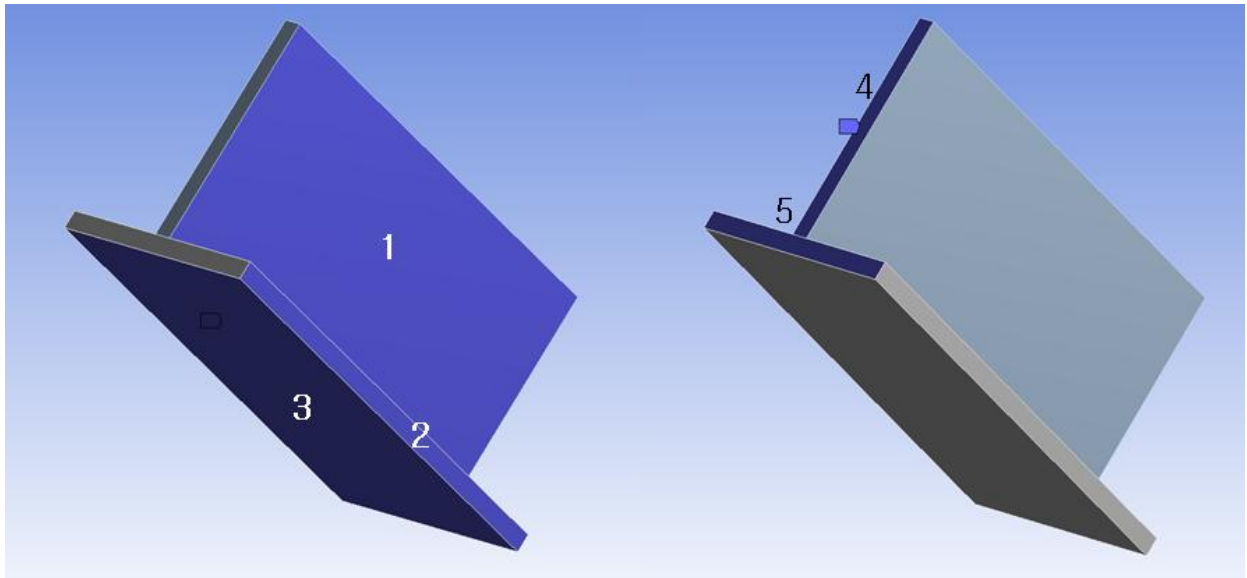


Fig. 15 구속 경계 조건

열하중에 의한 잔류응력을 해석하기 위해서는 구속 경계조건을 설정하여야 한다. 본 연구에서는 실제 시험편 제작 구속 조건과 비슷한 조건을 설정하였고, 면의 normal(수직) 방향으로만 고정되는 Frictionless support 조건을 반영하였다.

제 3 장 연구 결과

3.1 필렛 용접부 열적 및 역학적 특성

3.1.1 온도 분포 및 잔류응력 특성

필렛 용접부에 대한 온도 특성을 고찰하기 위해 이동열원을 고려하여 3차원 비정상 열전도 해석을 실시하였다. Fig.16는 용접개시후 21초대의 온도분포도이며, Fig.17는 용접동안의 온도이력으로 용접부위의 온도가 2800℃를 기준으로 $\pm 400^{\circ}\text{C}$ 온도 상승 및 하강 곡선을 나타냄을 확인할 수 있었다. 또한 용접개시부와 종단부를 제외한 위치에서 용접 선상에서 같은 온도 싸이클을 나타내는 준정상 상태의 열전도 특성을 나타내었다.

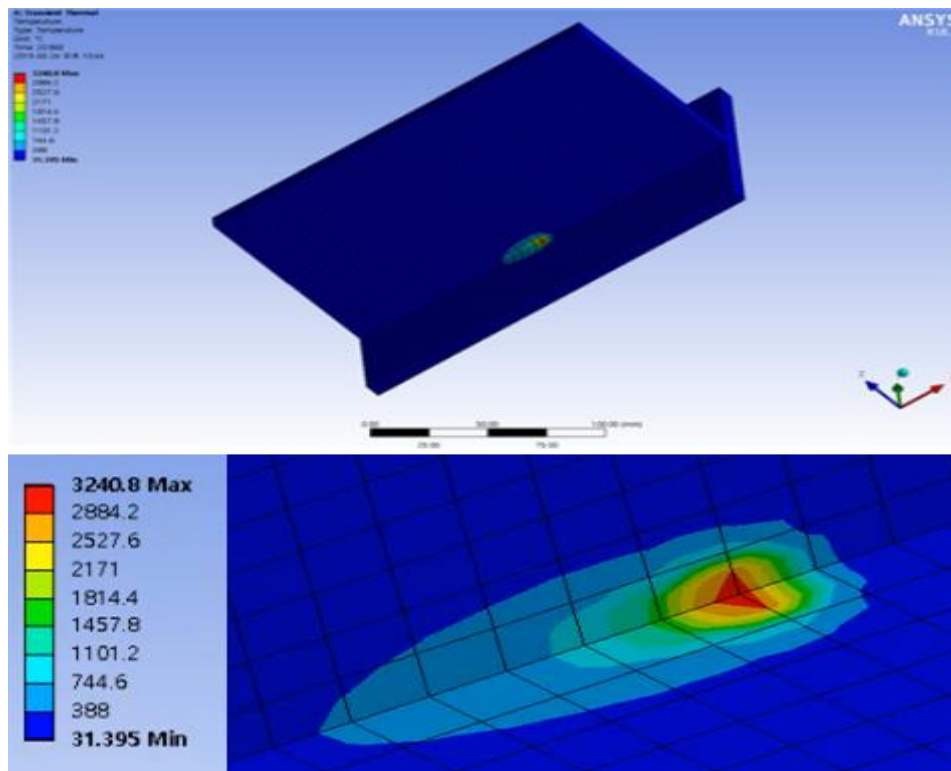


Fig.16 Heat Moving Source에 의한 온도 분포(21초)

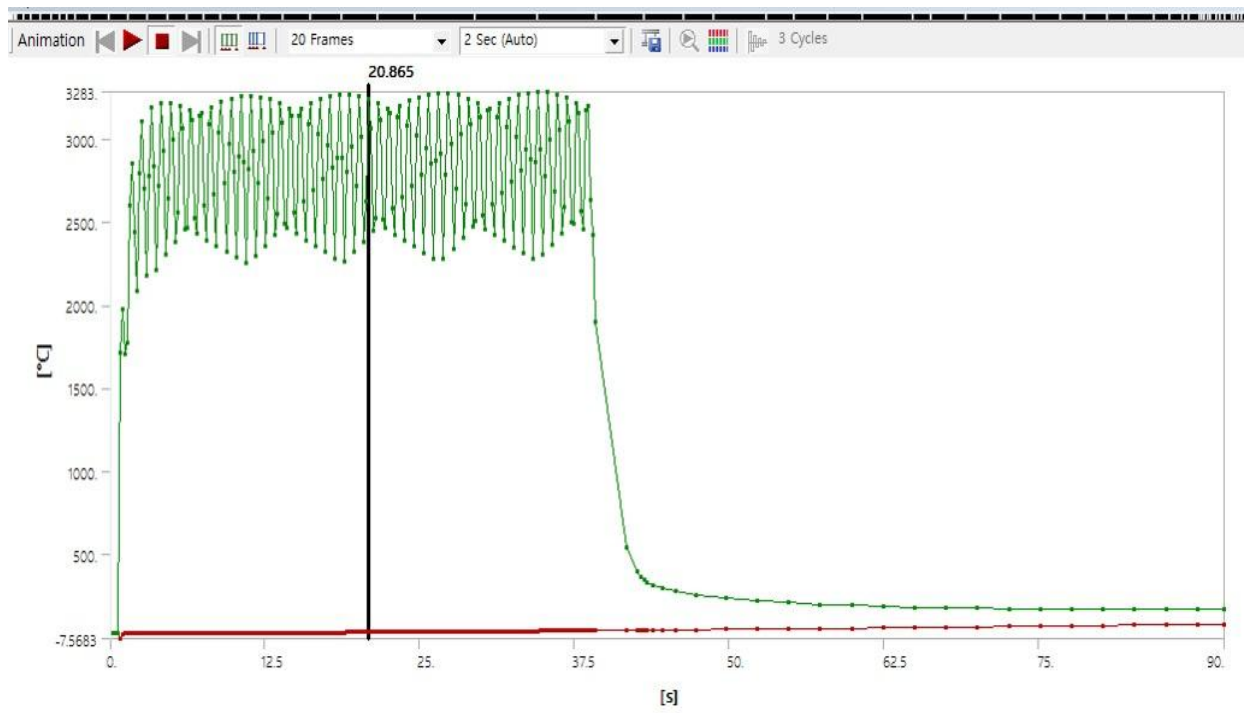


Fig.17 용접과정의 온도이력

열전도 해석으로부터 얻은 시간별 온도변화를 열하중으로 적용하여 용접부에 대한 열탄소성 해석을 실시하였다. Fig. 18~23은 필릿 용접 웨브부의 각 성분별 용접잔류응력 분포도이다. 특히 주안점으로 웨브부의 역학적 거동을 고찰하기 위해, 용접부의 중앙 즉, X=100mm위치의 각 성분별 용접 잔류응력을 비교하였다.

Fig. 18 은 웨브부의 X=90~110mm 위치, 비드 토우로부터 용접선 수직방향(Z방향) 21mm 지점에서의 용접선 방향의 잔류응력 성분 σ_{XX} 분포도이다. 해당 분포도에서 웨브부 X=100mm 위치, Z방향 21mm 지점에서의 σ_{XX} 을 구하였다. 같은 방식으로 용접선 중심부터 Z방향 1mm, 2mm, 3mm, 4mm, 5mm, 6mm(1~6mm 비드부), 8mm, 10mm, 12mm, 14mm, 16mm, 18mm, 21mm, 24mm, 27mm(비드 토우로부터 21mm지점), 30mm, 33mm(열영향부) 지점에서의 σ_{XX} 값을 그래프로 Fig.20에 나타내었다.

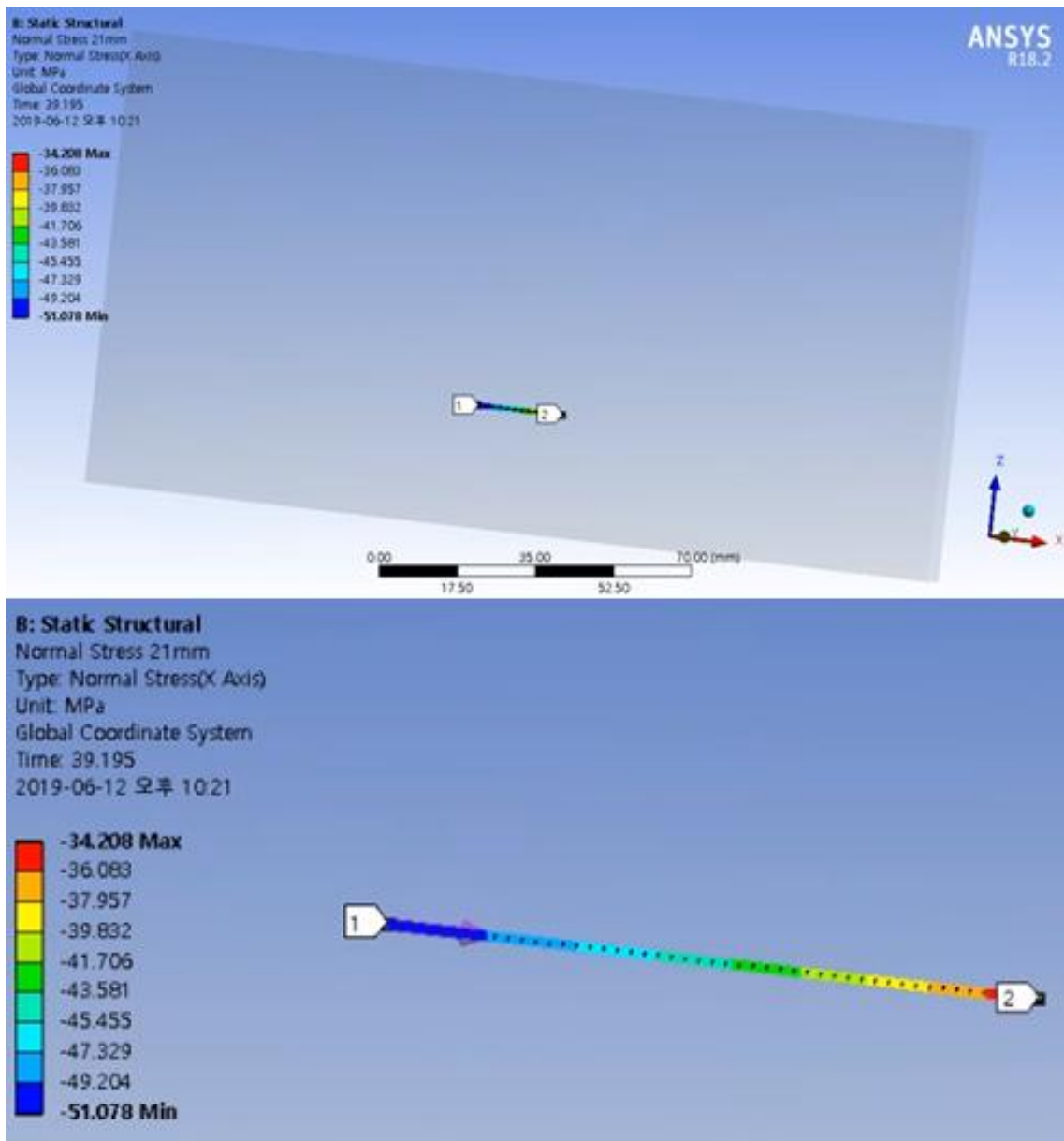


Fig.18 웨브부의 비드 토크로부터 용접선 수직방향 21mm 지점의 용접선방향 잔류응력 σ_{xx} 분포; 용접선부터 Z방향 27mm 지점

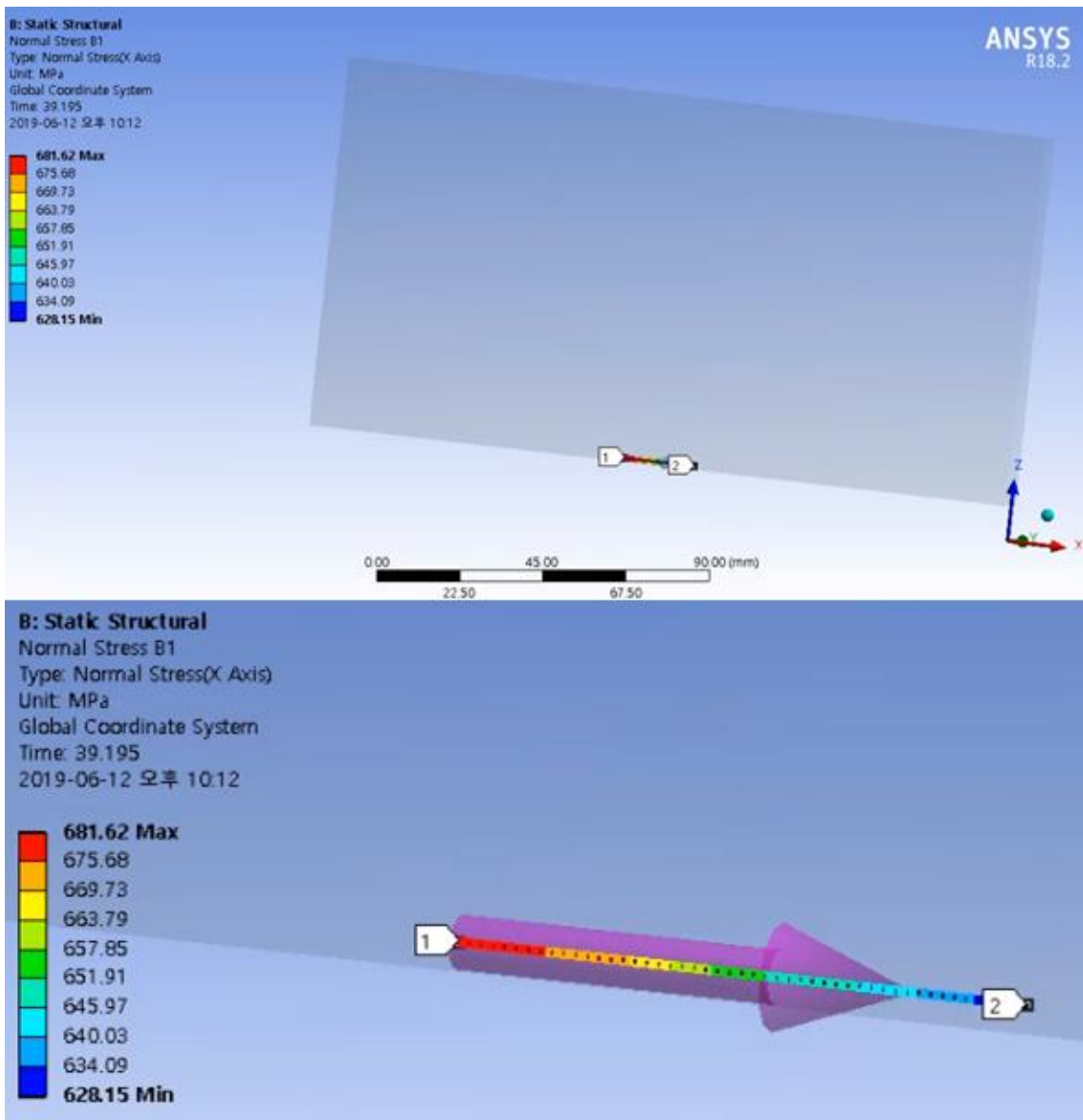


Fig.19 웨브부의 용접선 수직방향 Z방향 1mm 지점의 용접선 방향 잔류응력 σ_{XX} 분포

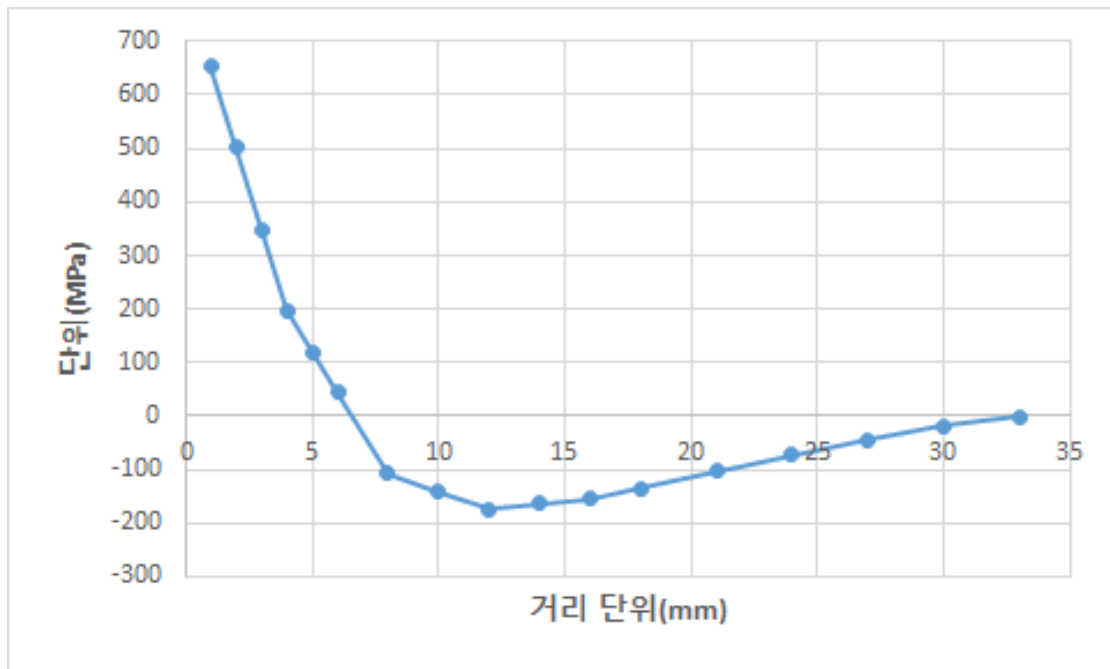


Fig.20 웨브부의 용접부 용접선 방향 잔류응력 σ_{xx}

Fig. 20의 용접선 방향의 잔류응력 σ_{xx} 를 살펴보면, 비드부의 중심에서는 모재의 항복응력에 상당하는 인장 잔류응력이 존재하며, 비드부에서 열영향부로 갈수록 전체적으로 압축응력성분을 보인다. 또한 모재부로 갈수록 그 크기가 점차 감소함을 확인할 수 있었다.

Fig. 21~22은 필릿 용접부의 웨브부의 횡방향 Z 방향으로의 상당잔류응력 성분 σ_{EQ} 의 분포를 나타내었다. 해당 위치는 웨브부의 X=100mm에서 용접 길이 횡방향 Z 방향으로의 비드부를 제외한 7~33mm 구간에서의 σ_{EQ} 의 분포이다. 해당 σ_{EQ} 의 분포에서 Fig. 23 은 웨브부의 X=100mm 위치, 비드부를 포함한 용접선부터 Z방향 2mm, 3mm, 4mm, 5mm, 6mm(비드부), 8mm, 10mm, 12mm, 14mm, 16mm, 18mm, 21mm, 24mm, 27mm, 30mm, 33mm 지점에서의 값을 별도로 그래프화 하였다. 용접선 Z방향의 8mm 위치는 비트 토투로부터 Z 방향 2mm 위치와 같다.

일반적으로 용접금속 및 열영향부에서는 인장응력성분을 보이다가 열영향부에

근접한 모재에 가까워질수록 인장응력성분이 점차 감소하여 압축응력 성분으로 바뀌고 그 크기가 모재쪽으로 가까워질수록 점차 감소하는 특성을 보이는데, 이와 같이 비드에 근접한 위치에서 압축응력을 보이며 모재에 가까워질수록 그 크기가 점차 감소함을 확인할 수 있었다.

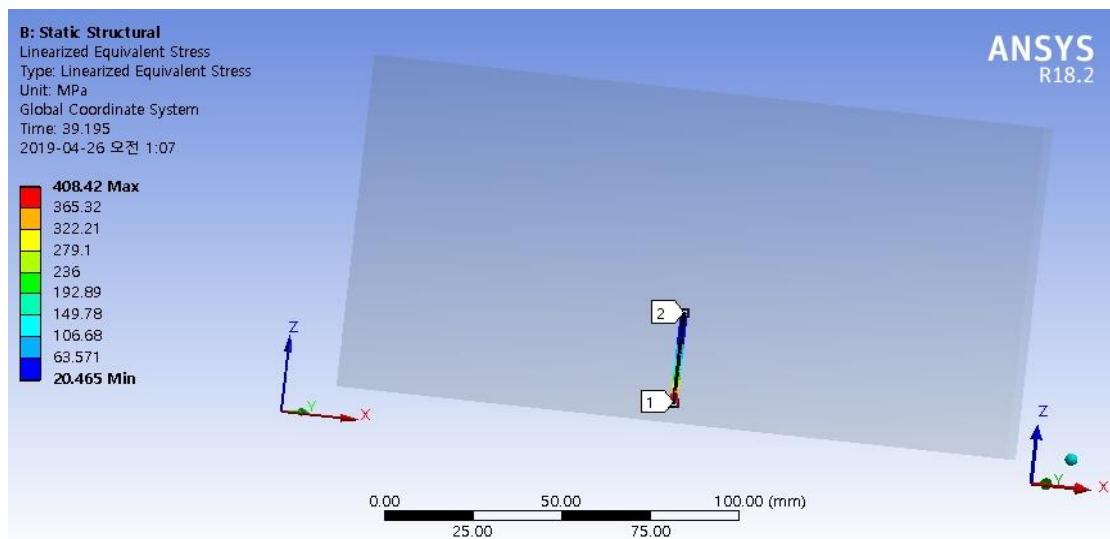


Fig.21 용접선 수직방향 상당응력 σ_{EQ}

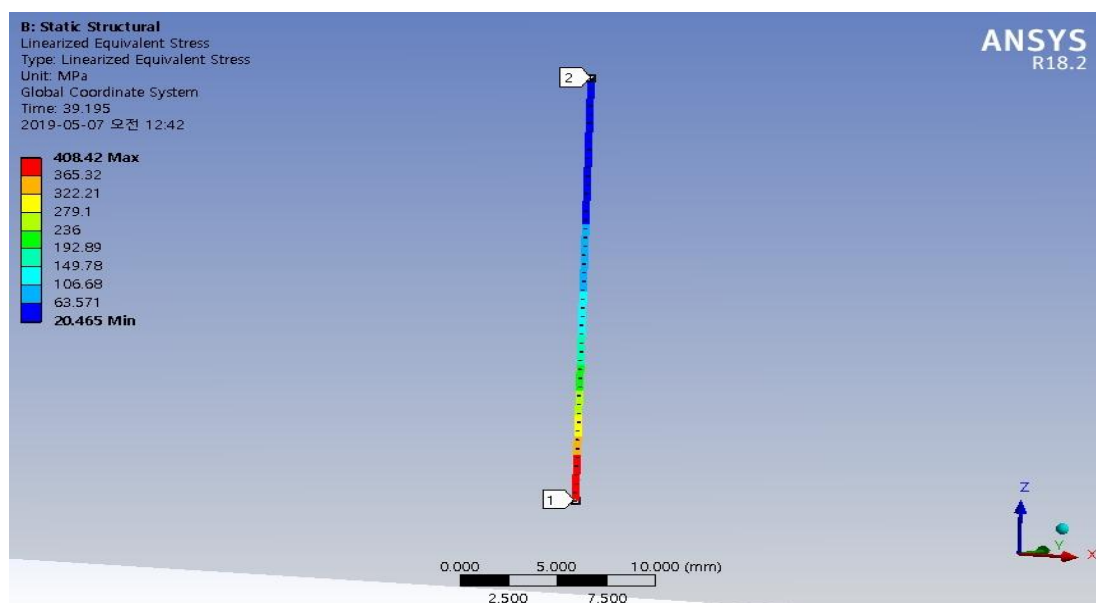


Fig.22 상기 σ_{EQ} 응력 값 확대

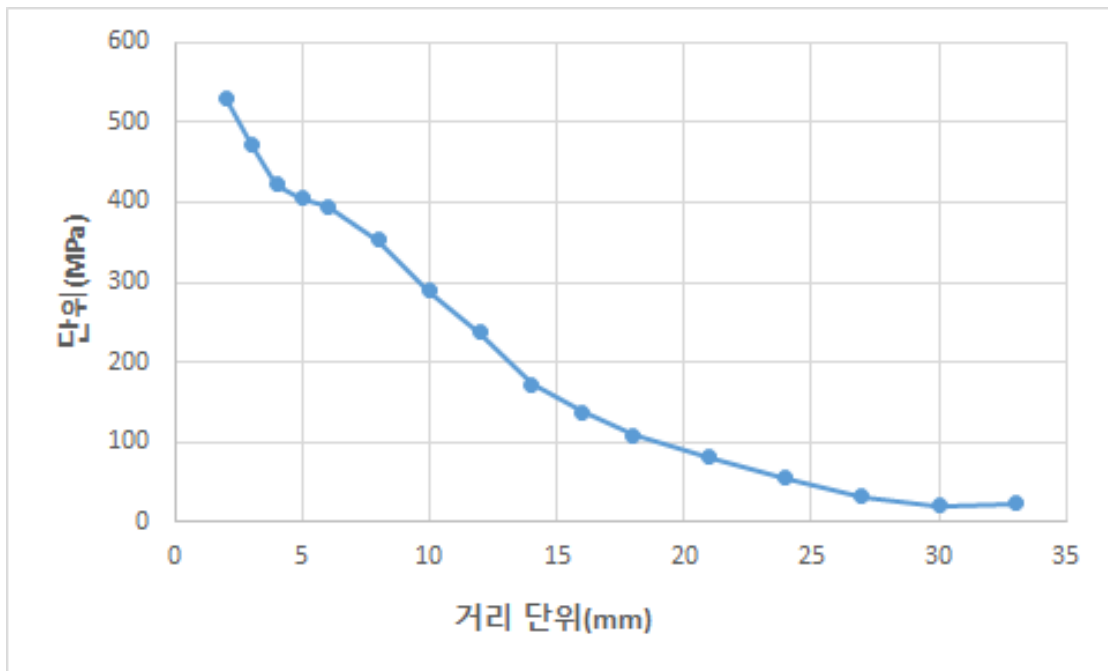


Fig.23 용접선 수직 방향 상당응력 σ_{EQ} 분포

3.1.2 실측값과 수치해석 값 비교

필렛 웨브부와 플랜지부의 잔류응력을 각각 측정하였다. 웨브부와 플랜지부의 설정은 Fig. 24 와 같으며, Fig. 25 에서와 같이 잔류응력의 측정은 용접 비드 토우 (TOE) 끝단에서 12mm 까지는 2mm 간격으로 측정하였고, 이후부터 27mm 까지는 3mm 간격으로 측정을 하였다. 총 11지점(비드 토우부터 2mm, 4mm, 6mm, 8mm, 10mm, 12mm, 15mm, 18mm, 21mm, 24mm, 27mm) 을 측정하였다.



Fig. 24 필릿 용접부의 웨브와 플랜지



Fig. 25 웨브부 잔류응력 측정 지점 (총 11 point)

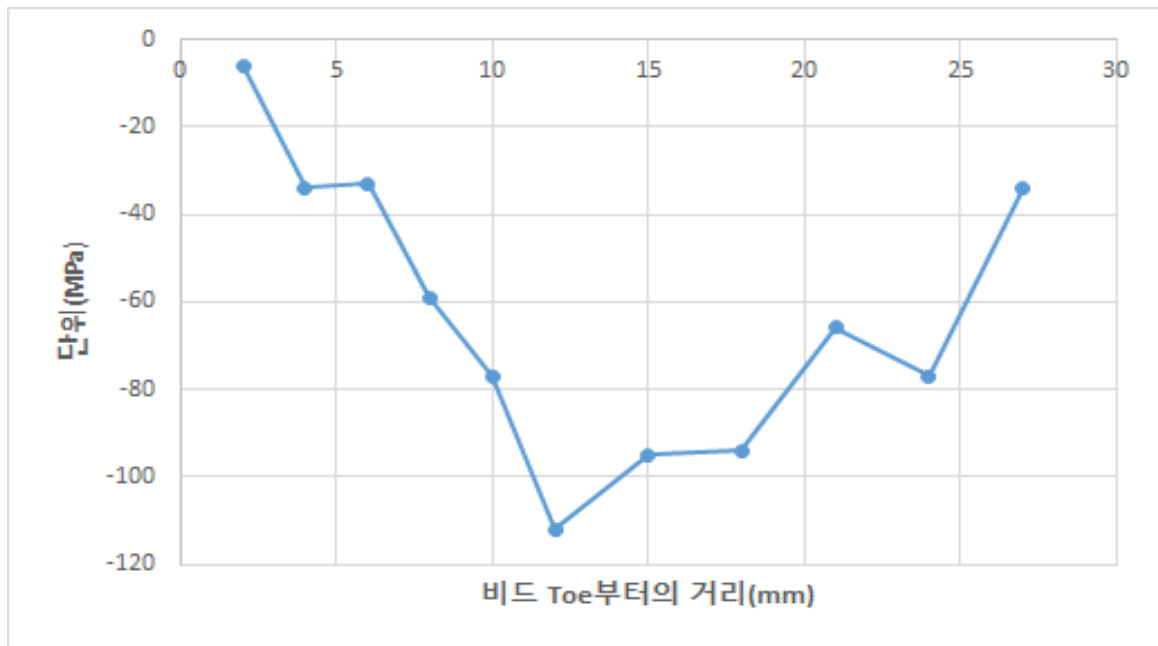


Fig. 26 용접선 방향 잔류응력 σ_{xx} 실측값

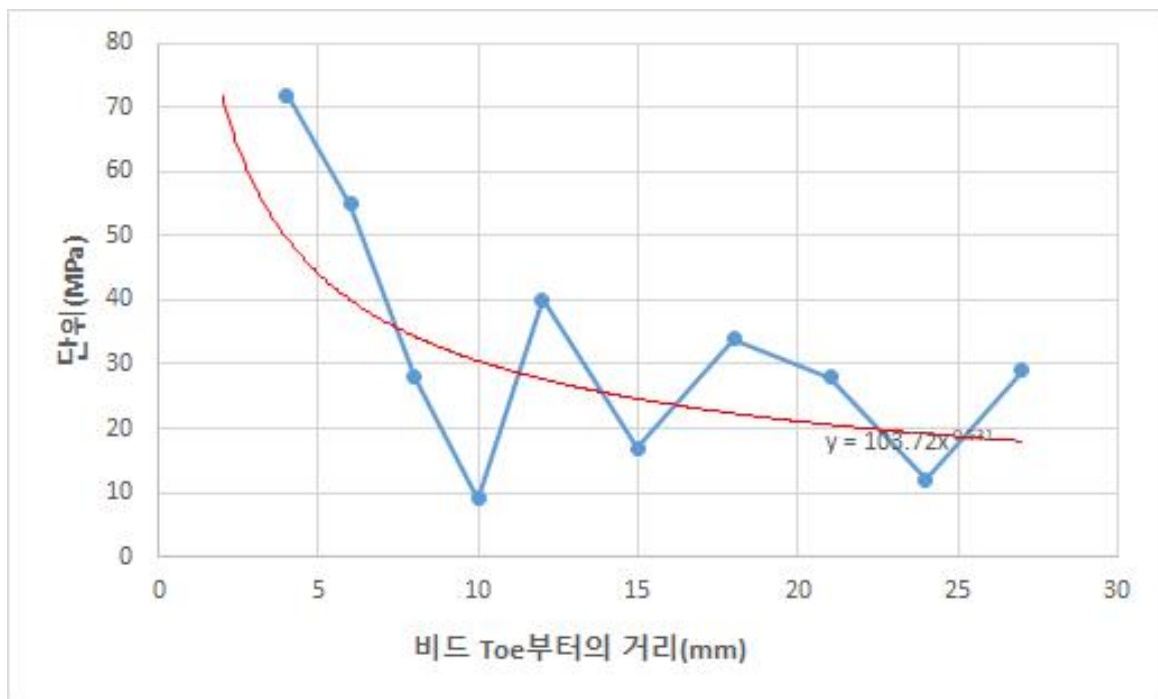


Fig. 27 용접선 수직방향 잔류응력 σ_{zz} 실측값

플랜지부의 용접 잔류응력의 측정은 용접 비드 Toe 끝단 1mm 지점부터 3mm 간격으로 36mm까지 총 13 지점을 측정하였다. 측정결과 용접 길이 방향으로 압축응력이 발생됨을 확인할 수 있었으며, 플랜지부 보다는 웨브부에서 얼마만큼의 잔류응력이 발생하는지가 관심사항이므로 본 연구에서는 참고적으로 결과를 제시하고자 한다.

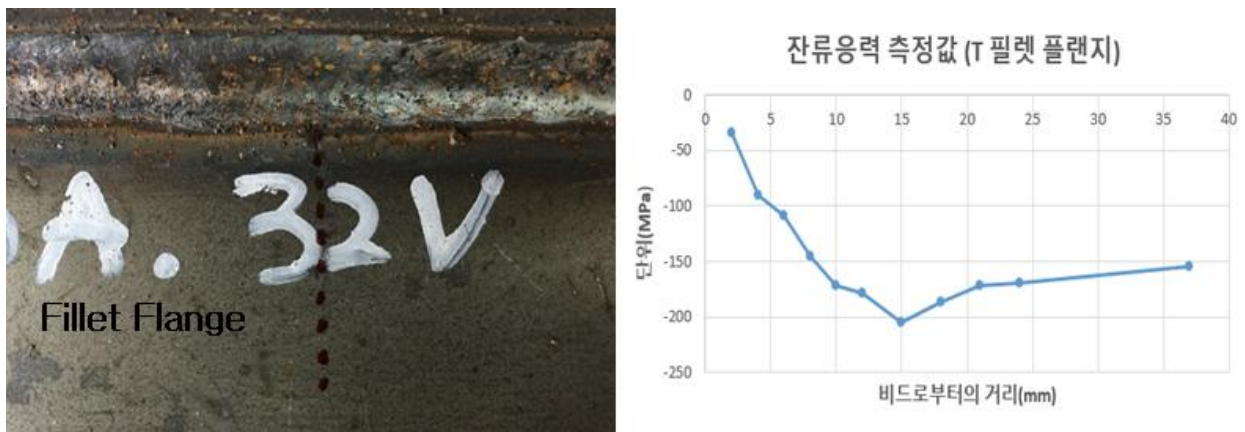


Fig. 28 플랜지부 잔류응력 측정 지점 및 압축 응력 그래프

유한 요소 수치해석값을 실제 실측값과 비교하였을 때, 수치 해석값을 실측값과 비교하기 위하여, 수치 해석값에서 비드부를 제외하고 실측값과 비교하였다. 비교 결과 수치해석 값이 실측값보다 큰 값을 보이고 있다. 용접선 방향 성분 σ_{XX} 의 경우는 실측값 보다 60 MPa 큰 압축응력을 보이고 있다.

용접선 방향 성분 σ_{XX} 의 경우, 실측값의 최대 압축응력값은 112 MPa 으로 모재 항복응력의 16% 이며, 수치해석 값은 173 MPa 으로 모재 항복응력의 약 24% 수준이다. 다만 비드부를 포함하여 분석할 경우, 모재 항복응력의 약 93% 수준이다. 또한 용접선 수직방향 성분 σ_{ZZ} 를 비교할 경우, 실측값 σ_{ZZ} 의 최대 인장응력값은 72 MPa 으로 모재 항복응력의 10.2% 수준이다.

즉 수치해석 값이 실측값 보다는 이론적으로 더욱 정확한 값을 보이고 있으며, Fig. 29~30에서와 같이 실측값과 수치해석값이 정성적으로 일치함을 확인할 수 있었다.

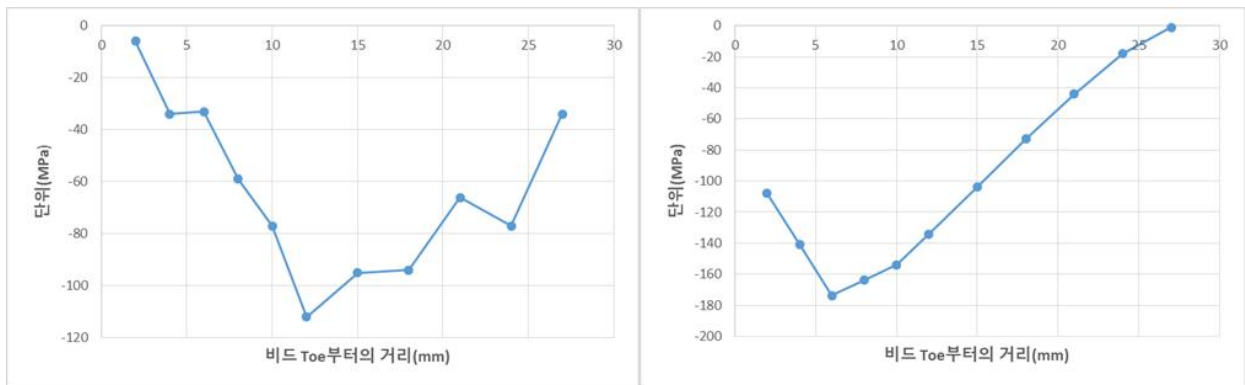


Fig.29 용접선 방향 성분 σ_{XX} 의 비교 (좌:실측값 / 우:수치해석값)

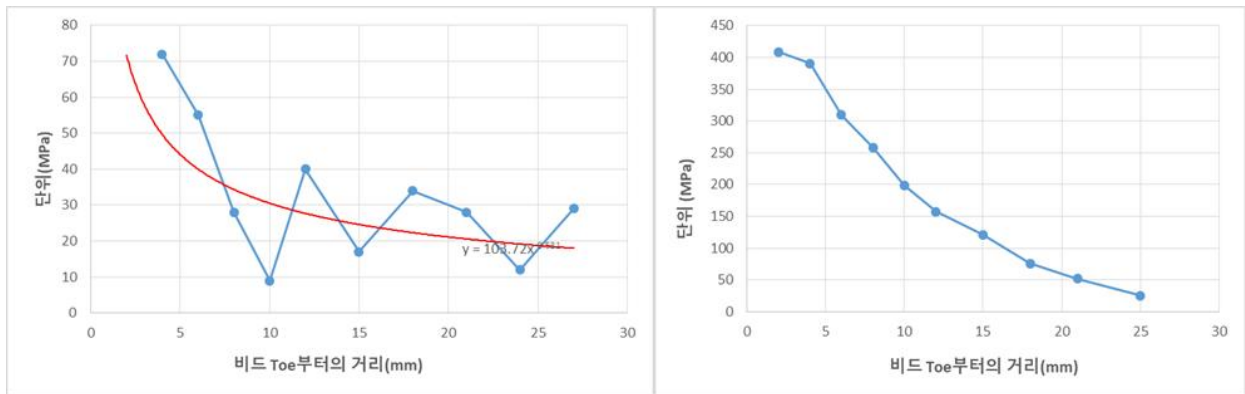


Fig.30 용접선 수직방향 성분 σ_{ZZ} 의 비교 (좌:실측값 / 우:수치해석값)

3.2 필렛 용접부의 하중작용시 잔류응력의 재분포 특성

3.2.1 잔류응력 유/무에 따른 해석값 결과

필렛용접부의 하중 작용시 잔류응력의 재분포 특성을 고찰하기 위해, 3가지 타입의 하중(압축하중, 인장하중, 모멘트하중) 작용에 따른 잔류응력 양상을 살펴보았다. 특히 주목점으로 용접부의 용접선 길이 X방향 응력 성분 σ_{XX} 와 용접선 수직방향 Z방향의 상당응력 σ_{EQ} 을 검토하였다.

(1) 압축하중 작용 시

모재의 탄성한도 내 영역인 압축하중 200 MPa을 잔류응력이 있는 상태와 없는 상태 2가지 경우에 대해 고찰하였다. 용접선 길이 X방향 응력 성분 σ_{XX} 의 값을 검토하면 Fig.34와 같다.

용접선 수직방향 상당응력 σ_{EQ} 은 Fig.32에 나타내었다. 잔류응력을 고려하고 압축하중을 가하였을 경우, 용접부의 용접금속 및 열영향부의 인장응력성분값이 다소 감소하고 모재부의 압축응력성분은 더욱 증가함을 나타내었다.

잔류응력 고려시 용접부의 최대응력값은 인장응력성분이며 이는 약 315MPa로 모재 항복응력 700MPa의 45% 수준에 달하였다. 또한 잔류응력을 고려하지 않았을 경우 순수 압축응력 성분만 나타내었으며 모재 항복응력의 27% 수준에 해당이 됨을 알 수 있었다.

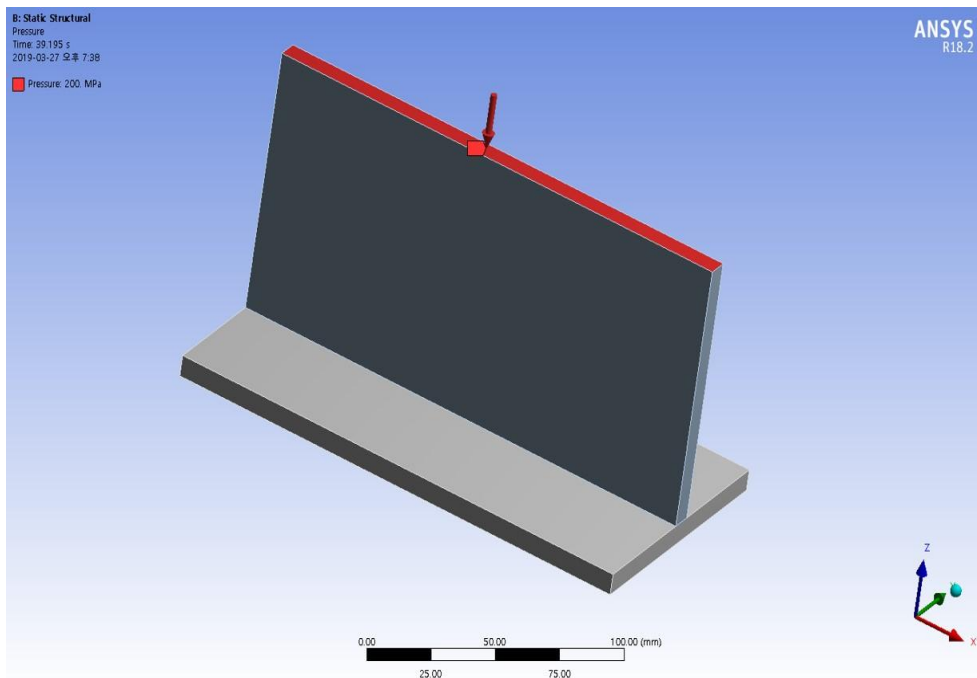


Fig.31 압축하중 (200 MPa) 적용

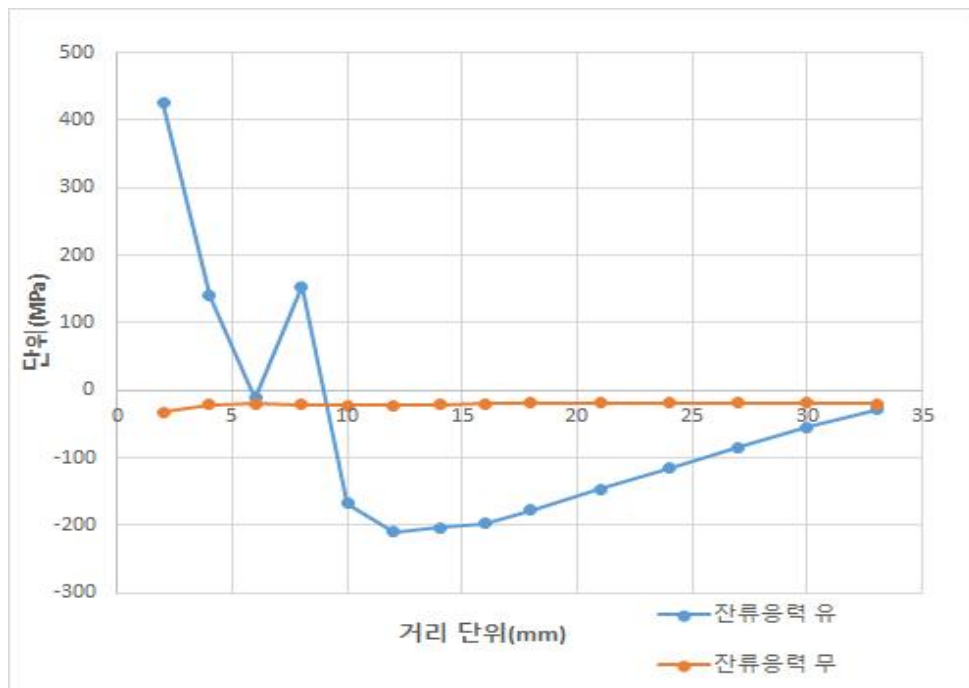


Fig.32 압축하중 작용시 용접선방향 응력 σ_{xx} 재분포

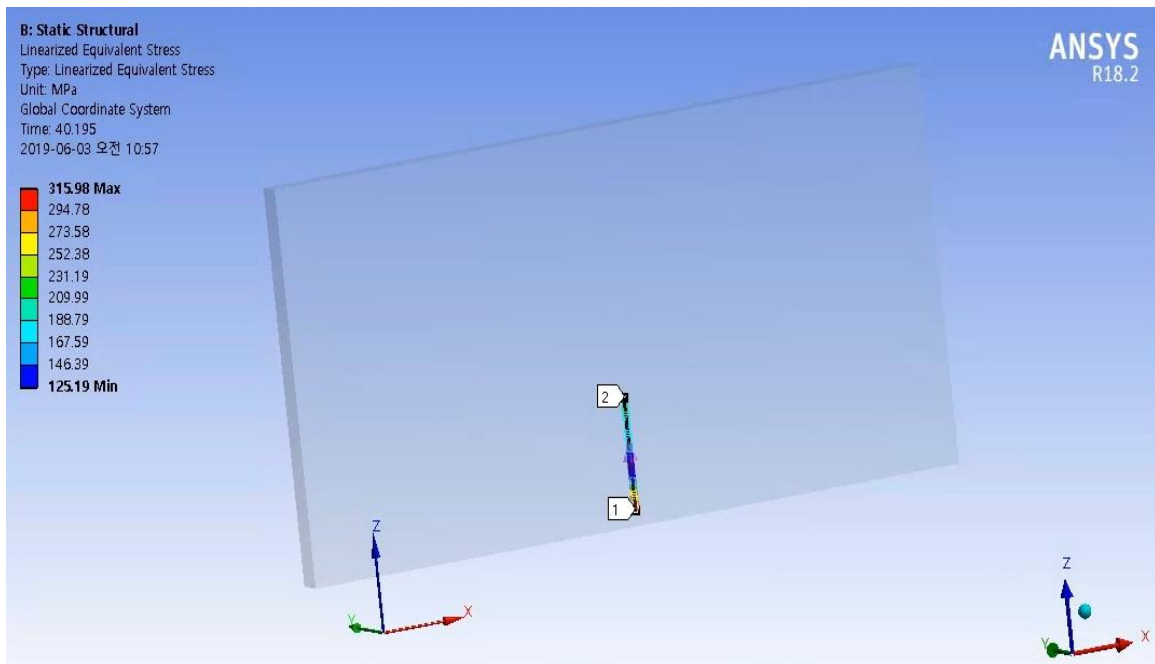


Fig.33 압축하중 작용 시 용접선 수직방향 상당응력 σ_{EQ}

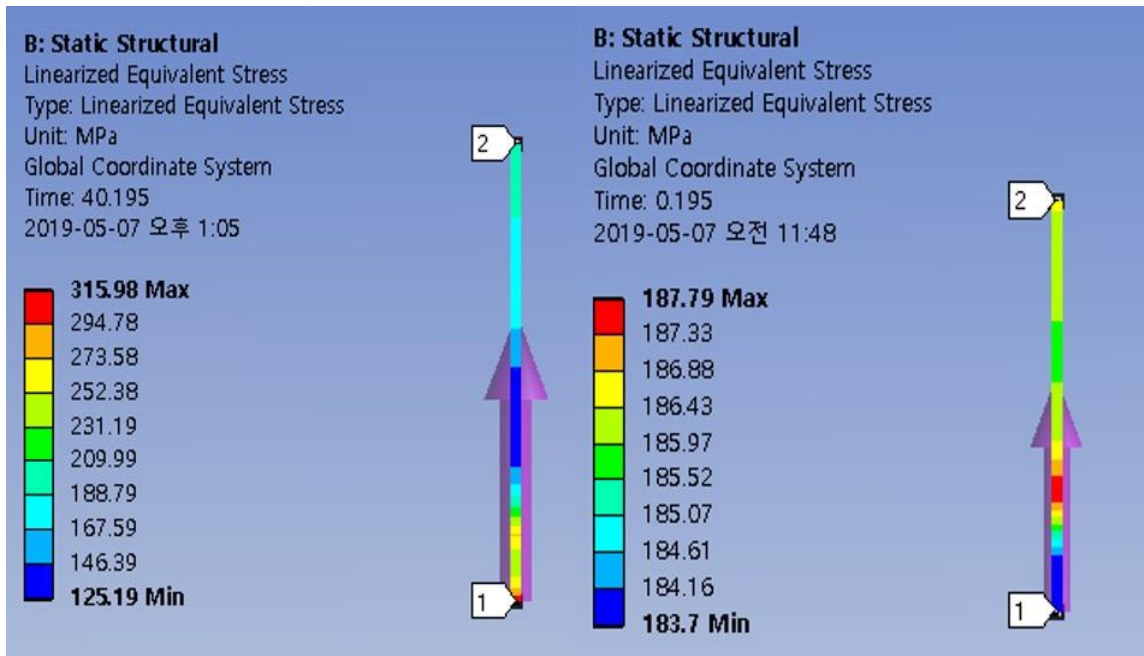


Fig.34 압축하중 작용시 용접선 수직방향 상당응력 σ_{EQ} 재분포 ;
 좌:잔류응력 유 / 우:잔류응력 무

(2) 인장하중 작용 시

모재의 탄성한도 내 영역인 인장하중 200 MPa을 잔류응력이 있는 상태와 없는 상태 2가지 경우에 대해 고찰하였다. 용접선 길이 X방향 응력 성분 σ_{XX} 의 값을 Fig.36에 나타내었다.

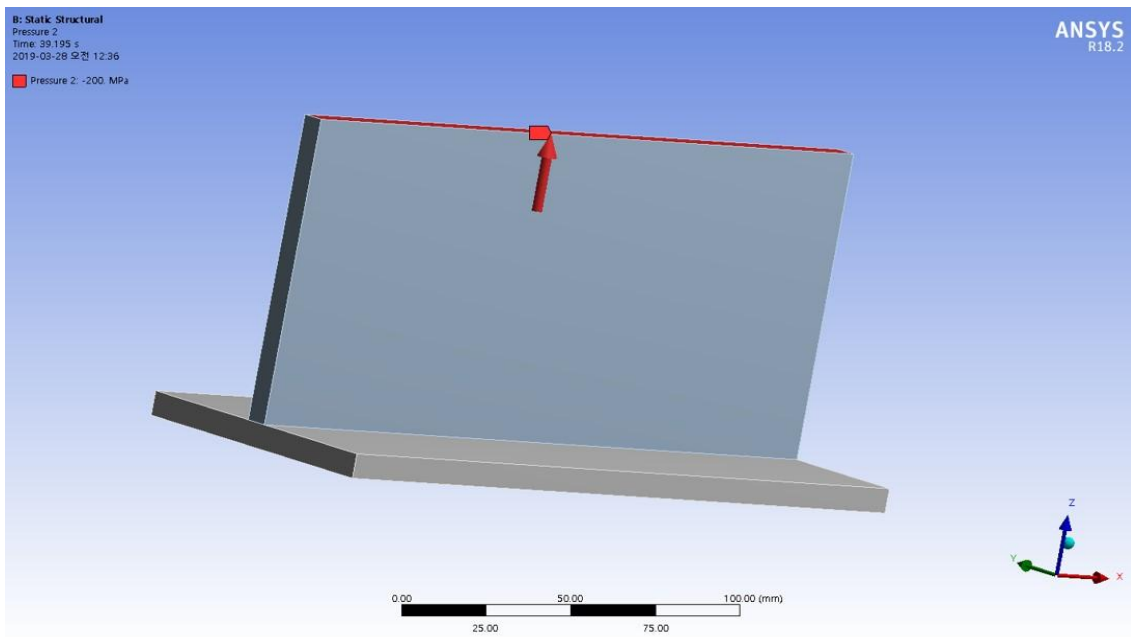


Fig.35 인장하중 (200 MPa) 적용

용접선 수직방향 상당응력 σ_{EQ} 은 Fig.37에 나타내었다. Fig.37에 나타낸바와 같이 잔류응력을 고려하고 인장하중을 가하였을 경우 인장하중의 영향으로 인해 용접부의 용접금속 및 열영향부의 인장응력 성분값이 다소 증가하는 반면, 모재부의 압축응력성분이 감소함을 나타내었다.

특히 잔류응력을 고려하고 인장하중을 가하였을 경우 최대값이 약 721Mpa으로 용접으로 인한 잔류응력에 인장성분이 중첩되어 증가하여 모재의 항복응력을 초과하였고, 잔류응력이 고려하지 않았을 경우는 순수 인장하중의 영향으로 모재 항복응력의 27% 수준에 달하였다.

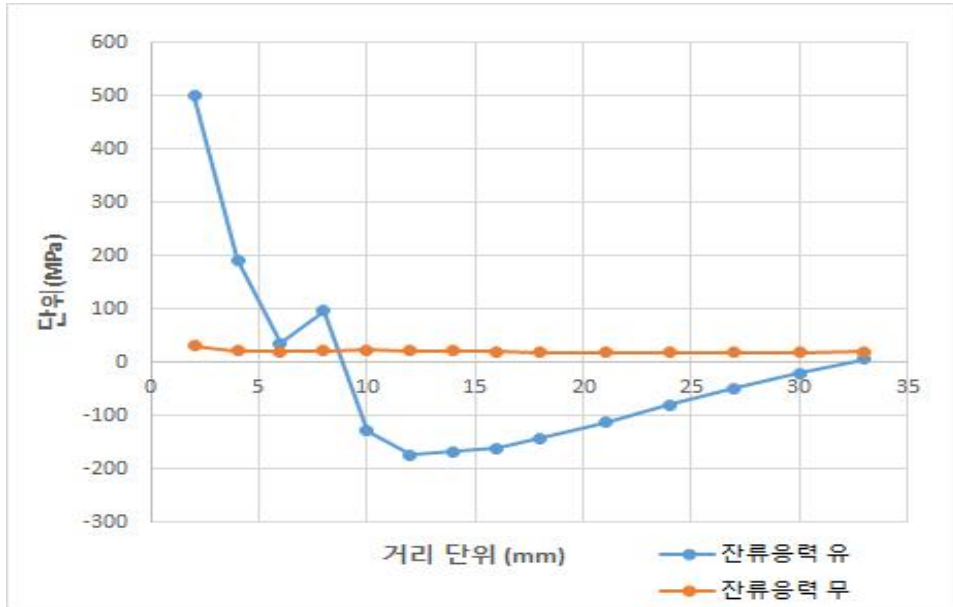


Fig.36 인장하중 작용시 용접선 방향 응력 σ_{xx} 재분포

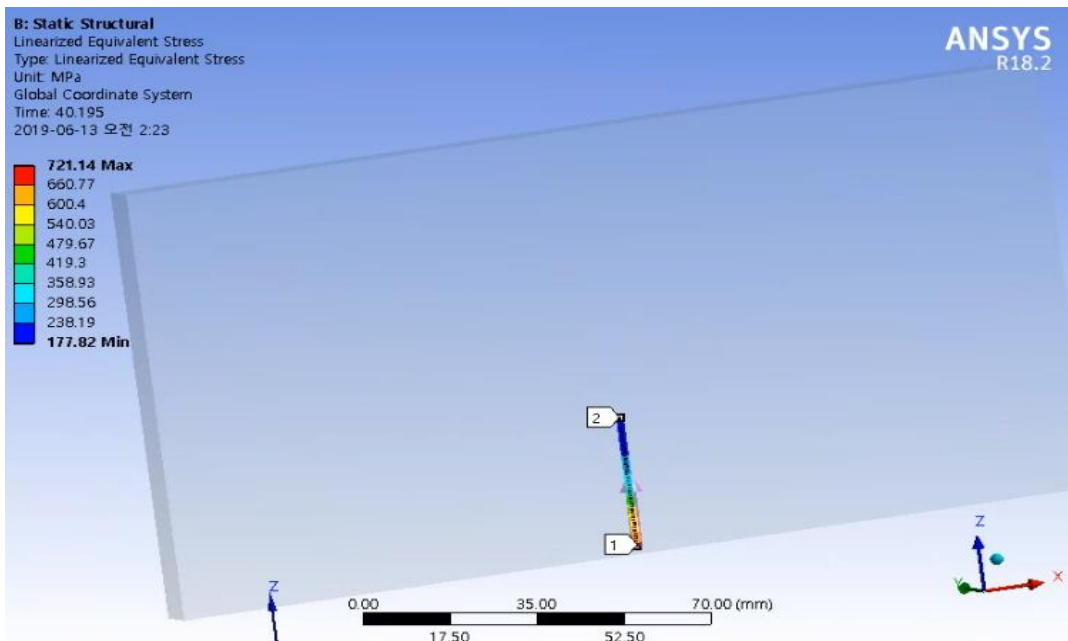


Fig.37 인장하중 작용 시 용접선 수직방향 상당응력 σ_{EQ}

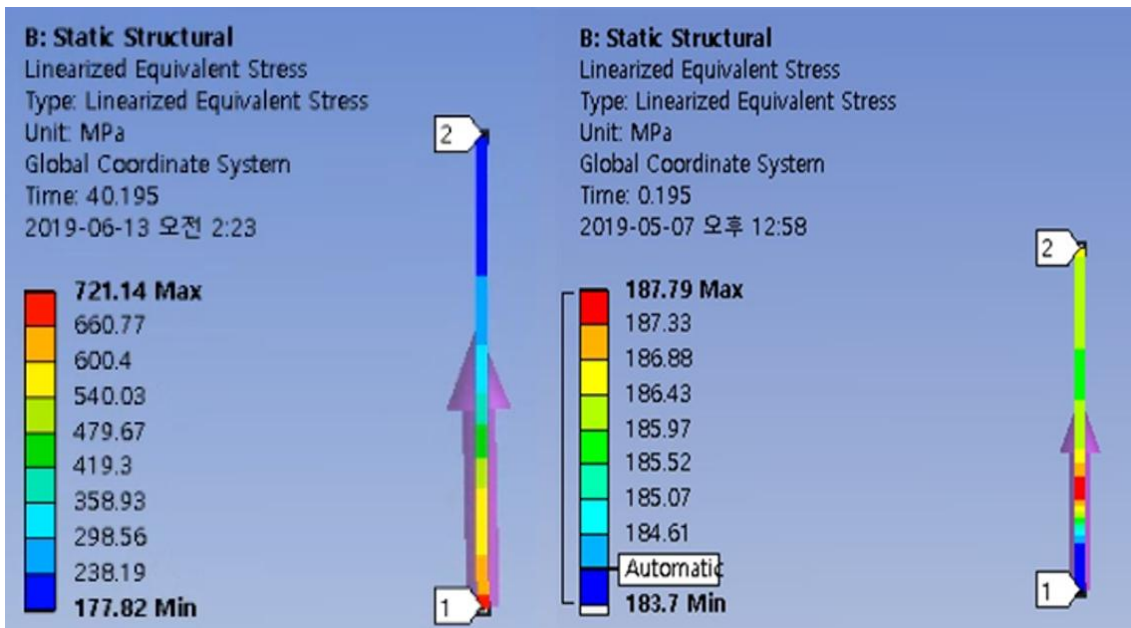


Fig.38 인장하중 작용시 용접선 수직방향 상당응력 σ_{EQ} 재분포 ;
좌:잔류응력 유 / 우:잔류응력 무

(3) 모멘트 하중 작용 시

모재의 탄성한도 내인 모멘트 하중 $5 \times 10^7 \text{ N}\cdot\text{mm}$ 을 잔류응력이 있는 상태와 없는 상태에서 2가지 경우에 대해 고찰하였다. 모멘트 작용위치 및 크기는 Fig.39에, 용접선 길이 X방향 응력 성분 σ_{XX} 은 Fig.40, 용접선 수직방향 상당응력 σ_{EQ} 은 Fig.41, 42에 각각 나타내었다.

Fig.40의 용접선 길이 X방향 응력성분 σ_{XX} 으로부터 잔류응력을 고려하였을 경우 용접금속과 열영향부의 인장응력성분은 더욱 증가하나 모재부는 압축성분으로 변함을 알 수 있었다.

Fig.41, 42의 용접선 수직방향 Z방향의 상당응력 σ_{EQ} 값을 살펴보면 은 2가지 경우 모두 인장응력을 보이고 있다. 잔류응력이 고려하고 모멘트 하중을 가하였을 경우, 최대값이 약 815Mpa이고 최소값은 617Mpa로 상대적은 높은 값은 나타나며 모재의 항복이 발생하는 수준까지 응력이 발생되었다. 잔류응력이 고려하지 않았을 경우 최대값이 약 544Moa, 최소값 510Moa로 모재 항복응력의 77% 수준까지 도달하였다.

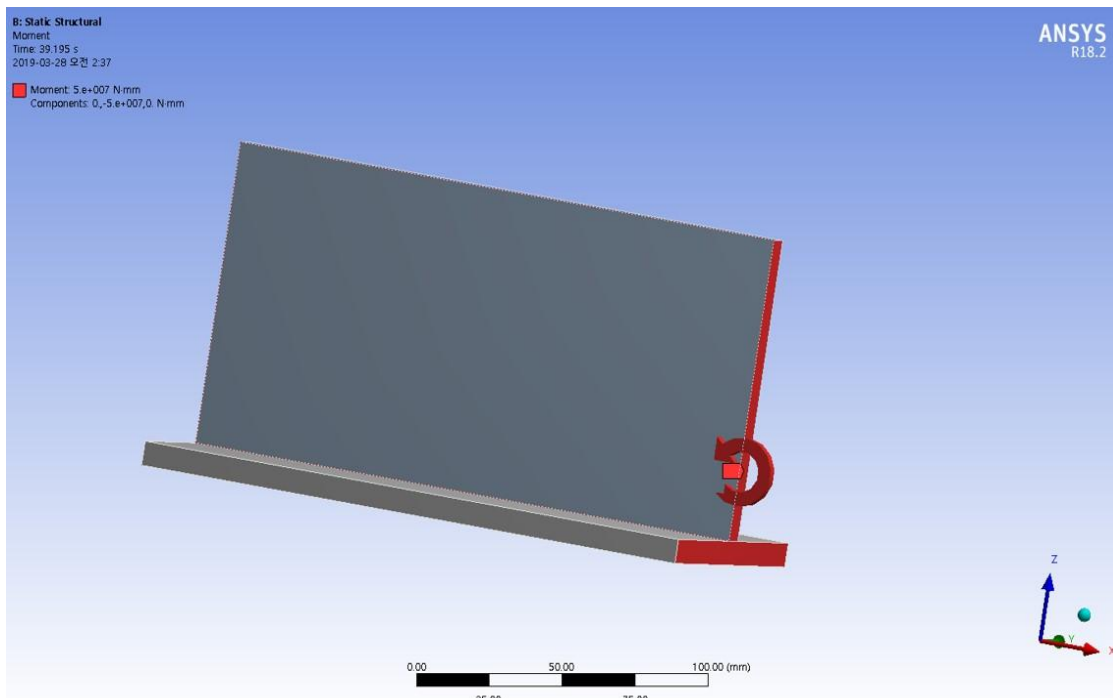


Fig.39 모멘트 하중 ($5 \times 10^7 \text{ N}\cdot\text{mm}$) 적용

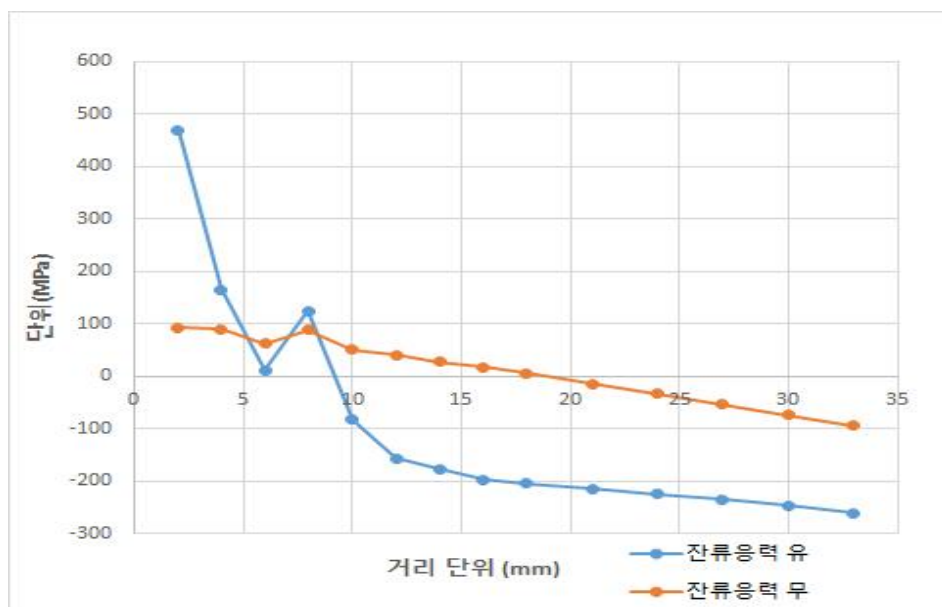


Fig.40 모멘트 하중 작용 시 용접선방향 응력 σ_{xx} 재분포

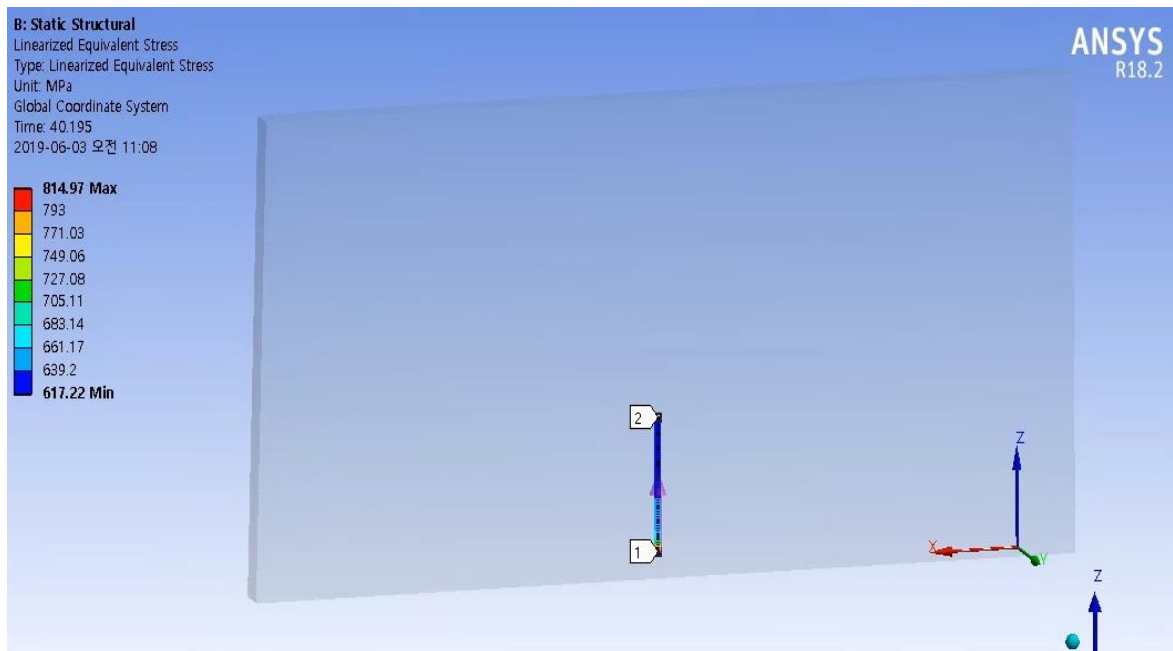


Fig.41 모멘트하중 작용 시 용접선 수직방향 상당응력 σ_{EQ}

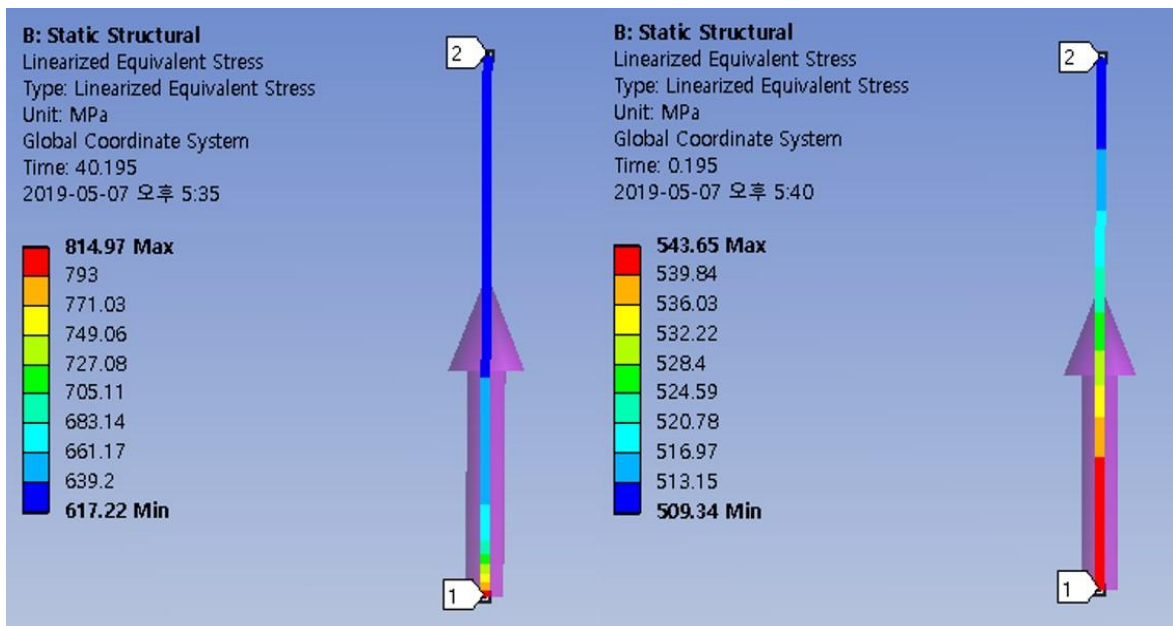


Fig.42 모멘트하중 작용시 용접선 수직방향 상당응력 σ_{EQ} 재분포 ;
 좌:잔류응력 유 / 우:잔류응력 무

3.2.2 잔류응력 고려 시 하중작용에 따른 특성 비교 분석

필렛용접부에 3가지 타입의 하중(압축하중, 인장하중, 모멘트하중) 작용시 잔류응력 양상을 살펴보았다. 세가지 하중 조건은 모재의 탄성 영역내의 하중조건을 적용하였다.

주목점으로 용접부의 용접선 길이 X방향 응력 성분 σ_{XX} 와 용접선 수직방향 Z방향의 상당응력 σ_{EQ} 이 잔류응력을 고려하는 경우 하중 적용 시 항복 또는 변형이 발생할 수 있는지를 살펴보았다.

압축(200 MPa) 하중 조건에서, 상당응력 σ_{EQ} 값은 2가지 경우(잔류응력 유/무) 비슷한 인장응력을 보이고 있지만 전반적인 값의 차이는 크지 않았다. 잔류응력을 고려하고 압축하중을 가하였을 경우, 모재의 항복응력의 45% 수준까지 응력이 도달하였다.

인장(200 MPa) 하중 조건에서, 상당응력 σ_{EQ} 값은 2가지 경우 비슷한 인장응력을 보이고 있지만 전반적인 값의 차이가 존재하였다. 잔류응력을 고려하고 인장하중을 가하였을 경우, 모재의 탄성한도 값을 초과하는 721MPa의 응력이 산출되었다.

모멘트 (5×10^7 N·mm) 하중 조건에서, 상당응력 σ_{EQ} 값은 2가지 경우 비슷한 인장응력을 보이고 있지만 모재의 탄성한도 값을 초과하는 값의 차이가 존재하였다. 잔류응력을 고려하고 모멘트 하중을 가하였을 경우, 모재의 항복응력 700 MPa을 넘는 814 MPa의 응력에 도달하였다.

제 4 장 결 론

본 연구에서는 고장력강 필렛용접 부에 하중을 가하였을 경우에 잔류응력이 구조 해석에 어떤 영향을 미치는 지를 살펴보기 위해서 실험 및 유한 요소 수치해석을 실시하였다. 실험을 통해 실제 고장력강 필렛용접부의 잔류응력을 측정하였고, 유한 요소 수치 해석을 통하여 필렛용접을 시뮬레이션하고 수치해석의 타당성을 검증하기 위해 실측한 값과 비교 평가함으로써, 수치해석 시뮬레이션에 대한 신뢰성을 확보하였다.

그 다음 잔류응력이 있는 상태에서 모재의 탄성 한도 내의 외력 (압축, 인장, 모멘트 하중) 잔류응력 고려 유무에 따른 역학적 거동을 파악하고자 하였다.

1) 필렛 용접부에 대한 잔류응력을 고찰해보면, 용접선 방향 성분 σ_{XX} 가 가장 크게 발생하고, 용접선 수직방향 성분 σ_{ZZ} 그리고 용접선 두께 방향 성분 σ_{YY} 순으로 발행함을 확인할 수 있었다. 이는 역학적 구속력이 크기순에 따라 발생하기 때문이다.

2) 수치해석 값과 실측값을 비교해보면, 정성적 측면에서 일치하고, 정량적인 측면에서 수치해석값이 높으나 그 차이는 미소하게 나타났다.

3) 잔류응력이 있는 상태와 없는 상태에서 모재의 탄성 한도(700MPa) 내 압축하중(200MPa), 인장하중(200MPa), 모멘트 하중(5×10^7 N·mm)을 가하였을 때를 비교하면,

- 압축하중의 경우 잔류응력의 고려 여부와 관계없이 용접선 방향 성분 σ_{XX} 및 상당응력 σ_{EQ} 값이 모재의 탄성 한도 내에 발생하였다.

- 인장하중의 경우 잔류응력을 고려하면 용접선 방향 성분 σ_{XX} 는 모재의 탄성 한도 내이며, 상당응력 σ_{EQ} 경우 모재 탄성 한도를 넘는 103% 수준의 721 MPa 응력 값이 나타났다.

- 모멘트하중의 경우 잔류응력이 있을 경우 용접선 방향 성분 σ_{XX} 의 값은 모재의 탄성 한도 내이며, 상당응력 σ_{EQ} 값은 모재의 탄성 한도를 넘는 814MPa 값이 나타났다.

용접 잔류응력을 고려하지 않는 용접 구조물의 구조해석 시 모재의 탄성 한도 내에서 안전성이 검토되나 실제로 용접 잔류응력을 고려할 경우 상기 결과와 같이 모재의 탄성 한도(항복 강도)를 넘는 경우가 존재하므로, 이에 대한 영향을 충분히 고려해야 할 필요성이 있다고 사료된다.

참고문헌

- [1] 방희선, 방한서 외, 외력이 작용하는 용접구조물에 용접잔류응력이 미치는 영향, 대한용접접합학회지, 2007
- [2] 이승엽, 강구조물의 용접해석조건이 잔류응력분포에 미치는 영향, 조선대학교 토목공학과 2011 석사 논문
- [3] 엄기원, 플렉스 코어드 아크 용접, 최신 용접 공학, 동명사
- [4] Y. Ueda and T. Yamakawa, "Analysis of Thermal elastic-Plastic-Stress and Strain during Welding by Finite Element Method" Trans. Japan Welding Society. Vol. 2, No.2 (1971)
- [5] Y. Ueda and T Yamakawa, "Thermal Stress Analysis of Metal with Temperature dependent Mechanical Properties" Proc. 1971 Int Conf. on Mechanical Behavior of Metal Vol. 3 (1972)
- [6] Y. Ueda, K. Fukuda, K, Nakacho, "Basic Procedures in Analysis and Measurement of Welding Residual Stresses by The Finite Element Method" Proc. of Int. Conf. on Residual Stresses in Welding Construction and Their Effects, Welding Institute, England(1977) 27-37
- [7] O.J. Zienkiewicz, "The Finite Element Method" 3rd McGraw-Hill Book Co., 1979)
- [8] 최원두, TIG 용접시 박판에 작용하는 열응력 해석 및 잔류응력 측정에 관한 연구, 충남대학교 기계공학과 2002 석사 논문
- [9] 용접 접합 편람 2018년 판, 제2권 역학, 시공 및 검사, 대한용접·접합학회
- [10] 박상기, 한전전력연구원 기술전문센터, 압입시험법에 의한 용접 잔류응력 측정 기술, 2014.4, 월간 계장기술
- [11] 유승지, 이두께 알루미늄 합금 Al5052 마찰교합용접 시 틀의 두께 방향 틸팅 각에 따른 용접성 및 성형성 평가, 조선대학교 용접접합과학공학과 2018 석사 논문
- [12] 최인철, 수치해석에 의한 이종재 마그네슘(AZ31B)/초고장력강(DP590) TIG-FSW 하이브리드 용접부의 금속간화합물 예측, 조선대학교 용접접합과학공학과

2018 석사 논문

- [13] Bergman, T.L., Lavine, A.S., Incropera, F.P., Dewitt, D.P., Fundamentals of heat and mass transfer, 2011, John Wiley and Sons
- [14] Kou, S., and Y. Le, 1984, Heat Flow during the Autogenous GTA Welding of Pipes, Metallurgical Transactions A 15A: 1165
- [15] Christensen, N., V.L. Davies, and K. Gjermundsen, 1965, Distribution of Temperature in Arc Welding, British Welding Journal 12(2): 54-75
- [16] 방한서, 김유철. (1991). 유한요소법에 의한 후판용접시의 3차원 비정상열전도 해석, 대한용접접합학회지, 9(2), 37-43.