



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](#)

2019
년
8월

2019년 8월
석사학위 논문

석사학위논문

비드 온 플레이트 용접 시 저온용강 및 고장력강의 각변형 특성에 관한 연구

비드 온 플레이트 용접 시 저온용강 및
고장력강의 각 변형 특성에 관한 연구

박
상
철

조선대학교 대학원
용접·접합과학공학과

박 상 철

비드 온 플레이트 용접 시
저온용강 및 고장력강의
각변형 특성에 관한 연구

A study on angular distortion characteristics of low
temperature and high strength steels
in bead-on-plate welding

2019년 8월 23일

조선대학교 대학원

용접·접합과학공학과

박 상 철

비드 온 플레이트 용접 시
저온용강 및 고장력강의
각변형 특성에 관한 연구

지도교수 방 희 선

이 논문을 공학 석사학위신청 논문으로 제출함

2019년 4월

조선대학교 대학원

용접·접합과학공학과

박 상 철

박상철의 석사학위논문을 인준함

위원장 조선대학교 교 수 방한서 (인)

위 원 조선대학교 교 수 방희선 (인)

위 원 조선대학교 교 수 손윤철 (인)

2019년 5월

조선대학교 대학원

CONTENTS

| | |
|------------------------|-----|
| List of Figures | IV |
| List of Tables | VI |
| Abstract | VII |
| | |
| 1장. 서론 | 1 |
| 1.1 연구 배경 | 1 |
| 1.2 연구 동향 | 5 |
| 1.3 관련 이론 | 11 |
| 1.4 연구 목적 및 방법 | 18 |
| | |
| 2장. 용접부 각변형 실험 | 20 |
| 2.1 실험 재료와 방법 | 20 |
| 2.2 재질별 각변형 특성 | 29 |
| | |
| 3장. 용접부 각변형 수치해석 | 37 |
| 3.1 수치해석 방법 | 37 |
| 3.2 수치해석 모델 및 조건 | 47 |
| 3.3 각변형 특성 결과 | 54 |
| 3.3.1 물성에 따른 영향 | 57 |

| | |
|------------------------|----|
| 가. 밀도에 따른 영향도 | 57 |
| 나. 비열에 따른 영향도 | 61 |
| 다. 열전도율에 따른 영향도 | 64 |
| 라. 열팽창계수에 따른 영향도 | 67 |
| 마. 탄성계수에 따른 영향도 | 69 |
| 바. 항복강도에 따른 영향도 | 72 |
| 3.4 결과 및 고찰 | 76 |
| | |
| 4장. 결론 및 향후 방향 | 90 |
| | |
| 참고문헌 | 93 |

List of Figures

| | |
|---|----|
| Fig. 1.1 Welding distortion in ship-yard | 1 |
| Fig. 1.2 IGC code CCS Classification | 2 |
| Fig. 1.3 High tensile steel application | 3 |
| Fig. 1.4 One-dimensional bar-spring model | 12 |
| Fig. 1.5 Analysis model for heat transfer condition | 14 |
| Fig. 2.1 Schematic of welding specimen | 24 |
| Fig. 2.2 Bead-on plate welding experiment for SUS316L | 27 |
| Fig. 2.3 Schematic of angular distortion measurement | 27 |
| Fig. 2.4 Welded specimens | 28 |
| Fig. 2.5 Relation between angular distortion and heat-input parameter | 29 |
| Fig. 2.6 Relation between angular distortion and heat-input parameter (<i>below threshold</i>) | 32 |
| Fig. 2.7 Relation between angular distortion and heat-input parameter (<i>above threshold</i>) | 35 |
| Fig. 3.1 Uniform body heat flux application & definition | 40 |
| Fig. 3.2 Boundary condition for heat transfer analysis | 41 |
| Fig. 3.3 Heat transfer analysis during moving heat source | 43 |
| Fig. 3.4 Boundary condition for thermal elastic-plastic analysis | 44 |
| Fig. 3.5 Thermal properties of temperature-dependent model | 45 |
| Fig. 3.6 Thermal properties of reference model | 45 |
| Fig. 3.7 Mechanical properties of temperature-dependent model | 46 |
| Fig. 3.8 Mechanical properties of reference model | 46 |
| Fig. 3.9 Configuration of reference model of bead-on-plate welding .. | 47 |
| Fig. 3.10 Definition of angular distortion | 52 |
| Fig. 3.11 Comparison between experiment and computed results | 53 |
| Fig. 3.12 Effectiveness of density on angular distortion ($Q1 < Q2 < Q4$) | 57 |
| Fig. 3.13 Effectiveness of specific heat on angular distortion | |

| | |
|--|----|
| (Q1<Q2<Q4) | 61 |
| Fig. 3.14 Effectiveness of heat conductivity on angular distortion | |
| (Q1<Q2<Q4) | 64 |
| Fig. 3.15 Effectiveness of thermal expansion on angular distortion | |
| (Q1<Q2<Q4) | 67 |
| Fig. 3.16 Effectiveness of Young' s modulus on angular distortion | |
| (Q1<Q2<Q4) | 69 |
| Fig. 3.17 Effectiveness of yield strength on angular distortion | |
| (Q1<Q2<Q4<Q5) | 72 |
| Fig. 3.18 Relation between angular distortion and heat-input | |
| parameter (<i>below threshold</i>) | 78 |
| Fig. 3.19 Relation between angular distortion and heat-input | |
| parameter (<i>above threshold</i>) | 85 |

List of Table

| | |
|--|----|
| Table 2.1 Chemical compositions and mechanical properties of various materials | 23 |
| Table 2.2 Welding condition for experiment | 25 |
| Table 2.3 Welding heat-input condition for experiment | 26 |
| Table 3.1 The range of thermal and mechanical properties for various materials | 39 |
| Table 3.2 Thermal elastic-plastic analysis cases | 39 |
| Table 3.3 Heat input conditions for welding analysis | 47 |
| Table 3.4 Comparison between reference & temperature-dependent model(Q1) | 49 |
| Table 3.5 Comparison between reference & temperature-dependent model(Q2) | 50 |
| Table 3.6 Comparison between reference & temperature-dependent model(Q4) | 51 |
| Table 3.7 Effect of properties on angular distortion | 55 |
| Table 3.8 Comparison between D3 & D4 analysis result(Q1) | 59 |
| Table 3.9 Plastic strain distribution for density(Q2, Q4) | 60 |
| Table 3.10 Comparison between S3 & S4 analysis result(Q1) | 62 |
| Table 3.11 Plastic strain distribution for specific heat(Q4) | 63 |
| Table 3.12 Comparison between C3 & C4 analysis result(Q4) | 65 |
| Table 3.13 Plastic strain distribution for conductivity(Q1) | 66 |
| Table 3.14 Comparison between Th3 & Th4 analysis result(Q4) | 68 |
| Table 3.15 Comparison between E3 & E4 analysis result(Q1) | 70 |
| Table 3.16 Comparison between E3 & E4 analysis result(Q4) | 71 |
| Table 3.17 Additional heat-input condition | 72 |
| Table 3.18 Comparison between Y3 & Y4 analysis result(Q1) | 74 |
| Table 3.19 Comparison between Y3 & Y4 analysis result(Q5) | 75 |

| | |
|---|----|
| Table 3.20 Order of property–distortion ratio | 76 |
| Table 3.21 Property ratio for various materials | 79 |
| Table 3.22 Property–distortion ratio (Q2) | 80 |
| Table 3.23 Total angular distortion for target material | 81 |
| Table 3.24 Conformity of experiment and calculation result (Q2) | 83 |
| Table 3.25 Property proportion on angular distortion(Q2) | 84 |
| Table 3.26 Property–distortion ratio (Q5) | 86 |
| Table 3.27 Conformity of experiment and calculation result (Q5) | 87 |
| Table 3.28 Property proportion on angular distortion(Q5) | 87 |

ABSTRACT

A study on angular distortion characteristics of low temperature and high strength steels in bead-on-plate welding

Sang-Cheol Park

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

Department of Welding and Joining

Science Engineering,

Graduate School of Chosun University

Welding deformation depends on heat transfer, material properties, constraint, joint geometry, and so on. Since these factors work in combination, it is hard to predict the accurate welding deformation. So far, no comprehensive theory, experiments, and results have been reported.

In this study, the material properties-induced angular distortion is discussed. For this purpose, bead-on-plate welding experiments were conducted on low-temperature and high-strength steels, which are widely used in shipyards.

Based on the experimental results, a reference model of temperature-dependent material properties was established to perform the vast analysis. From the reference model, the effect of material properties was investigated on the angular distortion. They consist of specific heat, density, thermal conductivity, coefficient of thermal expansion, elastic modulus and yield strength.

As a result, it was found that specific heat, density, and coefficient

of thermal expansion have the most significant effect on weld deformation. Also, the effect of yield strength on deformation is increased at high heat input. This finding quantitatively explains the difference in angular distortion with various steels used in ship building. It is expected that the welding deformation can be predicted and controlled in the design and production stages, reflecting the results of this study.

제1장 서론

1.1 연구 배경

선박과 해양구조물과 같은 구조물 제작 시 용접에 의해 용융부와 용접부 주위는 국부적으로 급속 가열과 냉각의 열이력을 받게 된다. 또한, 이동하는 열원으로 인해 온도장이 변화하여 용접부에 불균일한 온도분포가 형성된다. 이러한 불균일한 온도분포 때문에 고온 시 소성변형을 및 냉각 시 용접금속의 수축 등으로 용접변형과 잔류응력을 발생시키며 제품 정도 품질을 떨어뜨린다. [1~3][8] Fig. 1.1은 선박 구조의 용접변형 형태로써 이와 같은 용접변형은 교정작업과 재작업을 통해 수정되는데 이는 생산성을 감소시키는 주원인이다.



판계 맞대기 용접(SAW) 과대 변형



각변형 및 자유단 변형

Fig. 1.1 Welding distortion in ship-yard

최근 환경을 보호하고자 하는 움직임에 발맞춰 국제해사기구(IMO)는 환경 규제를 도입하고 황산화물 배출규제(IMO 2020)에 따라 모든 선박은 2020년 1월 1일부로 황산화물 배출량을 현행 3.5%에서 0.5%로 낮춰야 하며 선박의 주요 연료였던 Bunker C 유는 단독 사용이 금지된다. [6] 따라서 LNG 연료 추진선의 선호도가 높아져 Fig. 1.2와 같은 Type B 독립형 탱크 제작이 요구되고 있다. 독립형 탱크는 극저온(-163°) 및 고압의 극한 상태에서 안정성을 확보하기 위해 저온에서도 우수한 기계적 성질을 갖는 저온용강이 사용된다. 그 중 SUS304L, A5083-0, 9% Ni강이 널리 사용되고 있으며 고망간강은 적용단계에 있다. 이러한 독립형 탱크는 기존 육상공사와 일부 선박에 적용된 압력 용기(pressure vessel)와 비교해 구조 형상과 배치가 다르며 크기가 크다. 또한, 제작 경험이 많지 않고 저온용강의 용접 변형에 대한 이해가 부족하여 변형제어와 대책 마련이 어렵다.

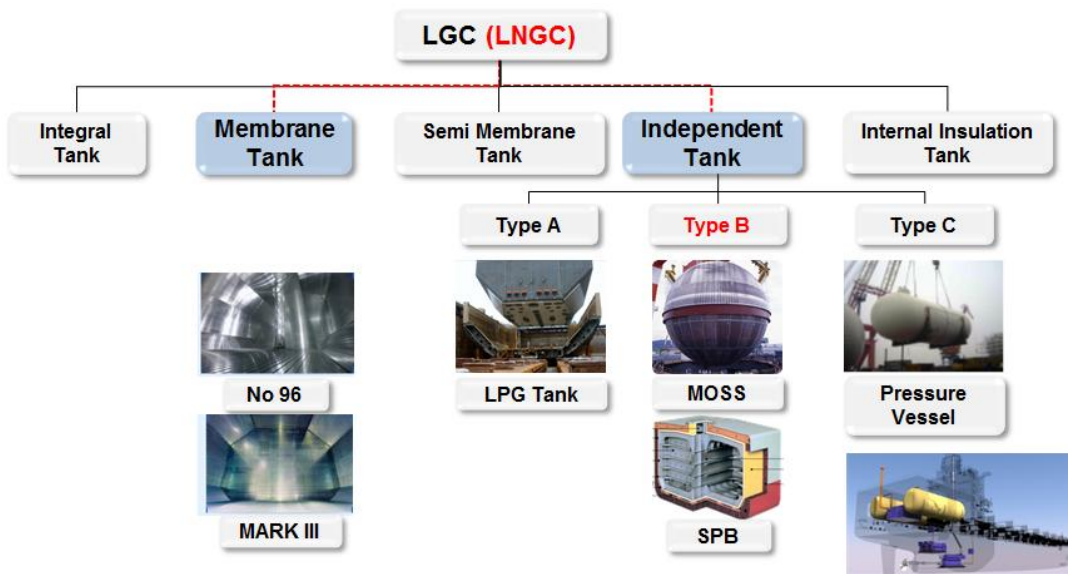


Fig. 1.2 IGC code CCS Classification

한편 상선과 해양구조물의 고장력강 사용이 증가 되고 있다. Container선, Bulk 선 같은 개방형 선박은 종강도를 증가시키기 위해 상갑판구조(Upper deck)에 항복 강도 500~550 MPa의 극후판이 사용되고 있다. 또한, Fig. 1.3에 나온 쇠빙 LNG선은 Ice Load 같은 극한 환경 하중으로 인해 강도가 500 MPa 압연강을 적용되고 있으며 Jack-up rig Platform의 Leg는 열악한 해수 환경 때문에 항복강도가 690 MPa 인 Forging강이 적용되고 있다. 그러나 고장력강의 용접변형에 대한 다양한 인식 차이로 인해 변형제어 및 대처 방법이 일관적이지 않아 생산성이 떨어지고 있다.



Yamal 러시아 쇠빙 LNG선



Jack-up Rig of Maersk drilling

Fig. 1.3 High tensile steel application

용접변형은 생산성을 감소시키는 측면 외에도 설계 기준과 밀접한 관계가 있다. 용접변형과 잔류응력은 최종강도뿐만 아니라 취성 파괴, 피로 강도와 관련이 깊다. 특히 초기 변형에 해당하는 용접변형은 하중이 가했을 때 좌굴과 같은 기하학적 대변형을 유발해 최종강도를 감소시킨다. [4~5] 이 때문에 국제선급협회(IACS)의 권고안 47은 선박 제작 시 최소 허용 공차를 만족하도록 명시하고 있고 선급에서는 최소 허용 공차를 강도평가의 조건으로 제한하고 있다. 현재 저온용강과 고장력강의 용접변형에 대한 이해가 부족하고 변형제어 및 대책이 미미한 상태지만 재질에 상관없이 제작 최소 허용 공차를 유지해야 하므로 생산 부담이 점차 증대되고 있다.

따라서 저온용강과 고장력강의 용접변형 특징에 대한 이해가 선행되어야 한다. 용접변형은 용접부의 급속 가열과 냉각을 통해 발생한 소성변형이기 때문에 열적 물성과 기계적 물성에 대한 영향이 크다. 탄소강 대비 평균적으로 스테인리스강과 고망간강의 열팽창계수는 1.6배, 열전도율은 0.6~0.7배이다. 9% Ni강은 항복강도는 높으나 열전도율은 0.8배이고 알루미늄 합금의 밀도는 0.3배, 열전도율은 4배, 열팽창계수는 1.6배이다. 이처럼 물성에 따른 변형 영향을 알면 각 재료의 변형 특성을 알 수 있다.

따라서 본 논문에서는 먼저 실험을 통해 재료별 용접변형량을 정량적으로 파악하고 아울러 열탄소성 수치해석을 실시하여 물성에 대한 영향을 분석하여 재료별 변형 특성을 고찰하고자 한다.

1.2 연구 동향

재질별 용접변형 특성을 파악하기 위해서 실험을 통해 용접변형 특성을 연구한 결과를 살펴보았다.

Okerblom(1958)는 비드 온 용접실험을 통해 용입이 0.6h(두께)보다 작을 때 각 변형과 $Q(\text{입열})/h(\text{두께})^2$ 과의 선형적 관계를 발견하였으며 용입이 깊을수록 용착금속 하부 모재 부분은 온도상승으로 인해 소성변형이 쉽게 발생되며 회전 굽힘 점으로 작용하기 어렵다는 것을 보였다.

Satoh, Terasaki(1976)는 방대한 비드 온 용접실험을 통해 용접 프로세스별 수축량과 각변형의 관계를 도출하였다. 프로세스 중 GMAW의 Mild강의 각변형은 $Q(\text{입열})/h(\text{두께})^2$ 가 2500 cal/cm³보다 작을 때 Q/h^2 에 비례하게 증가한 것을 보였다. 수축은 대체로 Q/h^2 이 클수록 수축이 커지지만 5000 cal/cm³이하에서는 직선이 아닌 곡선으로 감소하였다. 이는 가열 중 팽창이 고려된 것이라 하였다. 한편 GMAW로 재질별 용접변형을 비교하였는데 횡축은 입열을 무차원화한 계수 ($T_0^* = \frac{\alpha_0}{c\rho\epsilon_{Y0}} \cdot \frac{Q}{h^2}$)로 종축에는 무차원 횡수축 $S/h\epsilon_{Y0}$ 과 δ/ϵ_{Y0} 로 나타내어 각 재질의 횡수축과 각변형을 특성을 나타냈다. 중요한 것은 재료의 변형저항을 나타내는 무차원 파라미터인 $\theta_M^* = \frac{\alpha_0\theta}{\epsilon_{Y0}}$ 이 클수록 각변형의 차이가 크다는 것이다.

SUS310은 다른 연강과 A15083-0에 비해 재료의 무차원 파라미터가 커서 변형이 크게 발생하였다고 했다. 재료에 대해 항복이 발생하는 항복변형률(ϵ_{Y0})과 열팽창계수(α_0)의 영향이 크다는 것을 알 수 있었다. 이로써 재질별 용접변형은 입열, 두께, 밀도, 비열 외에 열팽창계수, 항복변형률의 영향을 고려해야 함을 보여주었다.

본 연구에서도 비드 온 용접(Bead-on-plate welding)으로 재질별로 다양한 입열 대 조건으로 실험을 하였으며 Satoh, Terasaki(1976)의 재질별 용접변형 특성에 사용된 무차원 변수를 사용한 것 대신 입열파라미터(Q/h^2)을 변수로 하여 각변형 특성을 정량적으로 비교하였다. 이는 생산 분야에서 쉽게 이해하여 활용도를 높이기 위함이다.

용접변형은 급속한 가열과 냉각을 통해 수축하여 변형이 발생하기 때문에 재료의 열적 기계적 특성에 따른 열전도 현상과 열변형에 대한 이해가 필요하다.

Bang(1992)은 3차원 열탄소성 해석을 통해 후판 용접부에 발생하는 3차원 잔류응력, 소성변형률의 분포 그리고 이들의 생성 메커니즘을 밝히어 역학적 현상을 규명하고자 했다. 과도변형 및 응력의 특징을 설명하였으며 탄성 및 소성역에 관계없이 탄소성 거동에서 발생하는 응력 성분의 크기는 각 응력 방향에서의 역학적 구속도의 세기에 따라 판별할 수 있다고 했다. 더불어 모재에 발생하는 응력 및 변형은 온도상승과 하강 영향을 받고 잔류소성변형은 온도상승 과정에서 발생하는 압축소성변형의 영향을 크다는 것을 보여주었다. 또한, 용착금속처럼 바로 냉각되어 생성되는 메커니즘과 다른 것을 설명하였다.

Luo et al.(1997)는 용접부를 Bar 모델을 사용하여 용접변형인 고유변형도(Inherent strain) 생성 메커니즘을 설명하였고 구속도(β)를 고려한 3차원 Cube 모델을 통해 고유변형도에 대한 최고도달온도와 구속도 영향을 보였다. 열탄소성 해석 결과로부터 계산된 고유변형도의 특성을 고려해 공식을 마련하였다. 그들이 제시한 Bar 모델은 온도 구간별 변형성분($\epsilon = \epsilon^e + \epsilon^p + \epsilon^{th}$)의 변화와 최종 용접변형을 쉽게 이해할 수 있다는 것에 큰 의미가 있으며 본 논문에서도 용접변형 발생기구 설명에 활용되었다.

Lee(2002)는 Bar 모델에 대한 열탄소성해석을 수행하여 온도에 따른 고유변형도의 특징을 보였고 온도의존성 물성을 적용한 경우 고유변형도의 지배 인자인 구속

도와 최고도달온도의 영향을 고찰하였다. Kim et al.(2015)은 고유변형도의 모순을 지적하였으며 용접부 근처 온도 구배에 따른 구속도 영향을 고려하기 위해 발전된 Solid-spring 모델을 제시하였다.

Mochizuki, Okano (2015~18)는 각변형에 대한 용접변형 변수로 두께 대비 열영향부 폭과 높이를 고려한 $(b_m/h)/(d_m/h)$ 을 제시하였고 이를 기계적 용융 영역(Mechanical melting zone)이라고 칭했다. Satoh, Terasaki (1976)가 제시한 입열파라미터(Q/h^2) 보다 높은 정확도를 보였고 용접공정별 비드 온 용접해석을 통해 그 유용성을 확인하였다. 해석 시 기계적 용융 영역의 온도 범위를 800°C 이하로 가정했으며 임계점 이하의 입열파라미터(Q/h^2)에서는 각변형에 대한 여성 영향은 무시할만하다는 것을 보였다. 이로부터 각변형은 기계적 용융영역, 즉 변형 저항을 잃어버리는 영역의 크기가 중요하다는 것을 보여준다.

선행 연구로부터 용접변형의 주요 인자는 입열, 두께 외에도 용접부 최고도달온도, 구속도, 기계적 용융 영역으로 확인되며 이는 재료의 열적 물성과 기계적 물성과 깊은 관계가 있다. 따라서 재질별 물성에 대한 영향을 분석하기 위해서는 열적 물성인 밀도, 비열, 열전도율과 소성변형과 관련된 기계적 물성인 항복강도, 열팽창계수, 탄성계수의 변형에 대한 영향도가 필요하다는 것을 알 수 있다.

본 연구의 목적은 실험을 통해 저온용강과 고장력강의 용접변형을 비교하고 열탄소성 수치해석을 통해 물성에 대한 영향을 분석하여 재질별 변형 특성을 고찰하는 것이다. 물성에 대한 영향을 알기 위해서는 먼저 변형에 대한 각 물성의 영향도를 파악해야 한다. 대상 물성 변수를 변화시키고 그 외 물성 변수를 고정해야 하나 이는 실험적으로 불가능하다. 이로 인해 수치해석을 선택하였지만, 영향도 분석을 위해 많은 사례의 해석이 수행되어야 하므로 시간이 오래 걸린다. 또한, 모든 물성이 온도에 따라 일정하지 않아 상대적인 비교가 어렵다. 이 문제를 극복하기 위해 선행 연구의 물성에 따른 영향도 분석 방법론과 그 결과를 조사했다.

용접변형 생성 메커니즘과 유사한 열가공 분야에서 열변형에 대한 영향도 분석 수행되었다. Vega et al.(2011)은 일반강(Mild steel)의 변형 실험결과와 온도의 존성 물성을 고려한 열탄소성해석 결과와의 유사함을 보인 입증된 수치해석 방법과 모델을 이용하여 물성에 따른 변형 영향도 분석을 수행하였다. 일반강의 온도에 따른 비선형 물성을 $-20\sim+20\%$ 범위로 조절하여 해석을 수행하였고 동일 입열일 때 각변형은 열전도율이 클수록 작게 발생하였다. 이는 가열 부위의 최고도달온도를 감소하게 하고 항복 응력을 크게 하여 변형이 작게 발생한다고 설명했다. 밀도와 비열은 매우 유사한 경향을 보이며 최고도달온도와 관련이 깊다고 하였다. 열전달계수(대류계수)는 큰 영향이 없다는 것을 보였다. 이어서 기계적 물성에 따른 영향도 분석을 수행하였으며 항복강도가 클수록 변형이 작게 발생하고 탄성계수가 클수록 변형이 작게 발생한다고 하였다. 그 외 소성경화효과와 프아송 비의 영향은 작고 열팽창계수의 영향은 컸다. 최종적으로 열가공에 있어서 변형에 대한 영향도는 비열, 밀도, 열팽창계수가 가장 크고 두 번째로 탄성계수, 항복강도의 영향이 크며 열전도율과 프아송 비, 대류계수의 영향은 적으며 소성경화 영향은 무시할 수 있다고 하였다. 본 논문에서는 이들의 영향도 분석을 위한 수치해석 모델 선정에 관한 방법론을 참고하였으며 물성 범위는 실제 저온용강과 고장력강의 물성 범위까지 확장한 것이 다른 점이다.

Yanjin et al.(2005)는 Lazer 성형 시 재질 특성에 대한 변형 영향도를 Vega et al(2011)과 유사하게 분석하였으나 다른 점은 변수로 채택된 물성은 온도의존성이 아니라는 것이다. 항복강도가 탄성계수보다 영향도가 크며 열전도율이 작을수록 두께의 상부 표면과 하부표면의 온도 차이가 크게 발생하여 변형이 크게 발생한다고 하였다.

Zhu et al.(2001)은 알루미늄 합금을 대상으로 용접 열탄소성해석과 실험결과를 비교하였고 상온, 평균치 물성, 온도의존성 물성을 적용했을 때 열이력, 잔류응력 그리고 변형 차이를 분석하였다. 열이력의 경우 상온과 평균 열전도율을 사용하여 해석한 결과는 실험결과와 매우 유사하며 상온의 밀도, 비열, 열전도율을 고려해

도 해석과 실험의 오차가 10% 범위 내인 것을 확인하였다. 상온 물성을 적용한 열 이력 결과를 이용하여 탄소성해석을 수행해도 온도의존성 물성을 적용한 용접해석 및 실험결과와 유사했다. 상온 탄성계수를 적용한 해석결과는 용접부 근처를 제외한 영역에서의 잔류응력이 큰 차이가 없다는 것을 보였다. 상온의 항복강도 적용할 경우 온도에 따른 항복강도가 과대평가 되어 가열과 냉각 중 과도변형은 발생하나 최종 변형이 Zero에 가까운 것으로 나타났다. 따라서 항복강도는 온도 의존성을 고려해야 한다는 것을 강조했다. 상온의 열팽창계수를 적용해도 잔류응력과 최종 변형의 차이가 크지 않음을 보였다. 이와 더불어 항복강도를 제외한 모든 물성을 상온의 것으로 적용한 해석결과와 온도의존성 물성을 적용한 해석결과의 오차 범위가 잔류응력의 경우 13% 이내, 변형은 10% 미만임을 보였다. 또한, 열탄소성해석에 온도에 따른 항복강도를 간략히 적용하는 방법을 제시했다. 100° C 이하까지는 상온의 항복강도를 적용하였고 용융온도의 2/3 이상 구간에는 상온의 항복강도의 5%를 설정하였다. 100° C와 용융온도의 2/3 구간에서는 상온의 항복강도와 항복강도의 5%를 선형적으로 연결하여 적용하였다.

이와 같은 방법은 Engineering 방법으로 온도의존성 물성이 아닌 상온 혹은 평균의 물성을 적용하여 정확성이 높은 열탄소성해석을 수행할 수 있다는 것을 보여준다. 또한, 해석 속도가 빨라서 많은 양의 해석이 가능하여서 물성에 따른 영향도 분석에 있어서 활용도가 높다고 판단 된다. 본 논문에서는 이들의 연구를 참고하여 영향도 분석을 위한 기준모델을 선정했다. 이때 기준모델의 물성은 상온의 밀도와 평균치인 비열, 열전도율, 열팽창계수를 적용하였고 간략화된 온도의존성 항복강도를 적용하였다. 추가로 온도의존성 탄성계수를 적용하였는데 이는 온도 변화가 심한 용접부 근처의 항복영역과 소성변형률의 정확성을 높이기 위해서이다.

Yang et al.(2014)은 실험을 통해 항복강도에 따른 박판의 용접변형 특성을 분석하였다. 일반적으로 항복강도가 높을수록 수축과 각변형이 작으나 일부 고입열대에서 고장력강의 각변형은 컸다. 시편의 단면 형태는 Square 개선으로 용접부

중앙부가 완전히 녹지 않은 상태였고 박판으로 인해 좌굴 변형 형태를 보였지만 고입열 때에서 고장력강의 각변형이 클 수 있다는 것을 보여주었다. 그러나 각변형 크기 차이에 대한 원인 분석이 부족하였다.

Wang et al.(2008)은 용접변형의 주요 파라미터인 입열, 두께, 재질에 따른 용접변형을 고유변형도 기반 Shell 요소를 이용한 탄성해석을 통해 계산되었다. 재질에 따른 변형 차이를 보였지만 해석 방법에 대한 고찰의 비중이 컸고 재질별 변형 차이에 대한 원인은 단순히 물성 차이라고 언급하였다.

본 연구에는 Satoh, Terasaki(1976)의 각변형 실험 방법을 선택하여 재질별로 다양한 입열 대 조건으로 실험하여 입열파라미터(Q/h^2)에 따른 각변형 특성을 정량적으로 비교하였다. 또한, Vega et al.(2011)이 제시한 물성에 따른 영향도 분석을 위한 기준모델 정립 방법과 Zhu et al.(2001)의 온도의존성 비선형 물성을 간략화 시켜 효율적인 해석이 가능한 Engineering 방법을 채용하였다. 이는 방대한 해석을 통해 물성에 따른 용접변형 영향도를 구하여 각 재질의 변형 특성에 대해 자세히 고찰하기 위함이다.

1.3 관련 이론

일반적인 용접과정은 용접재와 모재 사이에서 발생한 아크에 의해 생기는 열이 용접봉과 모재를 용융시켜서 접합하는 과정이다. 따라서 용접부 주변에 국부적인 가열이 이루어지고 이로 인해 판의 길이, 폭, 두께 방향으로 불균일한 온도분포를 형성하게 된다. 이때 가열되는 용접부는 열변형도로 인해 팽창하는데 인접 영역의 온도는 상대적으로 낮으므로 용접부의 팽창을 억제한다. 이 과정에서 용접부에는 탄성변형도와 함께 압축응력이 유발되고 응력이 탄성한계를 넘게 되면 압축 소성 변형도가 발생한다. 용접부가 최고도달온도에 이를 때까지 압축 소성변형도의 크기는 증가한다. 온도가 하강할 때에는 온도상승 시와 반대로 용접부는 수축하고 인접 영역은 수축을 억제한다. 따라서 용접부는 인장응력을 받고 응력이 탄성 한계를 넘게 되면 인장 소성변형률이 발생한다. [11] 결국, 용접부 변형은 가열 시 압축소성변형률이 냉각 시 발생하는 인장소성변형률보다 커서 발생하는 것이다. 용접 재료의 변형은 냉각과정만 겪으므로 열변형률과 인장소성변형률과의 합으로 나타내 지며 열변형률이 더 커서 수축하는 것이다.

Luo et al.(1997) 용접변형의 고유변형도 발생 과정에 대한 역학적 설명을 위해 Fig. 1.4.과 같은 1차원 Bar-spring 모델을 제시했다. Bar는 용접부를 Spring은 인접 구속 영역을 모델링 하였으며 인접 영역은 온도 변화가 없는 것으로 가정하고 용접부인 Bar만 $T_0 \rightarrow T_{max} \rightarrow T_0$ (상온)의 온도 변화를 경험한다. 식(1-1)은 기본 방정식인 변형도 관계식, 변형도-변형량 관계식, 응력-변형도 관계식, 평형 방정식이 있다. Bar의 겉보기 변형량을 결정하는 총변형도(Total strain, ϵ)는 탄성(ϵ^e), 소성(ϵ^p), 열변형도(ϵ^{th})의 합이다. 평형 방정식은 Bar와 Spring 간의 힘의 평형이 성립해야 한다. 고유변형도(ϵ^*)는 크립(creep) 현상, 상변태에 따른 체적 변화와 변태 소성이 고려되지 않으므로 최종 냉각 후 소성변형이다.

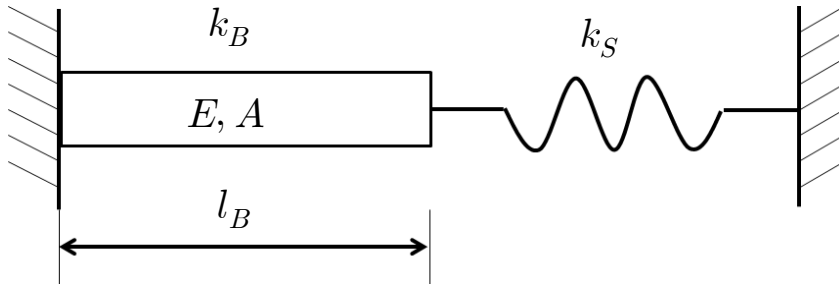


Fig. 1.4 One-dimensional bar-spring model

(1-1)

Strain relation

$$\epsilon = \epsilon^e + \epsilon^p + \epsilon^{th} = \epsilon^e + \epsilon^*$$

Strain-deformation relation

$$\epsilon = \frac{\Delta l_B}{l_B}$$

Stress-strain relation

$$\sigma = E \epsilon^e$$

Force equilibrium

$$F_B = F_S$$

(1-2)

$$T_{MAX} < T_1 (= \frac{\sigma_Y}{\beta E \alpha})$$

$$\epsilon^* = 0$$

$$T_1 < T_{MAX} < 2T_1$$

$$\epsilon^* = \frac{\epsilon_Y}{\beta} - \alpha T_{MAX}$$

$$2T_1 < T_{MAX}$$

$$\epsilon^* = -\frac{\epsilon_Y}{\beta} = -\frac{\sigma_Y}{\beta E}$$

$$\beta = \frac{k_s}{k_s + k_B} : \text{구속도}$$

ϵ_Y : 항복변형률, σ_Y : 항복강도

α : 열팽창계수, E : 탄성계수

T_{MAX} : 최고도달온도

식(1-2)는 최초 항복에 도달하는 온도(이하 항복온도) 기준으로 온도이력에 따른 소성변형도, 즉 용접변형을 표현하였다. 온도가 $2T_1$ 보다 높으면 최종 변형은 항복변형률에 비례하고 이는 항복강도 비례하고 주변 구속도와 탄성계수에 반비례함을 의미한다. 또한, 온도가 적당히 높지 않은 경우는 소성변형이 작을 수 있음을 시사한다. 이는 용접변형의 정성적 특성과 발생기구를 검토한 것으로 최종 변형인 소성변형도는 최고도달온도와 구속도의 함수로 표현한 것을 보여준다. 재료의 비선형성을 고려하면 증분형 방정식으로 표현되고 최고도달온도가 낮아지고 변형이 커지는 차이가 있을 뿐 기본적인 메커니즘은 같다.

용접에 의한 최고도달온도와 분포는 열전도와 관계가 있고 일반적인 열전도 현상과 다른 특징을 갖고 있다. 용접 아크가 시간에 따라 이동하므로 시간에 따라 열원의 위치가 변하는 이동 열원을 고려해야 한다. Fig. 1.5와 같이 판재의 표면을 이동하고 있을 때의 열전도 해석을 위한 좌표계를 보여준다. 열평형 조건으로부터 구한 준정상 상태의 열전도 기본 방정식은 식(1-3)과 같다.

(1-3)

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \kappa \nabla^2 + v_0 \frac{\partial T}{\partial x}$$

$$\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2}$$

$$\text{if } \frac{\partial T}{\partial t} = 0, \text{ 정상 상태}$$

$$\kappa = \lambda / \rho c, \text{ 열확산률}$$

$$\rho : \text{밀도}, v_0 : \text{용접 속도}$$

$$c : \text{비열}, \lambda : \text{열전도율}$$

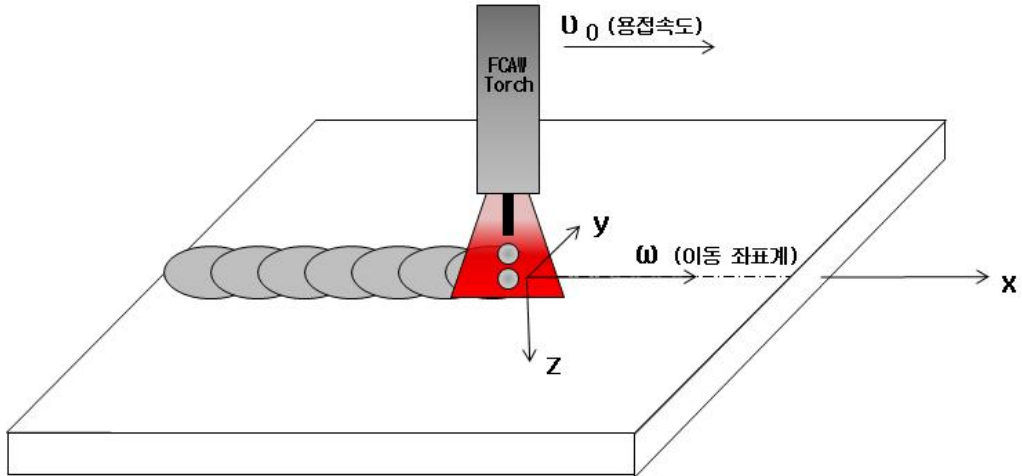


Fig. 1.5 Analysis model for heat transfer condition

Rosental(1938)은 위 미분 방정식으로부터 순간 열원에 의한 열전도를 1차원, 2차원, 3차원 형태로 유도하였으며 Rykalin(1960)은 준 정상 상태의 이동 좌표계를 이용하여 온도분포의 해를 구했다. 이로부터 유도된 판 표면의 임의의 점의 최고 도달온도를 식(1-4)과 같이 구할 수 있다. [21~23] 이로부터 최고도달온도와 그 분포는 입열, 열확산율, 열전도율, 용접 속도과 관계 깊다는 것을 알 수 있다. 따라서 열확산율의 성분인 비열, 밀도와 열전도율을 열적 물성 변수로 선정하여 최종 각변형의 영향을 살펴볼 것이다.

(1-4)

$$T = \frac{Q}{2\pi\lambda r} e^{-\frac{v_0}{2\kappa}(x+r)} \quad - \text{ 후판의 온도분포}$$

$$T_{MAX} \doteq \frac{v_0 Q}{2\pi e \lambda \kappa (2 + Y^2)} = 0.058 \frac{v_0 Q}{\lambda \kappa (2 + Y^2)} \quad - \text{ 후판의 표면 최고도달온도}$$

$$T = \frac{Q}{2\pi h \lambda} e^{-\frac{v_0 x}{2\kappa} K_0 \left\{ r \sqrt{a^2 + \left(\frac{v_0}{2\kappa}\right)^2} \right\}} \quad - \text{ 박판의 온도분포}$$

$$T_{MAX} \doteq \frac{Q}{\lambda h} \frac{1}{2\sqrt{\pi e (1 + 2Y^2)}} = \frac{Q}{5.86 \lambda h \sqrt{1 + 2Y^2}} \quad - \text{ 박판의 표면 최고도달온도}$$

$$X = -\frac{v_0 x}{2\kappa} \quad \kappa = \lambda / \rho c, \text{ 열확산률}$$

$$Y = -\frac{v_0 y}{2\kappa} \quad \rho : \text{ 밀도}, v_o : \text{ 용접 속도}$$

$$a^2 = \frac{2\beta_t}{\lambda h} \quad c : \text{ 비열}, \lambda : \text{ 열전도율}$$

$$\beta_t : \text{ 방열 계수}, h : \text{ 두께}$$

실제 용접부는 용융 금속이 모재에 용착되면서 발생한 열원과 아크 열원으로 구분되기 때문에 점 열원이 아니다. 점 열원은 판재의 표면에서의 외부 공기에 의한 대류 현상이 고려되지 않았기 때문에 용융부 근처에서는 부정확한 해를 갖는다. 따라서 용융부나 열영향부 등의 용접부 근방의 정확한 온도분포를 구하기 위해서 수치 해석적 방법인 유한요소법이 많이 이용된다. [25]

용접 아크에 의한 열전도를 정확히 모델링 하기 위해 가우시안 분포(Gaussian heat distribution)과 이중 타구형 체적 열입력 분포(Double ellisoidal power density distribution)등이 사용된다. [24] 가우시안 열원은 아크의 열분포를 유

사하게 표현하기 때문에 점 열 또는 선 열원에 비해 용융부와 모재의 온도를 정확하게 계산할 수 있으나 이를 사용하려면 용접조건에 따라 변화하는 열 분포에 대한 평균값과 편차에 대한 정보가 필요하며 평균값과 편차는 실험으로 결정해야 한다. 이중 타구형 열원은 고 에너지 밀도 용접의 경우 표면 모델로는 깊은 용입 현상을 구현할 수 있다. [26]

Bang(1992)는 유한요소법에 따른 열탄소성 해석의 이론을 소개하였으며 재료의 등방성을 고려하여 탄성 및 소성의 전 영역에 걸쳐 재료 정수의 온도의존성을 고려하였다. 또한, 소성역에서는 등방경화법칙을 고려한 Von-Mises의 항복조건을 항복함수로 사용하였으며, 변형응력(Strain-Stress)의 관계식을 Plastic Flow 이론에 따라 증분식으로 나타내었다. 본 논문에서는 식(1-5)과 같이 Bang(1992)의 소성역에서의 변형응력의 관계식과 소성변형도, 소성 조건을 소개하며 자세한 유도는 생략한다.

(1-5)

| | |
|--|---------------|
| $\{\epsilon\} = [D^e]^{-1} \{\sigma\} - \{\epsilon^{th}\},$ | - 응력과 변형도 관계식 |
| $\{d\sigma\} = [D^e] \{d\epsilon - d\epsilon^{th}\}$ | |
| $\{d\epsilon\} = \{d\epsilon^e\} + \{d\epsilon^{th}\} + \{d\epsilon^p\}$ | - 전변형도의 증분 구성 |
| $\{d\epsilon^p\} = d\lambda \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} = d\lambda \{\sigma'\}$ | - 소성변형도 증분 |
| $F = f - f_0 = \bar{\sigma}^2 - \sigma_Y^2(\bar{\epsilon}^p, T) = 0$ | - 소성판별식 |
| $dF = df - df_0 = 0$ | - 소성조건 |
| $\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2} \{ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \}}$ | - 상당응력 |
| $\bar{d\epsilon}^p = \left[\frac{2}{3} (d\epsilon_x^p{}^2 + d\epsilon_y^p{}^2 + d\epsilon_z^p{}^2) \right]^{\frac{1}{2}}$ | - 상당소성변형 |
| $d\epsilon_{vol} = d\epsilon_x^p + d\epsilon_y^p + d\epsilon_z^p = 0$ | - 체적 불변의 조건 |

$$\frac{\epsilon_p}{\sigma} = \frac{2}{3} d\lambda$$

- 상당소성변형과 상당응력의 관계

$[D^e]$: 탄성계수 매트릭스

- $\{\sigma'\}$: 편차응력, σ_Y : 항복 응력

$\{\epsilon^{th}\} = \{\alpha \Delta T\}$: 열팽창률 매트릭스

- $d\lambda$: 소성 스칼라량

응력과 변형도 관계식으로부터 탄성계수와 열팽창률에 의한 변형도 항이 추가된 것을 확인할 수 있다. 항복강도는 상당소성변형(equivalent plastic strain)과 온도에 의존한다는 것을 알 수 있고 상당소성변형은 Plastic Flow 이론에 따라 편차응력과 비례하며 편차응력(deviatoric stress) 방향으로 나아간다는 것을 알 수 있다.

따라서 물성에 따른 각변형을 검토하기 위한 물성 변수로 기계적 물성인 항복강도, 탄성계수, 열팽창계수와 열확산률의 성분인 열적 물성인 비열, 밀도와 열전도율을 변수로 선택하였다.

1.4 연구 목적 및 방법

본 연구의 목적은 조선소에서 쓰이는 저온용강, 고장력강의 각변형 특성을 살펴보고 수치해석을 물성에 대한 영향을 파악하여 재질별 변형 특성을 명확히 고찰하는 것이다.

1장에서는 저온용강과 고장력강의 용접변형에 대한 이해가 부족하여 대책 마련이 시급한 것과 재질이 달라졌음에도 불구하고 제작 최소 허용 공차는 유지되어 생산의 부담이 점차 증가하고 있다는 것을 소개했다. 연구 동향으로 기존 용접변형 특성에 관한 연구결과를 파악하였으며 재료의 열적 기계적 특성에 따른 열전도 현상과 열변형에 관한 연구를 살펴보았다. 또한, 효율적인 수치해석 방법론을 파악하였다. 관련 이론을 통해 용접변형의 생성 메커니즘과 주요 인자를 파악하였고 열전도 지배방정식과 탄소성이론을 통해 수치해석의 물성 변수를 선택하였다.

2장에서는 용접부 각변형 실험으로, 비드 온 용접을 통해 입열파라미터 $\frac{Q_{eff}}{h^2}$ 에 따른 재질별 각변형 특성을 분석하였다. 대상 시편과 재질, 용접 조건과 입열조건을 소개하였고 입열 제어 방법 및 측정 방법을 소개하였다. 실험결과로 먼저 전 영역의 입열파라미터에서 재질별의 변형 특성을 고찰하였다. 다음으로 세부적으로 임계점 이하와 이상에서의 각변형 특성을 고찰하면서 물성에 대한 영향을 추정하였고 그 한계점을 파악하였다.

3장에서는 실험결과에 대한 명확한 분석을 위해 용접부 각변형 수치해석을 수행하였다. 효율적인 열탄소성해석을 위한 기준모델을 정립하는 과정을 소개하였으며 온도 의존성 모델과 실험결과 비교 분석을 통해 기준모델의 타당성을 보였다. 기준모델을 활용하여 방대한 양의 열탄소성 해석을 수행하였으며 열적 물성과 기계적 물성에 따른 각변형 영향도를 파악하였다. 또한, 그 원인을 1장에서 소개한 용접 변형 주요인자와 물성과의 상관관계를 통해 규명하였다. 결과 및 고찰로 입열별

물성에 따른 영향도 순서를 규명하였다. 입열별 영향도와 AH32강 대비 저온용강과 고장력강의 물성변화율을 통해 계산된 각변형량과 실험결과를 비교하여 부합도를 산출하였다. 실험분석방법과 동일하게 임계점 이하의 입열 대와 임계점 이상의 입열 대를 구분하여 부합도를 검토했으며 재질별 변화량에 대한 물성 기여도를 정량적으로 논의하여 최종 저온용강과 고장력강의 각변형 특성을 고찰하였다.

4장에서는 용접변형 실험결과와 수치해석을 통한 영향도 분석을 통해 저온용강과 고장력강의 각변형 특성을 기술하였으며 응용 및 향후 방향에 대한 설명을 포함하였다.

제 2 장 용접부 각변형 실험

2.1 실험 재료와 방법

Sato, Terasaki(1976)의 재질별 실험은 무차원입열파라미터와 항복응력이 0이 되는 무차원 온도를 사용하여 각변형을 나타내었다. Mochizuki, Okano(2015~2018)는 열영향부(Heat affected zone)의 폭과 높이를 고려한 $(b_m(\text{폭})/h(\text{두께})) / (d_m(\text{높이})/h(\text{두께}))$ 을 변수로 하여 프로세스별 각변형 특성을 통합하려 했다. 그러나 이들은 용접변형에 대한 역학적 이해가 필요하며 생산 작업 시 열영향부 단면을 직접 확인하기 어려우므로, 입열량 계산하는 것이 유리하다.

따라서 용접성의 판단 기준인 입열량과 단면 특성인 두께를 동시에 고려할 수 있는 입열파라미터(Q_{eff}/h^2)를 변수로 하여 정량적으로 재질별 각변형을 비교할 필요가 있다. 식(2-1)은 입열파라미터 변수의 계산식이다.

$$\frac{Q_{eff}}{h^2} = n \frac{VI}{v} \cdot \frac{1}{h^2} \quad (J/mm^3) \tag{2-1}$$

Q_{eff} : 용접 모재에 전달된 입열량
 n : 아크 효율, V : 전압(V), I : 전류(A)
 v : 용접 속도(mm/s), h : 두께(mm)

본 실험에 사용된 재질, 간략한 화학적 성분과 기계적 특성은 Table 2.1과 같다. 탄소강의 재질 명은 B, AH32, EH40-TM, A500, HY80으로 항복강도 범위는 295~626 MPa으로 다양하다. 저온용강은 9% Ni강, 고망간강(Hmn), 스테인리스강(SUS316L), 알루미늄 합금강(AL6061)으로 이루어져 있다. 재질별 시편의 크기는 Fig. 2.1과 같다. Park(2005)은 용접 각변형에 영향을 주지 않도록 시험편의 크기와 해석 모델의 크기를 결정하는 것이 중요하며 용접 시 시편의 길이를 폭에 2배 이상을 제한했다. 이는 역변형에 의한 최종 변형이 과소평가되는 것을 방지하기 위한 것이었다. 본 실험에 사용된 시편은 인접한 두 개의 판재가 붙어있는 형태로 폭이 크

기 때문에 모재의 구속이 크며 많은 패스 수의 비드 온 용접으로 발생할 수 있는 종굽힘을 줄여 각변형의 정확성을 높일 수 있는 장점이 있다.

Table 2.2는 재질별 용접실험 조건을 보여주며 용접 프로세스, 용접재, 극성, 보호가스는 조선소에서 적용하는 WPS(welding specification procedure)를 참고하여 결정하였다. 용접실험 대부분은 용접 와이어 내부에 플럭스(Flux)가 충전된 형상의 플럭스 코어드 와이어를 사용한 FCAW(Flux Cored Arc Welding)를 수행하였으며 보호가스로 CO₂99%를 적용하였다. GMAW(Gas Metal Arc Welding)는 알루미늄 합금인 AL6061에 적용하였고 보호가스로 Ar99%를 사용하였다.

AH32강의 실험은 Seong(2019)에 의해 수행되었고 비드 온 용접실험을 통해 다양한 두께, 입열 조건에서의 각변형 특성 곡선을 구하였다. 본 연구에서는 Seong(2019)의 각변형 실험결과 데이터를 포함하였으며 각 재질별 각변형의 비교 분석에 있어서 기준으로 삼았다. 또한, 두께 12t의 입열에 따른 각변형량은 기준 모델을 확립하는 데 있어서 활용되었다.

Table 2.3은 각 재질에 대한 입열 조건을 나타낸다. 기본적으로 WPS의 입열 범위를 참고하여 결정하였으나 9% Ni강, 고망간강, 스테인리스강의 일부 고입열 조건은 WPS의 입열 범위를 넘는다. 건조사양서나 관련 code 및 Rule이 제한하는 용접부 물성을 만족하기 위해서는 WPS 입열 범위를 지켜야 하나 각변형의 임계점(Threshold)을 위치를 확인하고 임계점 이하 저입열 대와 임계점 이상 고입열 대의 각변형 차이를 비교하기 위해 입열 범위를 확장하였다. 탄소강의 경우 전류 285A, 전압 29V로 고정하고 속도만 조절하여 입열 조건을 다양하게 구현하였으며 각 저온용강의 경우도 마찬가지로 전류와 전압을 고정하고 속도를 조절하여 입열 조건을 다양화시켜 용접을 수행하였다.

판재 당 2가지 입열 조건을 수행하였으며 한 조건에 대해 최대 10 패스, 최소 5 패스를 수행하여 정도 높은 각변형을 산출하도록 하였다. 초기 아크 불안정에 대

한 영향을 피하고자 탭피스를 설치하였으며 용접 연속성을 위해 탭피스의 이면부만 용접하였다.

동일 조건의 입열을 구현하기 위해서는 전류, 전압, 속도를 제어해야 한다. 본 실험에서는 인버터(Inverter) 타입 용접기를 사용하였고 전류, 전압 조절이 쉬운 스마트 피터기를 적용하였다. 용접 중 시편과 토치 사이의 거리(Stand-off distance)를 19.5~20 mm로 일정하여 유지하였으며 용접 중 전류, 전압 계측기를 이용해서 모니터링을 하였다. 일정한 속도를 구현하기 위해 아래 보기형 레일형 캐리지를 사용하여 자동 용접하였다. 실험 장치와 구성은 Fig. 2.2와 같다.

각변형 측정은 완전 냉각 후에 수행되었으며 Fig. 2.3과 같이 디지털 각도계를 사용하여 패스별로 수행하였다. 측정 위치는 시편 중앙이며 최종 각변형량은 모든 패스의 평균값을 취하였다. Fig. 2.4는 용접 완료된 시편을 나타낸다.

Table 2.1 Chemical compositions and mechanical properties of various materials

| Material | Chemical composition(mass %) | | | | | Mechanical properties | | |
|-------------|------------------------------|------|------|------|------|-----------------------|------------------------|----------------|
| | C | Si | Mn | Ni | Cr | Yield strength (MPa) | Tensile strength (MPa) | Elongation (%) |
| B | 0.12 | 0.19 | 0.94 | 0.00 | 0.02 | 295 | 442 | 29 |
| AH32 | 0.16 | 0.24 | 1.12 | 0.04 | 0.03 | 348 | 495 | 30 |
| EH40-TM | 0.08 | 0.19 | 1.52 | 0.35 | 0.02 | 504 | 558 | 22 |
| A500 | 0.08 | 0.31 | 1.51 | 0.02 | 0.16 | 550 | 650 | 18 |
| HY80 | 0.14 | 0.25 | 0.25 | 3.08 | 1.59 | 626 | 768 | 27 |
| 9% Ni | 0.56 | 0.25 | 0.61 | 9.00 | 0.02 | 690 | 720 | 25 |
| Hmn | 0.44 | 0.28 | 24.0 | 0.03 | 3.38 | 453 | 847 | 61 |
| SUS316L | 0.02 | 0.50 | 1.26 | 10.1 | 16.7 | 285 | 588 | 57.8 |
| AL6061 [32] | According to KS D6759 | | | | | 110 | 145 | 16 |

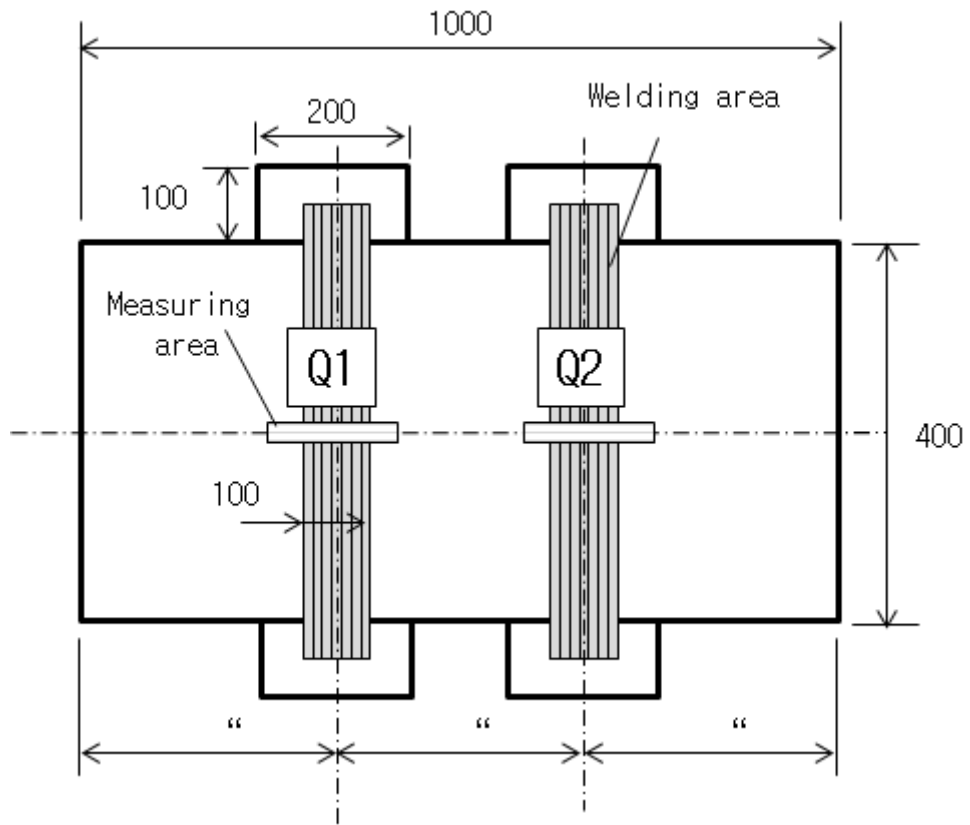


Fig. 2.1 Schematic of welding specimen

Table 2.2 Welding condition for experiment

| Material | Thickness (h, mm) | Welding Process | Wire brand (ϕ) | Polarity | Shield gas |
|----------|--------------------------------------|--------------------|--------------------------|----------|---------------------|
| B | 12 | FCAW | DSI181-K2 (1.2) | DCEN | CO ₂ 99% |
| AH32[41] | 11.5 12 15 19.5 28 45 | FCAW | DSI181-K2 (1.2) | DCEN | CO ₂ 99% |
| EH40-TM | 18 | FCAW | DSI181-K2 (1.2) | DCEN | CO ₂ 99% |
| A500 | 20 | FCAW | DSI181-K2 (1.2) | DCEN | CO ₂ 99% |
| HY80 | 15 | FCAW | DSI181-K2 (1.2) | DCEN | CO ₂ 99% |
| 9% Ni | 15 | FCAW | DW-N709SP (1.2) | DCEN | CO ₂ 99% |
| Hmn | 12 | FCAW | PT-400HM (1.2) | DCEN | CO ₂ 99% |
| SUS316L | 10 | FCAW | CSF-316LP (1.2) | DCEN | CO ₂ 99% |
| AL6061 | 10, 15 | Pulse- GMAW | ER5356 (1.2) | DCEN | 99% Ar |

Table 2.3 Welding heat-input condition for experiment

| Materia | Current (A) | Voltage (V) | Speed (Cm/min.) | | | | | |
|---------|-------------|-------------|-----------------|----|----|----|-----|-----|
| | | | 60 | 50 | 40 | 30 | 20 | 15 |
| B | 285 | 29 | 60 | 50 | 40 | 30 | 20 | 15 |
| AH32 | 285 | 29 | 60 | 40 | 30 | 25 | - | - |
| EH40-TM | 285 | 29 | 60 | 50 | 40 | 30 | 20 | 15 |
| A500 | 285 | 29 | 60 | 50 | 40 | 30 | 20 | 15 |
| HY80 | 285 | 29 | - | - | 40 | 30 | 20 | 15 |
| 9% Ni | 220 | 28 | - | 30 | 20 | 10 | 7.2 | 6.5 |
| Hmn | 220 | 28 | 40 | 30 | 20 | 15 | 12 | 10 |
| SUS316L | 250 | 28 | 60 | 50 | 40 | 30 | 20 | 15 |
| AL6061 | 208 | 26 | 60 | 50 | 40 | 30 | - | - |

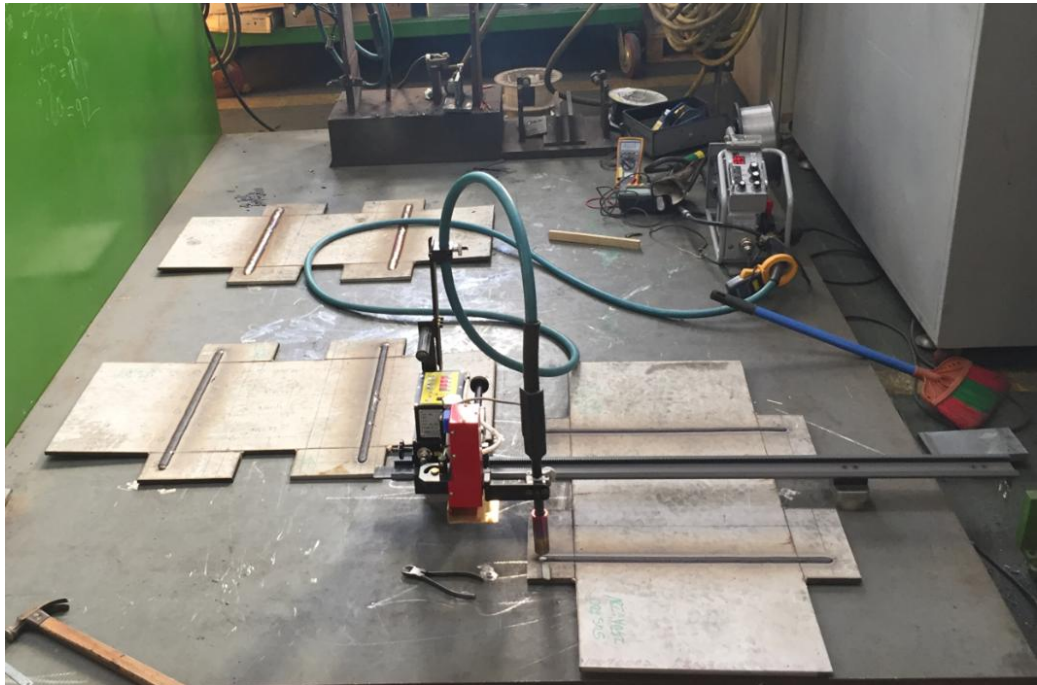


Fig. 2.2 Bead-on plate welding experiment for SUS316L

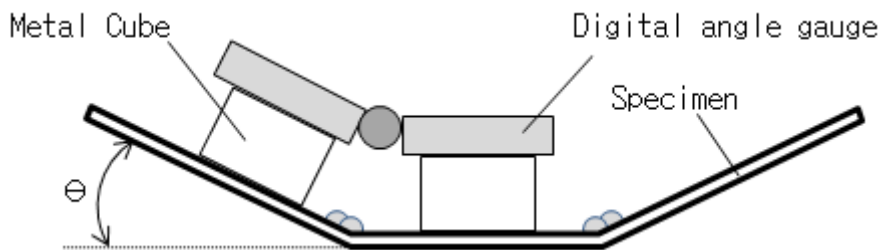


Fig. 2.3 Schematic of angular distortion measurement



Fig. 2.4 Welded specimens

2.2 재질별 각변형 특성

실험을 통해 입열파라미터인 Q_{eff}/h^2 에 대한 재질별 각변형 특성을 고찰해 보았다. Fig. 2.5는 각변형과 입열파라미터와의 관계를 나타낸 것이다. 횡축은 입열파라미터로 식(2-1)에 따라 계산되며 종축은 변수에 해당하는 측정된 각도를 나타낸다. 아크 효율(Arc efficiency)은 0.8로 정하였고 참고문헌[35]에서 제시한 GMAW(Gas metal arc welding)의 범위를 고려하였다.

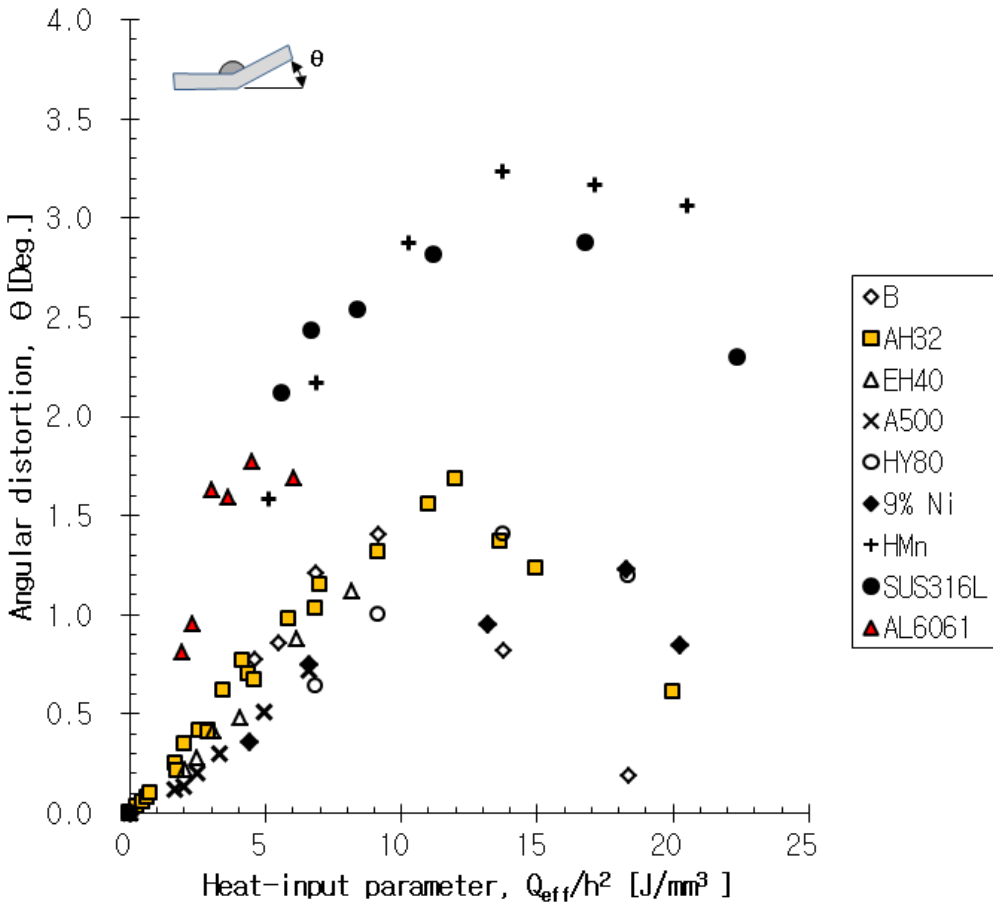


Fig. 2.5 Relation between angular distortion and heat-input parameter

결과를 고찰해 보면 AH 32강뿐만 아니라, 다른 재질도 Satoh, Terasaki(1976)의 프로세스별 각변형 실험결과와 같이 유사한 경향을 보였다. 입열파라미터 임계점(Threshold)이하에서는 입열파라미터에 따라 각변형은 비례하고 임계점 이후 각변형은 감소한 것을 알 수 있다.

입열파라미터 0~4 J/mm³ 구간에서 알루미늄 합금이, 그 외 구간에서는 고망간강과 스테인리스강의 각변형이 가장 크게 나타났다. 각 재질별 최대 각변형을 보이는 입열파라미터가 존재하며 이를 임계점(Threshold)이라 할 수 있겠다. 임계점 기준으로 변형 양상이 달라지며 임계점 이상에서 입열파라미터가 증가(입열 증가 혹은 두께 감소)하면 각변형이 작아진다. 반대로 임계점 이하에서는 입열파라미터가 증가하면 각변형이 커진다. 탄소강의 경우, EH40-TM(18t), A500(20t)은 작은 입열파라미터 영역에서 실험하여 임계점이 나타나지 않았다. 반면 15t 이하인 탄소강인 B, AH32, HY80 재질과 9% Ni강, 고망간강, 스테인리스강은 높은 임계파라미터에서 임계점(Threshold)이 발견되었고 알루미늄은 낮은 임계파라미터에서 임계점이 발생하였다.

본 실험의 비교 기준인 탄소강 AH32강의 항복강도는 348MPa이며 입열파라미터가 12~13 J/mm³에서 변형 양상이 달라진다. 항복강도가 295MPa의 B강은 9 J/mm³에서 변형이 달라졌다. 고장력강으로 항복강도가 504 MPa인 H40-TM과 550MPa인 A500은 두께가 커서 변형이 작아 임계점을 확인할 수 없었다. 이 때문에 항복강도가 626MPa인 HY80(12t)에 대해 추가 실험을 했고 임계점은 13~14 J/mm³로 확인하였다. 이로 인해 고장력강일수록 임계점의 입열파라미터가 커진다는 것을 발견할 수 있으며, 탄소강의 물성 중 항복강도에 따라 최대 각변형을 형성하는 입열 파라미터 조건, 즉 두께와 입열 조건이 존재한다는 것을 알 수 있다. 또한, 가장 강도가 낮은 B강의 임계점(9 J/mm³) 이하에서는 항복강도가 클수록 각형이 작다는 것을 알 수 있다. 임계점이 가장 큰 HY80의 임계점(13~14 J/mm³) 이상에서는 고장력강일수록 변형이 크게 나타남을 확인할 수 있었다.

9% Ni은 탄소강과 유사한 각변형 추세를 보여주며 17~18 J/mm³로 가장 높은 임계점을 형성했다. 실제로 조선소에서 적용되는 두께와 입열 조건을 고려하면 임계점을 넘어가는 현상이 드물다. 또한, 탄소강 HY80을 제외한 그 외 탄소강의 임계점 이하 입열파라미터 구간에서는 탄소강보다 변형이 작다는 것을 인지할 수 있다. 이 경우 동일 두께라면 탄소강이 9% Ni강보다 변형이 상대적으로 크다는 것을 보여준다.

고망간강과 스테인리스강도 임계점이 존재하며 14 J/mm³로 유사한 위치에 있는 것으로 판단된다. 임계점의 최대 변형량을 비교하면 AH32강에 비해 고망간강은 1.9배, 스테인리스강은 1.7배 정도로 각변형이 컸다. 그러나 강도가 낮은 B강에 비해 2~2.5배 이상 클 수도 있다.

알루미늄 합금은 다른 재질에 비해 용접 입열 범위가 좁고 임계점은 가장 낮은 5 J/mm³에서 형성된다. 최대 각변형은 1.77°으로 AH32강의 최대 각변형 보다 1.05배 크다. 따라서 각변형 기울기가 매우 크다는 것을 알 수 있으며 이는 동일 두께 일 때 입열에 따른 각변형의 변화량이 가장 크다는 것을 의미한다.

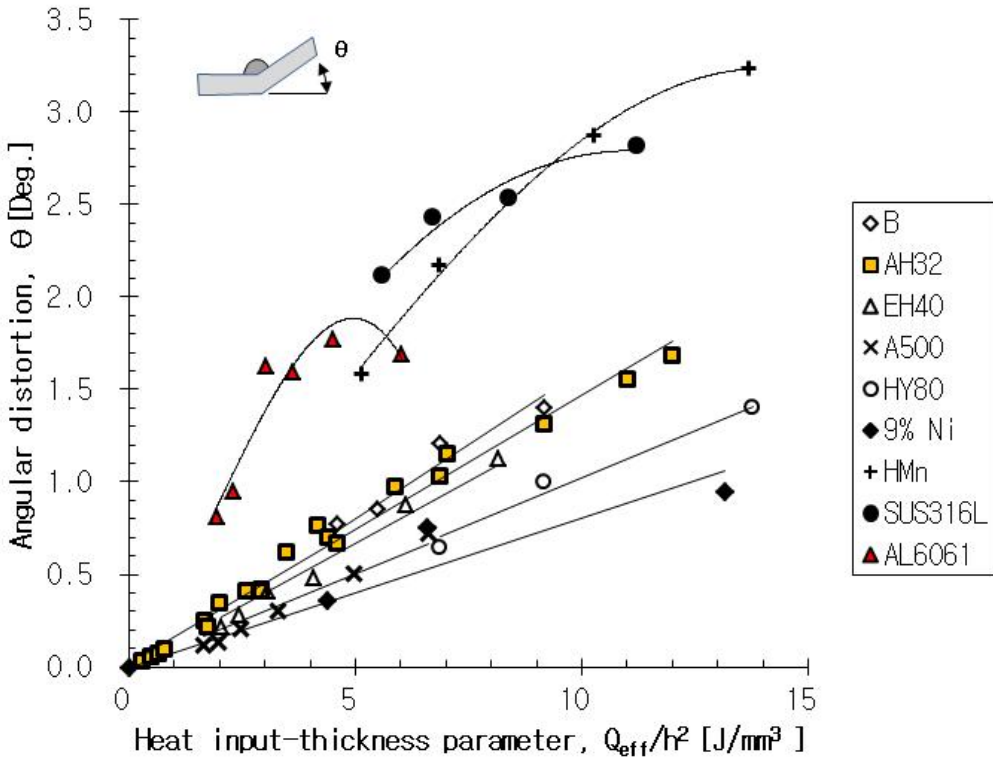


Fig. 2.6 Relation between angular distortion and heat-input parameter (*below threshold*)

Fig. 2.6은 탄소강, 9% Ni강, 고망간강, 스테인리스강의 입열파라미터가 임계점 이하일 때 각변형을 나타내며 추세선을 통해 각 재료의 각변형을 분석했다. 알루미늄 합금, 고망간강, 스테인리스강이 한 군집을 이루고 탄소강 및 9% Ni강이 또 다른 군집이 형성되었음을 확인할 수 있다. 이는 열적 물성인 밀도, 비열, 열전도율과 기계적 물성인 열팽창계수, 탄성계수, 항복강도 차이로 인해 구분된 것으로 판단된다. Table 3.1에 나타난 각 재료의 물성을 통해 상부의 스테인리스강과 고망간강은 하부 군집보다 밀도와 비열은 평균적으로 큰 차이를 보이지 않지만, 열팽창계수가 약 1.6배 크고, 열전도율이 0.6배 수준인 것을 알 수 있다. 알루미늄

합금은 탄소강보다 비열은 대략 1.35배 크다. 열전도율은 4배 이상이며 열팽창계수도 1.6배로 크다. 밀도는 0.34배 수준이며 탄성계수와 항복강도가 매우 낮다. 이로 인해 스테인리스강과 고망간강은 열팽창계수와 열전도율에 의한 영향으로 변형이 탄소강보다 크게 발생하는 것을 추정할 수 있고 알루미늄 합금은 다양한 물성 영향을 받는다는 것을 알 수 있다. 실험결과를 통한 재질별 분석은 아래와 같다.

탄소강의 경우, 임계점 이하의 입열파라미터 구간에서 기울기가 일정하다는 것을 알 수 있다. 이는 재질이 같은 경우 입열에 따른 각변형의 변화량은 유사하다는 것을 나타낸다. 탄소강은 열적 물성은 동일하며 항복강도를 제외한 기계적 물성이 같으므로 항복강도가 주요 변수이다. 따라서 임계점 이하의 각변형 차이는 항복강도로 인한 것으로 항복강도가 클수록 각변형이 작게 발생한다는 것을 알 수 있다.

고망간강과 스테인리스강의 경우 임계점 이하에서는 고망간강의 변형이 작게 발생한 것을 확인할 수 있다. 두 재질 중 가장 크게 차이 나는 물성은 항복강도이며 고망간강의 항복강도가 1.6배 더 크다. 고망간강과 스테인리스강의 변형차는 항복강도에 영향받을 것으로 추정되나 고망간강이 스테인리스강보다 비열이 1.3배 정도 크므로 비열의 영향을 고찰할 필요가 있다.

9% Ni강은 탄소강과 비교할 때 열적 물성은 유사하나 항복강도는 AH32강 대비 2배 크다. 따라서 항복강도 차이로 인해 변형이 작게 발생한 것으로 판단되지만 기울기가 더 작은 것으로 보아 다른 물성의 영향이 있는 것으로 판단된다. 실제로 비열과 열전도율, 탄성계수가 미미하지만, 탄소강에 비해 낮다.

알루미늄 합금강의 임계점에 해당하는 입열파라미터 값이 매우 낮으며 임계점 이하에서는 9% Ni강과 탄소강에 비해 각변형이 크다. 탄소강과 9% Ni강의 물성과 비교하면 물성뿐만 아니라 기계적 물성도 큰 차이를 보인다. 따라서 변형 차이에 대

한 설명이 난해하다. 알루미늄 합금강과 입열파라미터 범위와 스테인리스강의 입열파라미터의 범위가 겹치지 않아 각변형 비교에 있어서 무리가 있으나 임계점 이하에서 일정한 추세로 감소한다면 스테인리스와 유사할 것으로 예상된다. 알루미늄의 열팽창계수는 스테인리스강과 유사하나 다른 물성에서 많은 차이를 보인다. 따라서 정확한 분석을 위해 물성에 대한 영향도를 파악이 필요하다.

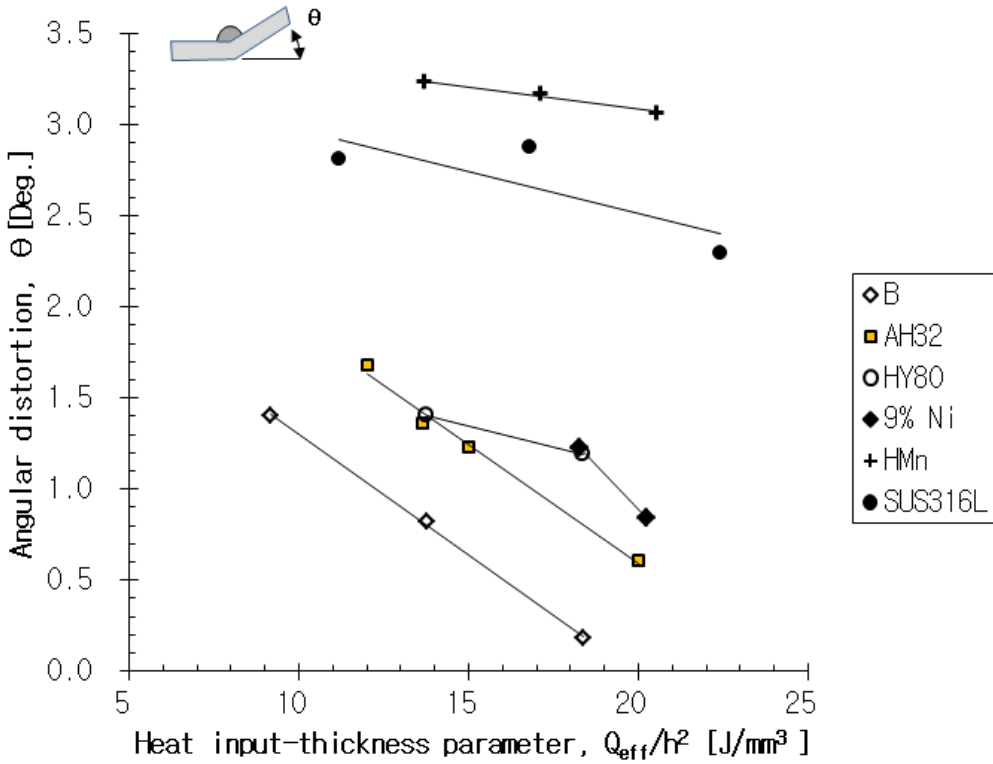


Fig. 2.7 Relation between angular distortion and heat-input parameter (above threshold)

Fig. 2.7 는 입열파라미터가 임계점 이상일 때 재질별 각변형을 나타내며 추세선을 통해 변형 차이를 자세히 볼 수 있다. 임계점 이상에서도 두 군집이 형성됨을 알 수 있다. 그러나 임계점 이하의 특성과 다른 점이 발견되었다.

탄소강은 고강도인 재료일수록 임계점에 해당하는 입열파라미터 값이 커진다. 또한, 임계점의 각변형이 AH32에서 최고이며 그 이상의 고강도 재질인 HY80은 오히려 감소한다. 임계점 이상의 공통된 입열파라미터 범위(14~19 J/mm³)에서는 항복강도가 크면 변형이 더 크게 발생하는 것을 확인할 수 있다.

또한, 9% Ni강의 임계점 이상에서 탄소강보다 변형이 크게 발생한다. 이는 항복강도의 영향이 클 것으로 판단되나 다른 물성에 대한 영향을 고려하면 명확한 설명이 가능하다.

스테인리스강과 고망간강도 임계점 이상에서는 고망간강의 변형이 스테인리스강보다 크게 발생하였다. 원인으로는 항복강도와 비열 차이에 기인한 것으로 판단된다.

이처럼 임계점 이상에서는 탄소강과 유사하게 9% Ni강, 스테인리스강, 고망간강들도 항복강도가 크면 변형이 클 수 있다는 현상을 확인할 수 있다. 따라서 임계점 이하와 이상의 다양한 입열대에서 항복강도의 영향 분석이 필요하며 원인에 대한 역학적 분석이 필요할 것으로 판단된다.

또한, 앞서 설명한 임계점 이하의 경우와 마찬가지로 탄소강 외에 다른 재료의 변형 차이를 주요 물성 차이로 정성적으로 추정할 수는 있지만 물성에 따른 변형 영향도를 알면 명확하게 변형 차이를 분석할 수 있다. 따라서 다음 장에서 수치해석을 통한 저온용강 및 고장력강의 용접부에 대한 각변형 특성을 고찰하고자 한다. 특히 주안점으로 유한요소법을 통해 물성에 따른 영향도 분석 방법을 제시하고 물성에 따른 변형 영향을 파악하고자 한다.

제 3 장 용접부 각변형 수치해석

3.1 수치해석 방법

본 논문의 목적은 조선소에서 주로 사용하는 비드 온 용접 시 저온용강과 고장력강의 각변형 특성과 물성에 따른 영향을 분석하는 것이다. 앞서 수행된 실험을 통해 재질별 각변형 특성을 분석하여 임계점 기준으로 항복강도의 영향이 달라질 수 있다는 것을 알 수 있었다. 또한, 탄소강 외에 다른 재질의 변형 차이를 명확히 규명하기 위해서는 물성에 따른 변형 영향도를 고찰해야 함을 알게 되었다.

따라서 본 장에서는 물성에 따른 각변형 영향도와 각 물성에 대한 변형 생성 원인을 규명하고자 한다. 영향도 분석을 위해서는 대상 물성 변수를 변화시키고 그 외 물성 변수를 고정해 실험을 진행해야 하나 변수 변화에 부합한 재질이 없어서 현실적으로 불가능하다. 따라서 용접변형 수치해석을 통해 영향도를 분석하는 것이 합리적이고 판단되며 물성 변수로는 열적 물성인 밀도, 비열, 열전도율과 기계적 물성인 열팽창계수, 탄성계수, 항복강도를 선정하였다. 그 외의 물성은 선행 연구를 통해 영향력이 매우 작은 것으로 알려져 있으므로 제외하였다.

Vega et al.(2011)는 선상가열 실험결과와 해석결과를 일치시킨 기준모형을 사용하여 물성 변수를 변경하면서 해석을 수행하여 물성에 대한 변형 영향을 고찰하였다. 본 연구에서도 물성에 대한 영향도를 구하기 위해 열탄소성 수치해석 결과와 용접변형 실험결과를 일치시킨 기준모형을 사용되었다. 기준모형은 다양한 변수에 대한 열탄소성 해석을 수행하기 위해서 효율적인 해석 기법을 적용하였고 온도의 존성 물성을 최대한 간소화하였다.

Zhu et al.(2001)의 효율적인 Engineering 방법을 채용하여 기준물성은 간략하게 적용하기 위해 열적 물성인 밀도는 상온 값으로 적용하였고 그 외 비열, 열전

도율은 온도 의존성 물성의 평균값을 적용하였다. 또한, 기계적 물성인 열팽창계수는 온도의존성 물성의 평균값을 적용하였다. 항복강도와 탄성계수는 100°C 이하까지는 상온의 항복강도를 적용하였고 용융온도의 $2/3$ 이상 구간에는 상온의 항복강도의 5%를 설정하였다. 100°C 와 용융온도의 $2/3$ 구간에서는 상온의 항복강도와 항복강도의 5%를 선형적으로 연결하여 적용하였다. 본 연구와 Zhu et al.(2001)의 연구와 다른 것은 탄성계수의 온도 의존성을 고려하되 간략히 선형화시켜 반영한 것이다. 기준모델에 적용한 열적 물성과 기계적 물성은 Fig. 3.6과 3.8에 나타내었다.

기준모델은 AH32강 12t 비드 온 용접을 대상으로 하였다. 이는 실험과 마찬가지로 AH32강을 기준으로 다른 재료의 각변형의 크기를 추정하고 물성에 따른 변형 차이 분석하기 위해서이다. 각 물성에 따른 각변형 영향도(각변형 비)를 구한 후 AH32강과 다른 재료의 물성 차이를 나타내는 물성 변화율 곱하면 AH32강 대비 물성 변화에 따른 각변형 변화량(차)을 구할 수 있기 때문이다. 따라서 기준모델의 물성은 Table. 3.2에서 Reference(기준물성)에 해당하며 AH32강을 대표하는 물성이다.

기준모델이 수립되면 Table 3.2처럼 대상 물성 변수를 변화시키고 다른 변수를 고정해 해석을 수행한다. 해석 Case의 첫 문자는 각 물성의 영문 첫 글자며 숫자는 해석 Case 번호이다. 물성 변수 범위는 Table 3.1에 나타낸 것처럼 탄소강인 B, AH32, EH40, A500, HY80와 9% Ni강, 고망간강, 스테인리스강, 알루미늄 합금의 온도에 따른 열적 물성과 기계적 물성의 범위를 포함할 수 있도록 선택하였다.

Table 3.1 The range of thermal and mechanical properties for various materials

| Properties | Carbon [DSME] | 9% Ni [28] | HMn [POSCO] | SUS316L [30] | AL6061 [29] |
|-----------------------------------|---------------|------------|-------------|--------------|-------------|
| 밀도 (ρ , Kg/m ³) | 7500~7830 | 7000~8000 | 7200~7830 | 8000 | 2700 |
| 비열 (C, J/kg°C) | 480~700 | 450~850 | 490~900 | 450~600 | 800~1040 |
| 열전도율 (λ , W/m°C) | 30~50 | 25~35 | 15~35 | 15~30 | 150~175 |
| 열팽창계수 (α , 1/°C) | 1.2~1.5 | 1.0~2.0 | 1.5~3.2 | 1.6~3.0 | 2.3 |
| 탄성계수 (E, Gpa) | 209 | 200 | 197 | 195 | 70 |
| 항복강도 (σ_Y , Pa) | 235~626 | 490~690 | 453 | 285 | 110 |

Table 3.2 Thermal elastic-plastic analysis cases

| Properties | | | Reference (기준물성) | | |
|-----------------------------------|----------|----------|------------------|-----------|-----------|
| 밀도 (ρ , Kg/m ³) | 3000(D1) | 5000(D2) | 7860(D3) | 10000(D4) | 12000(D5) |
| 비열 (C, J/kg°C) | 400(S1) | 500(S2) | 684(S3) | 800(S4) | 900(S5) |
| 열전도율 (λ , W/m°C) | 20(C1) | 30(C2) | 36.8(C3) | 100(C4) | 150(C5) |
| 열팽창계수 (α , 1/°C) | 0.5(Th1) | 1.0(Th2) | 1.42(Th3) | 2(Th4) | 2.5(Th5) |
| 탄성계수 (E, Gpa) | 50(E1) | 100(E2) | 209(E3) | 250(E4) | 300(E5) |
| 항복강도 (σ_Y , MPa) | 100(Y1) | 200(Y2) | 315(Y3) | 400(Y4) | 500(Y5) |

기준모델을 정립하기 위해서는 기존 온도의존성 모델의 해석결과 및 실험결과와 유사한 결과를 보임으로써 기준모델의 타당성을 확립해야 한다. 그러기 위해서는 우선 열탄소성해석이 수행되어야 한다. 용접 열원 효과를 구현하기 위해서는 적합한 열원을 고려하여 열전도해석을 수행해야 한다. 기존 가우시안 분포(Gaussian heat distribution)와 이중 타구형 체적 열입력 분포(Double ellipsoidal power density distribution) 등이 사용되는데 이 모델들은 해석시간이 오래 걸리고 다양한 해석을 통해 물성에 따른 영향을 분석하기에는 비효율적이다.

따라서 Fig. 3.1과 식(3-1)에 나온 바와 같이 용접의 이동효과를 고려한 균일분포 체적 열속(Uniform body heat flux)을 채택하였으며 기존 용접부 온도 분포 예측을 위한 2D 열전도해석에 적용된 균일분포 체적 열속을 참고하였다. [용접강도 위원회(2005)] 대신 이동 열원 효과를 고려하기 위한 온도 상승과 하강 효과를 고려하지 않았다. 이는 체적열원이 이동하면서 이동 열원 효과가 구현되기 때문이다.

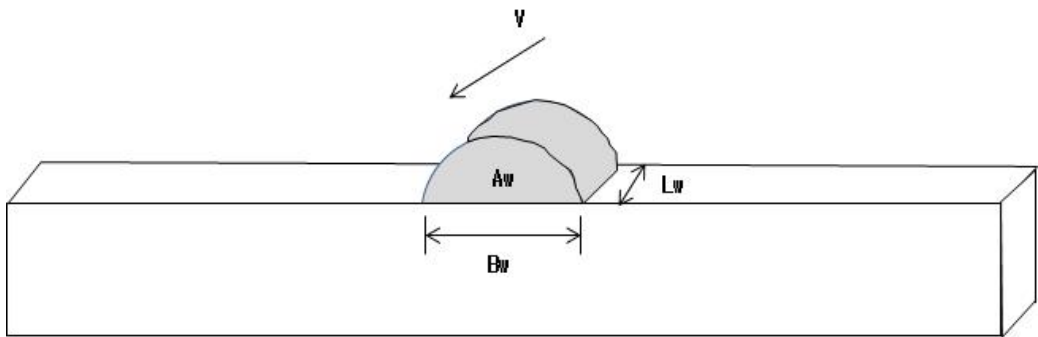


Fig. 3.1 Uniform body heat flux application & definition

(3-1)

$$Q_{eff} = n \frac{VI}{v}$$

n : 효율=0.8, V : 전압(V)
 I : 전류(A), v : 용접 속도(mm/s)

$$q_M = \frac{Q_{eff}}{A_W L_W} \quad (\text{W/m}^3)$$

A_W : 용접비드 단면적, $L_W (= B_W)$: 비드폭

열전도해석은 상업용 유한요소프로그램인 ABAQUS를 사용하여 수행하였다. 용접을 통해 입력되는 열속과 표면을 통해 방출되는 열전도 경계조건인 대류와 복사를 고려해야 한다. 용접 부재 표면에서 대기 중으로 손실되는 열은 용융지를 제외하면 대류에 의한 손실이 복사에 의한 열 손실보다 크므로 대류에 의한 열 손실만을 고려하였다. [11]

Fig. 3.2에 나온 것처럼 용접부 중앙 단면을 기준으로 대칭성을 고려하여 1/2모델을 채용하였고 자연 대류(free convection) 조건, $q_{free} = h_h(T_s - T_0)$ 을 주었으며 중앙 단면에서는 단열효과를 고려하였다. 외기 온도는 T_0 는 20° 로 하였다.

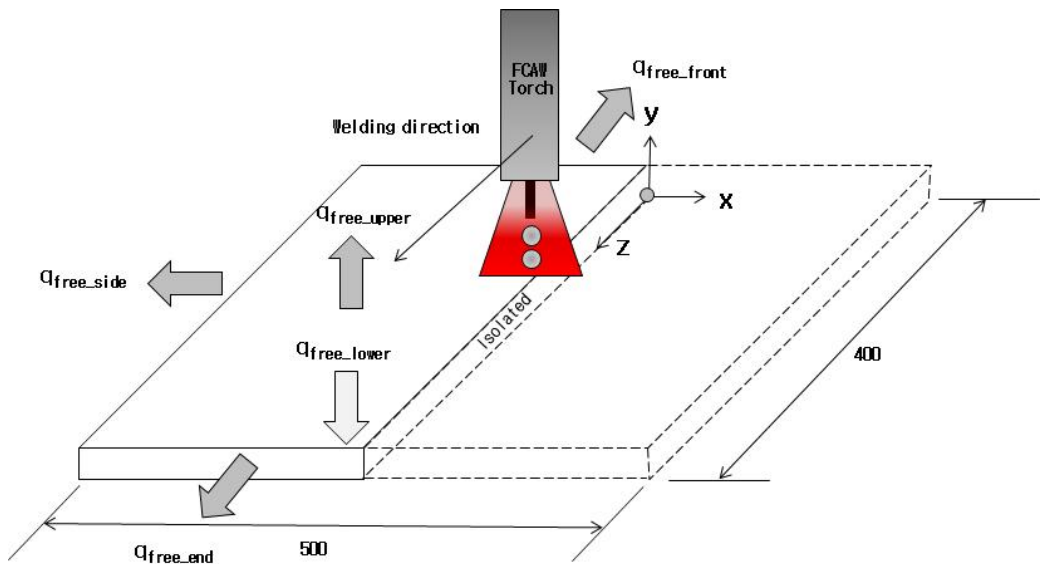


Fig. 3.2 Boundary condition for heat transfer analysis

열전도해석 후 변형해석이 순차적으로 진행되었으며 실험의 AH32강 12t의 입열별 각변형량과 비교하여 전체 투입된 에너지는 동일하게 하면서 속도를 조절해 입열 조건을 확정하였다.

열전도해석 이후 열탄소성 해석이 순차적으로 시행되었으며 두 경우 모두 같은 형상과 크기의 요소(element)를 사용하였다. 열전도해석의 경우 ABAQUS에서 제공하는 요소인 DC3D8를, 탄소성해석은 C3D8R를 사용하였다. 용접이 진행됨에 따라 생성되는 비드 부분이 이미 있다는 가정하에 모델링 되었다. 이는 체적열원을 쉽게 적용을 위한 것이며 비드 여성의 강성이 각변형에 끼치는 영향이 적다는 것을 가정한 것이다. 이에 관한 연구로 Mochizuki, Okano(2015~18)는 두께가 커서 임계점 이하의 입열파라미터 구간에서는 비드 여성의 강성을 무시할 수 있다는 것을 보여줬다. 본 해석에 적용한 입열 범위는 AH32강 임계점 이하의 입열 조건 안에서 수행되므로 타당한 가정이라고 판단된다.

이동하는 체적열원을 구현하기 위해 간단히 포트란 언어의 DFLUX USER SUBROUTINE을 활용하였다. 또한, 용접 중 발생하는 최고도달온도를 구하기 위해 UVARM SUBROUTINE을 활용하였다. 급힘 발생 시 전단 잠김(shear locking)을 방지하기 위해 저감적분(reduced integration)기능을 적용하였다.

Fig. 3.3와 보여진 것처럼 열원이 진행되는 영역에서는 정확한 해를 얻기 위해 조밀한 메쉬(fine mesh)를 형성하여 열원의 영향을 상대적으로 적게 받는 영역은 조대한 메쉬(coarse mesh)를 형성하였다. 그 외 해석 방법은 참고문헌 [36~40]을 참고하였으며 물성을 제외한 해석을 위한 인풋 파일 형태는 대동소이하다.

물체력(body force)로는 중력 조건을 주었으며 Fig. 3.4와 같이 용접 비드 중심으로 대칭 조건을 부여하였으며 강체 운동(rigid body motion)이 발생하지 않게 경계조건을 수평 방향(X,Y)만 구속하였다. 또한, 중력방향(Z)의 지지 조건인 정반 효과를 고려하기 위해서 ABAQUS가 제공하는 해석적 강체면(analytical rigid surface) 적용하였다. AH32강 온도의존성 물성은 Fig. 3.5, Fig. 3.7에 나타냈고 기준모델의 간략화된 물성 치는 Fig. 3.6, Fig. 3.8에 나타냈다. 두 경우 대류효과는 같다.

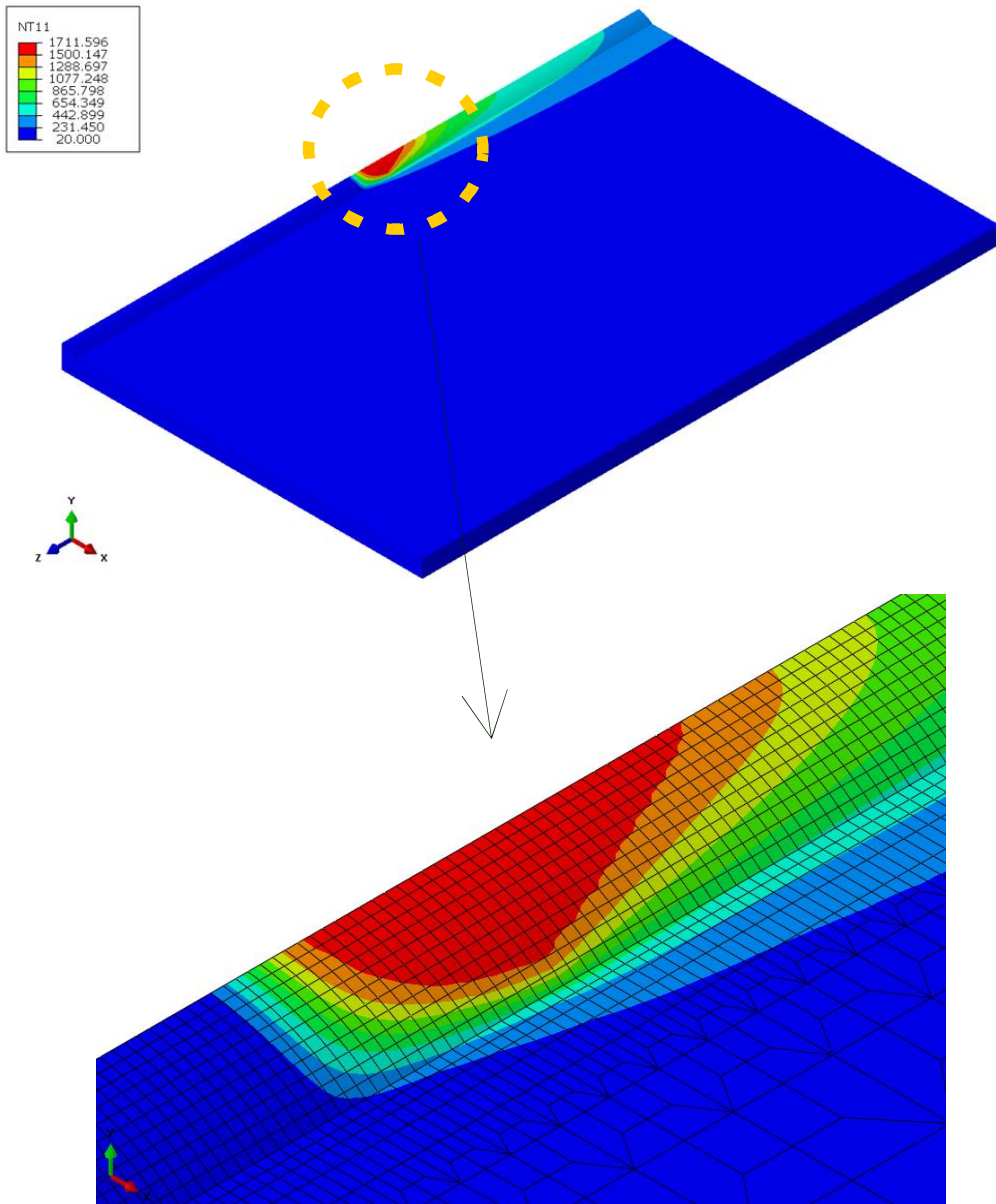


Fig. 3.3 Heat transfer analysis during moving heat source

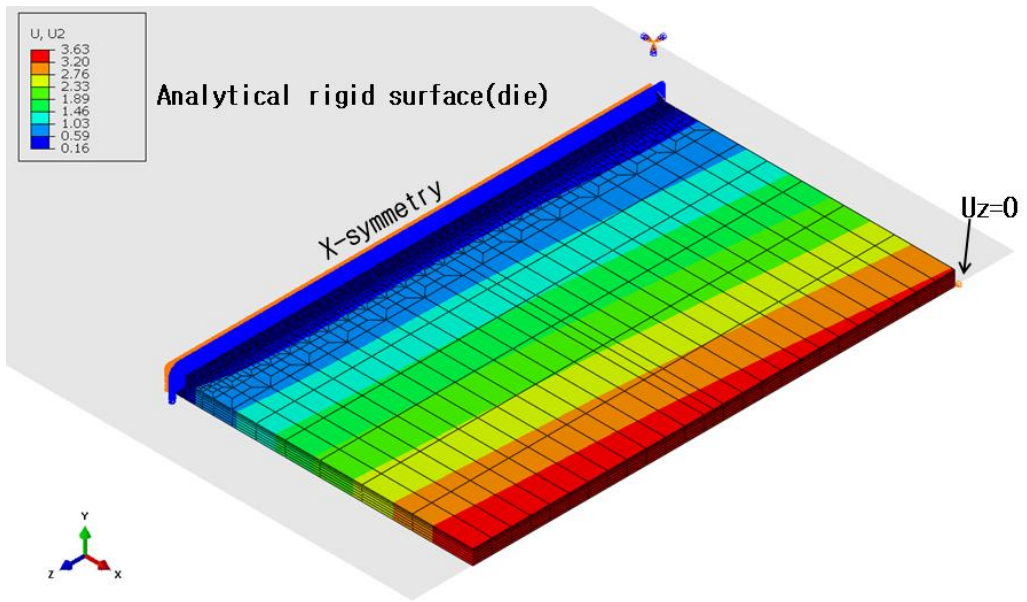


Fig. 3.4 Boundary condition for thermal elastic-plastic analysis

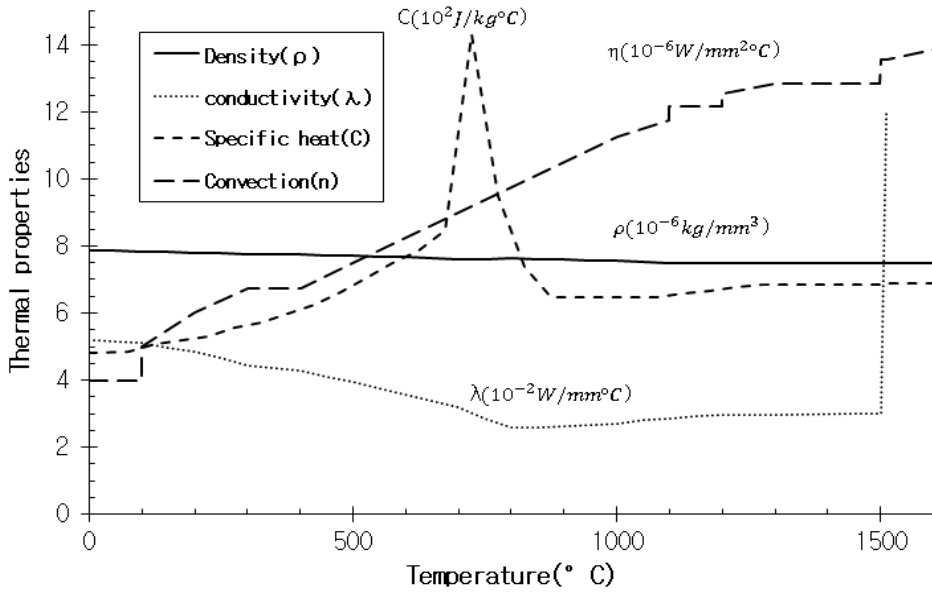


Fig. 3.5 Thermal properties of temperature-dependent model

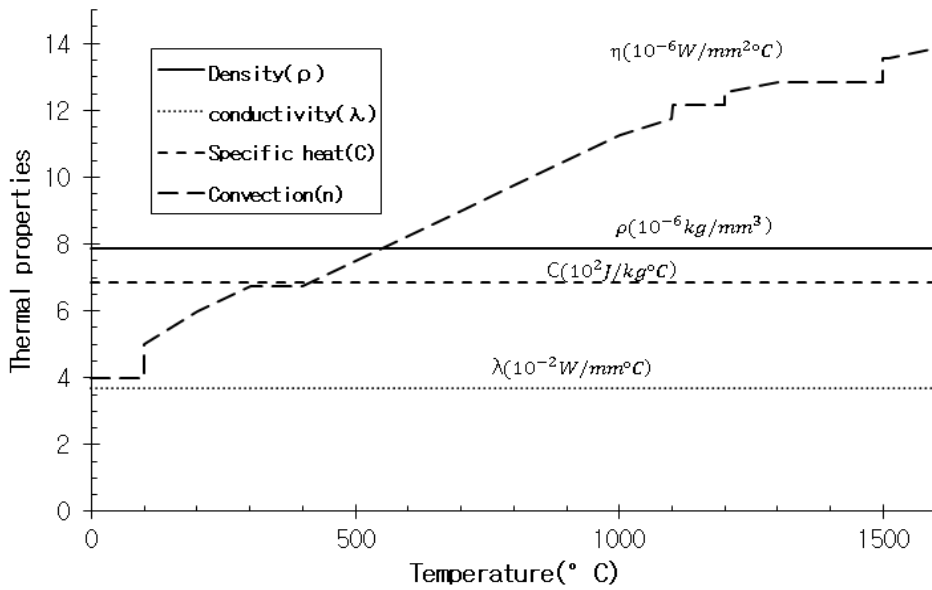


Fig. 3.6 Thermal properties of reference model

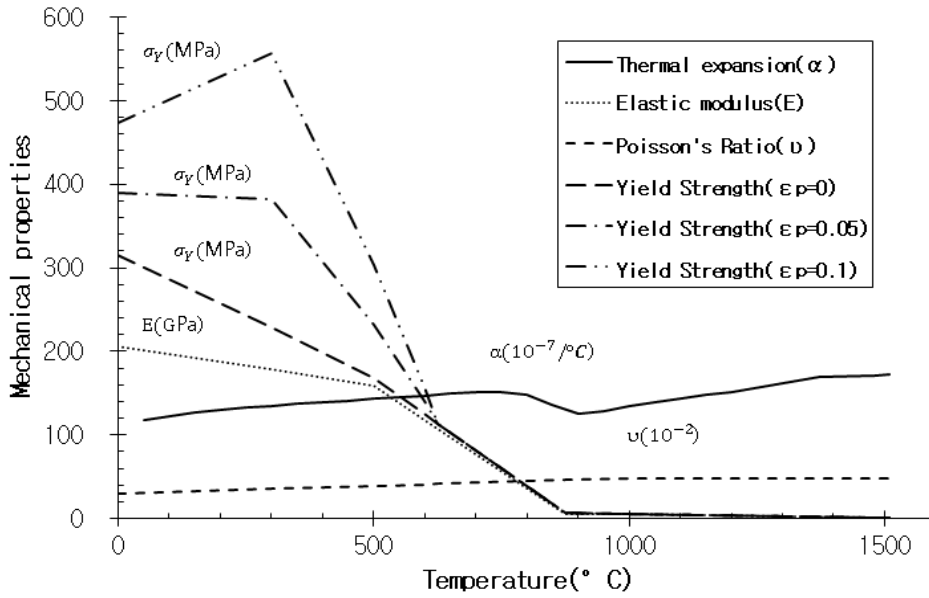


Fig. 3.7 Mechanical properties of temperature-dependent model

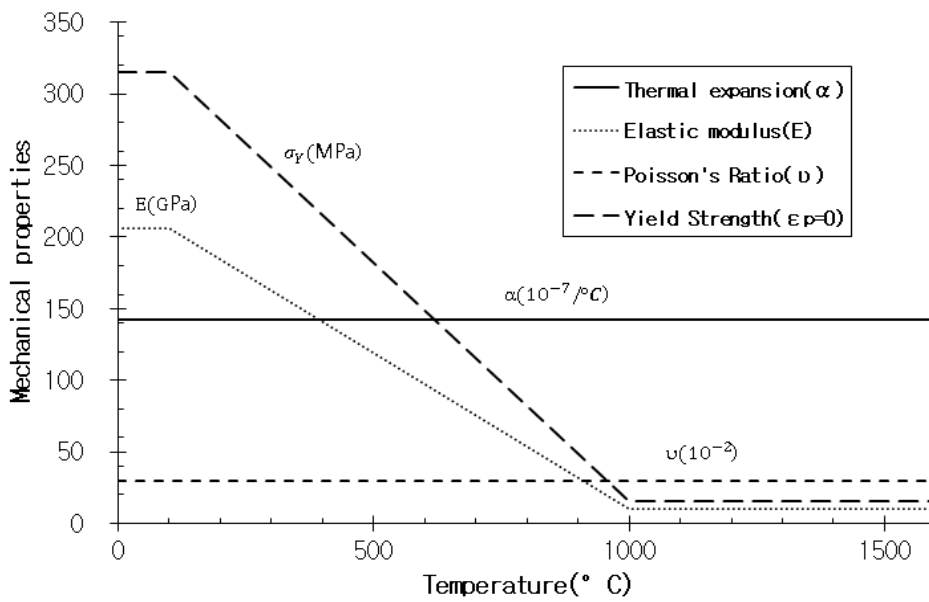


Fig. 3.8 Mechanical properties of reference model

3.2 수치해석 모델 및 조건

앞서 설명한 열탄소성 수치해석 방법을 적용하여 온도의존성 모델의 해석결과 및 실험결과와 유사한 결과를 보여주는 기준모델을 정립하는 것이 필요하다. Fig. 3.9와 같이 AH32 12t 비드 온 용접 사례를 선정하여 기준모델과 온도의존성 모델의 열탄소성 해석을 수행하였다. 이는 AH32강 기준으로 물성에 따른 변형 영향을 고찰하여 재질별 물성 차이로 인한 변형량을 산출하기 위함이다.

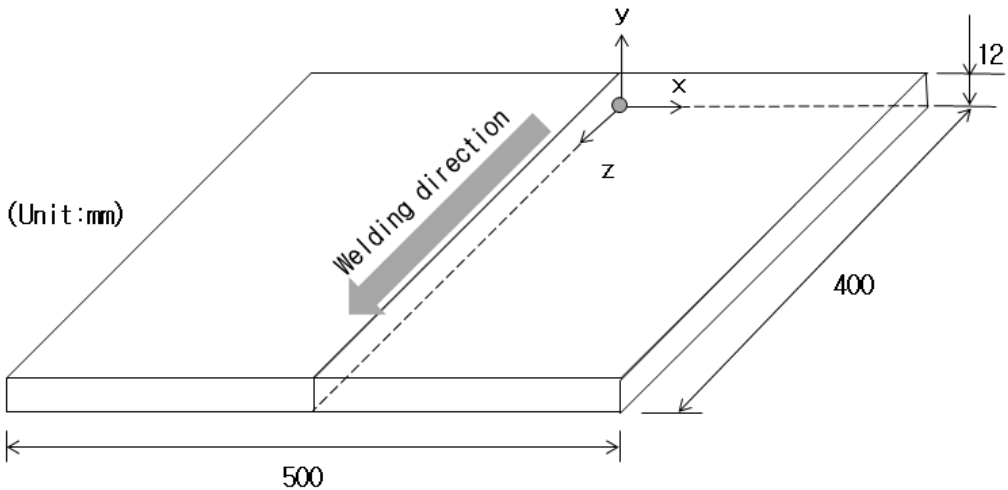


Fig. 3.9 Configuration of reference model of bead-on-plate welding

Table 3.3 Heat input conditions for welding analysis

| 입열 (Q_{eff} , KJ/mm) | 효율 (η) | 전류 (A) | 전압 (V) | 속도 (mm/s) |
|-------------------------|---------------|--------|--------|-----------|
| Q_1 0.66 | 0.8 | 285 | 29 | 10.0 |
| Q_2 0.99 | 0.8 | 285 | 29 | 6.67 |
| Q_3 1.32 | 0.8 | 285 | 29 | 5.00 |
| Q_4 1.59 | 0.8 | 285 | 29 | 4.17 |

Table 3.3은 해석의 입열 조건으로 Table 2.3에 나타낸 AH32강의 용접조건과 동일하다. Table.3.4~3.6은 기준모델과 온도의존성 모델의 열전도 및 탄소성해석 결과를 보여준다. 결과에 대한 경향이 유사하여 Q1(0.66 J/mm³), Q2(0.99 J/mm³), Q4(1.59 J/mm³) 입열 조건의 해석결과만 소개하였다.

기준모델의 경우 용융부의 최고도달온도가 높은 것을 확인할 수 있다. 또한 용융부(1510° C)의 온도보다 높은 영역이 온도 온도의존성 모델에 비해 좁은 것을 확인할 수 있다. 이는 열전도율을 일정한 값으로 적용하여 고온일 때 용융부의 대류 현상이 고려되지 않아 발생한 것으로 판단된다. 기준모델의 용융부(1510° C)와 열영향부(753° C)의 사이 등온선의 간격이 상대적으로 넓으며 600° C 이하의 최고도달온도 범위가 넓게 나타났다. 이유는 700~800° C 사이 상변태로 인한 비열 상승이 고려되지 않은 것과 기준모델의 600° C 이하 비열이 상대적으로 크게 고려되어 발생한 것으로 추정된다. Fig. 3.5~3.8에 온도의존성 모델과 기준모델의 온도에 따른 열적 물성 치를 나타내었다.

압축소성변형률 -0.002 이하의 영역을 비교하면 온도의존성 모델이 두께 하부에서 더 넓게 나타나며 이는 500° C 이하의 최고도달온도의 차이로 발생한 것으로 판단된다. 기준모델의 최고 압축소성변형률이 모재부에서 발생했고 온도의존성 모델은 용융부 상부 표면에서 발생했다. 이 현상은 온도의존성 모델의 대류 현상으로 발생한 것으로 판단 된다. 온도 의존성 모델의 최고 압축소성변형률이 더 큰 이유는 최고도달온도는 높지 않으나 용융부 주변 구속이 상대적으로 작아 소성변형률이 크게 발생한 것으로 추정된다.

입열 조건 Q1, Q2, Q4의 기준모델과 온도의존성 모델 해석을 통해 입열이 커지면서 소성변형률의 크기와 범위가 커진다. 그에 따라 각변형은 커지는 것을 확인할 수 있었다. 또한, 각변형은 회전중심인 두께 중앙을 기준으로 압축소성변형 영역의 분포와 크기 차이에 기인한 것으로 판단할 수 있었다.

Table 3.4 Comparison between reference & temperature-dependent model(Q1)

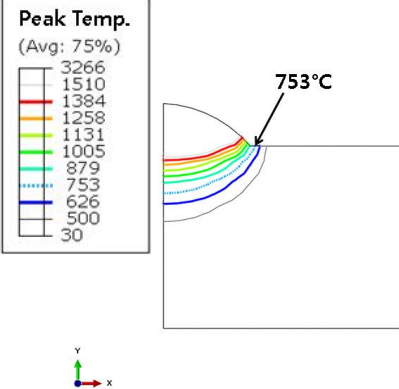
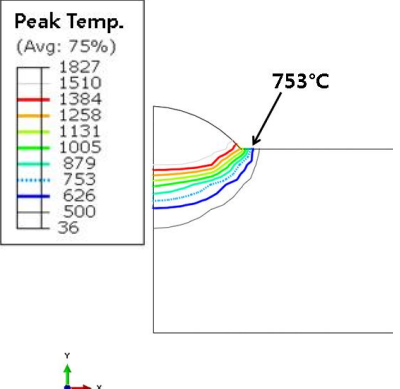
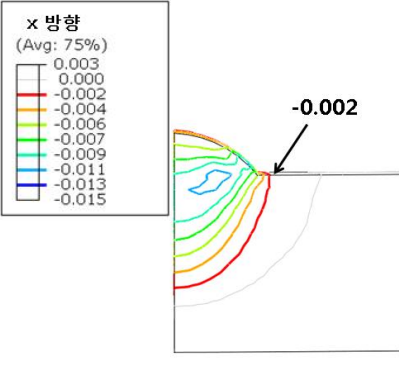
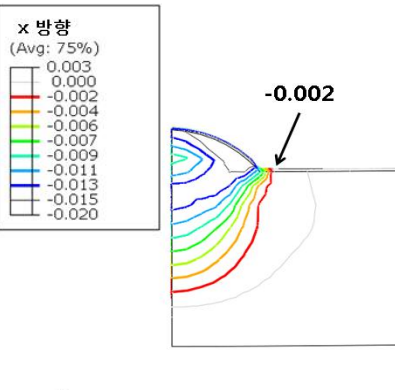
| Q_{eff} | 구분 | Reference model | Temperature-dependent model |
|-----------|--------|--|--|
| Q_1 | 온도 분포 |  <p> Peak Temp. (Avg: 75%) 3266 1510 1384 1258 1131 1005 879 753 626 500 30 </p> |  <p> Peak Temp. (Avg: 75%) 1827 1510 1384 1258 1131 1005 879 753 626 500 36 </p> |
| | 소성 변형률 |  <p> x 방향 (Avg: 75%) 0.003 0.000 -0.002 -0.004 -0.006 -0.007 -0.009 -0.011 -0.013 -0.015 </p> |  <p> x 방향 (Avg: 75%) 0.003 0.000 -0.002 -0.004 -0.006 -0.007 -0.009 -0.011 -0.013 -0.015 -0.020 </p> |

Table 3.5 Comparison between reference & temperature-dependent model (Q2)

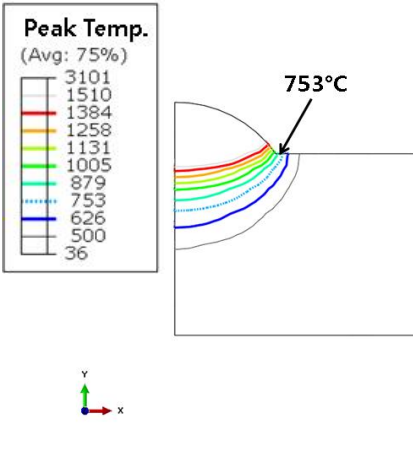
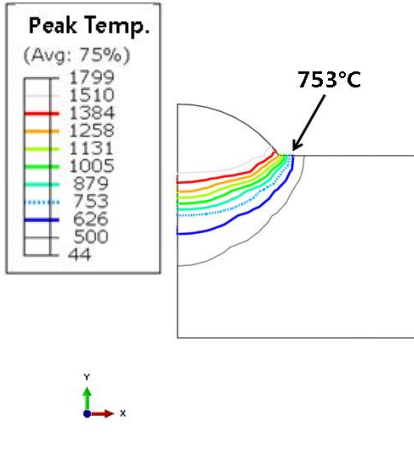
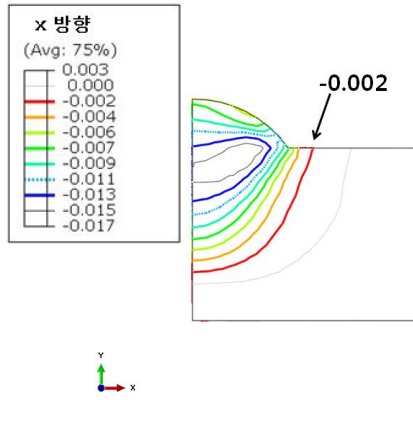
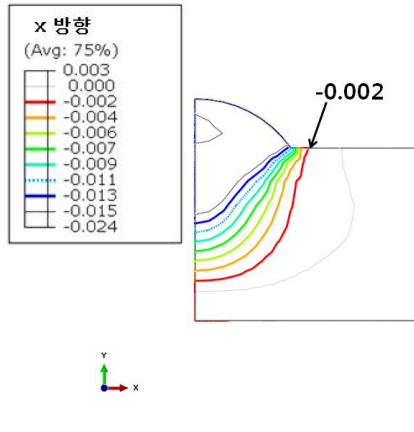
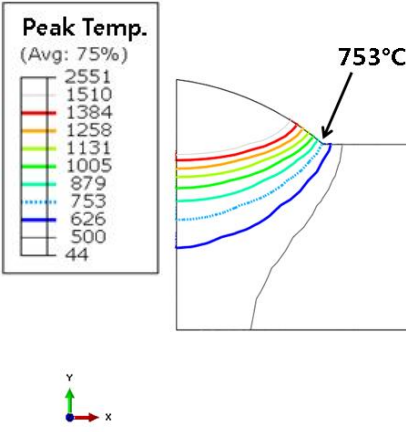
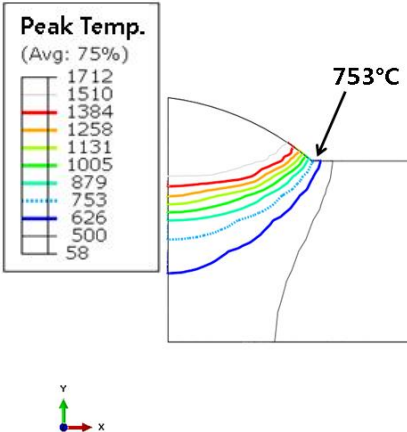
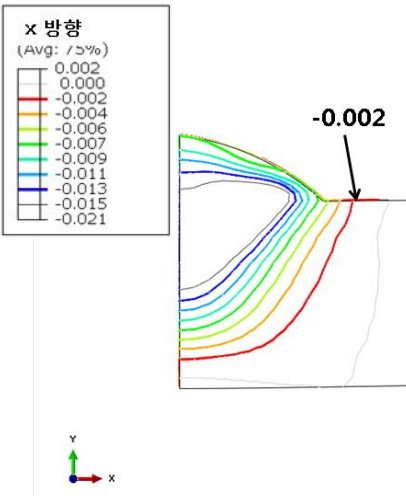
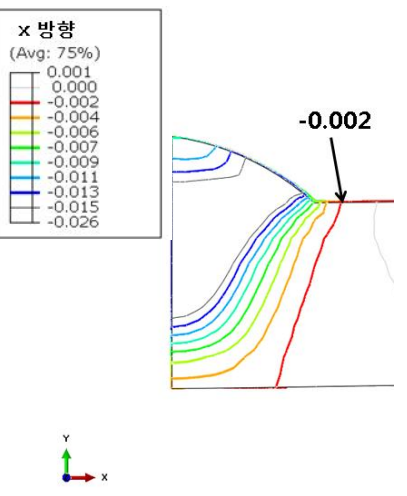
| Q_{eff} | 구분 | Reference model | Temperature-dependent model |
|-----------|--------|--|---|
| Q_2 | 온도 분포 |  |  |
| | 소성 변형률 |  |  |

Table 3.6 Comparison between reference & temperature-dependent model(Q4)

| Q_{eff} | 구분 | Reference model | Temperature-dependent model |
|-----------|--------|--|---|
| Q4 | 온도 분포 |  |  |
| | 소성 변형률 |  |  |

해석 모델의 각변형은 Fig.3.10과 같이 모재 중앙부 바닥쪽 점과 자유단의 높이와의 차이와 모재 중앙점과 자유단의 거리를 사용하여 식(3-2)과 같이 계산되었다.

(3-2)

$$\theta(^{\circ}) = 2 \cdot \tan^{-1}\left(\frac{U_{YE} - U_{YC}}{250}\right) \cdot \frac{180}{\pi}$$

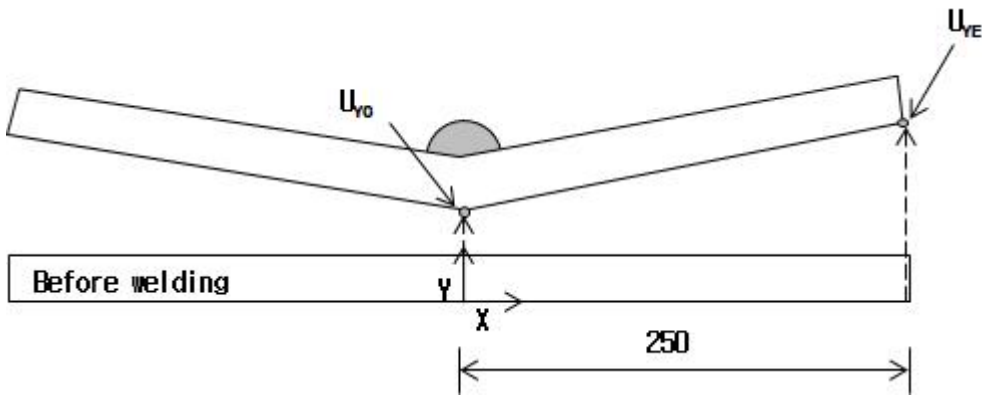


Fig. 3.10 Definition of angular distortion

Fig. 3.11은 4가지 입열 조건에 대한 기준모델의 해석결과, 온도의존성 모델의 해석결과 그리고 실험결과를 비교한 것이다. 모두 입열이 커짐에 따라 각변형이 크게 발생한다. 두 해석 간의 차이는 살펴보면 저입열 대인 Q1 입열 조건에서는 20%로 다소 크고 중간 입열 대인 Q2, Q3에서는 6% 이내의 차이를 보였다. 고입열 대의 Q4에서는 10% 정도 차이를 보인다. 온도의존성 물성의 불확실성을 고려하면 합리적인 수준을 보여준다. 다만 실험결과보다 해석 수치가 높은데, 이는 입열 효율의 정확성에서 비롯된 것으로 보인다. 조선소에서는 해석결과를 보수적으로 나타내기 위해 변형량이 실제보다 약간 크게 나타나도록 설정하기도 한다.

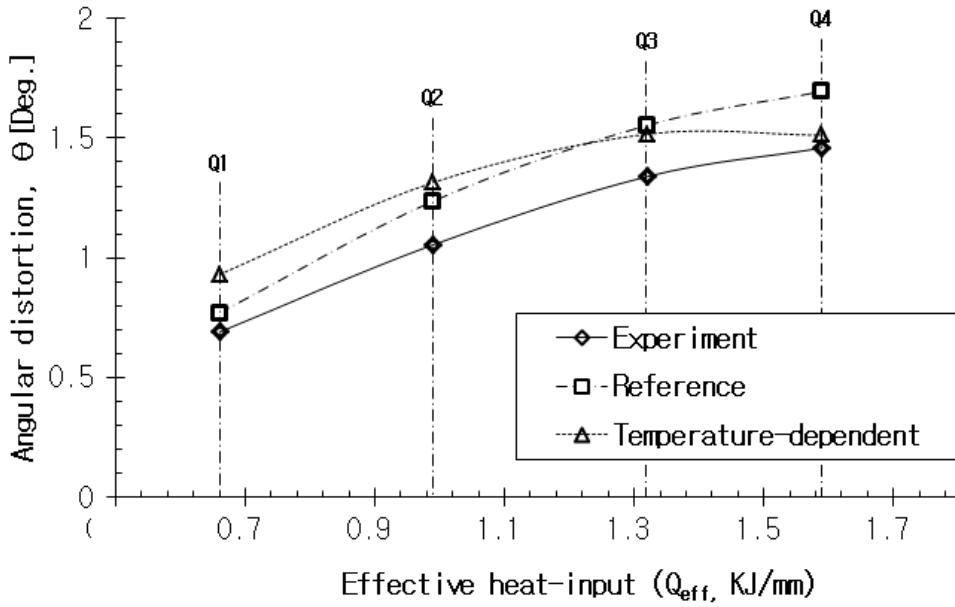


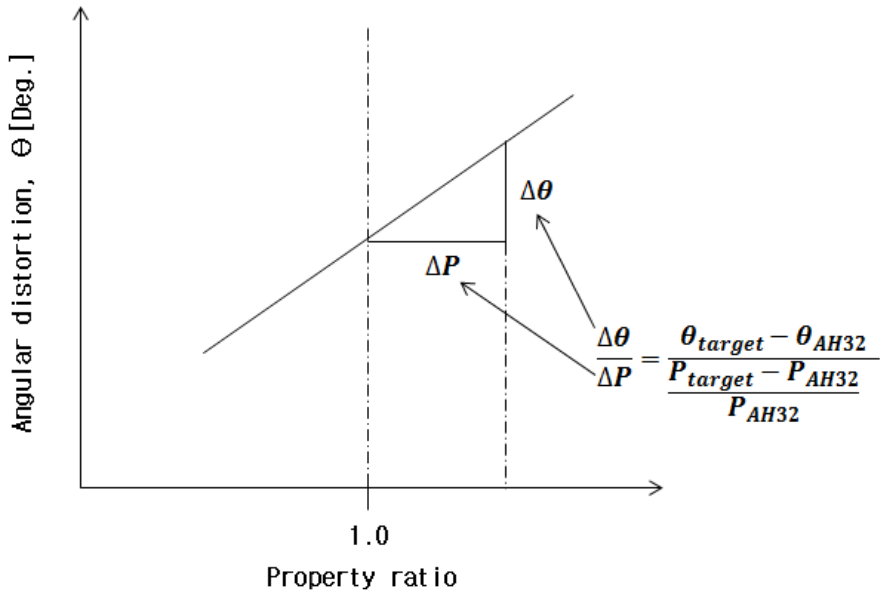
Fig. 3.11 Comparison between experiment and computed results

3.3 각변형 특성 결과

재질별 용접부 각변형 특성을 고찰하기 위해 열탄소성 해석은 기준모델을 활용하여 Table 3.2에 나온 대상 물성 변수에 따라 수행하였다. 해석 시 대상 변수 외에 물성은 동일하게 유지하고 각변형을 계산하였다. 이와 더불어 앞서 기준모델의 입력 조건(Q1, Q2, Q4)을 열원으로 적용하여 물성에 따른 변형 영향도를 검토하였다.

Table 3.7은 각변형에 대한 물성 영향 분석에 있어서 각 항목에 대한 정의를 나타낸다. 물성에 따른 영향도(각변형 비)는 각 대상 물성 비의 변화량에 따른 각변형 변화량이다. 이는 기준모델을 사용한 열탄소성 해석결과로부터 계산된 것이다. 물성 변화율은 AH32강의 기준물성에 대한 대상 재질의 물성 차이로 정의한다. AH32강 12t의 각변형 해석결과를 통해 구해진 물성에 따른 영향도(각변형 비)에 각 재질의 물성 변화율을 곱하면 AH32강 대비 각 대상 재질의 물성에 따른 각변형 변화량(차)이 산출된다.

Table 3.7 Effect of properties on angular distortion



< Definition of property-distortion ratio >

| Property-distortion ratio (물성에 따른 각변형 비) | Property change ratio (물성 변화율) | Angular distortion change due to property change (물성에 따른 각변형 차) |
|--|--|--|
| $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{density}}$ | $\frac{\Delta\rho}{\rho_{AH32}}$ | $\Delta\theta_d = \frac{\Delta\theta}{\Delta P_{density}} \cdot \frac{\Delta\rho}{\rho_{AH32}}$ |
| $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{specific\ heat}}$ | $\frac{\Delta C}{C_{AH32}}$ | $\Delta\theta_s = \frac{\Delta\theta}{\Delta P_{specific\ heat}} \cdot \frac{\Delta C}{C_{AH32}}$ |
| $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{heat\ conductivity}}$ | $\frac{\Delta\lambda}{\lambda_{AH32}}$ | $\Delta\theta_c = \frac{\Delta\theta}{\Delta P_{heat\ conductivity}} \cdot \frac{\Delta\lambda}{\lambda_{AH32}}$ |
| $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{thermal\ exp.}}$ | $\frac{\Delta\alpha}{\alpha_{AH32}}$ | $\Delta\theta_{th} = \frac{\Delta\theta}{\Delta P_{thermal\ exp.}} \cdot \frac{\Delta\alpha}{\alpha_{AH32}}$ |
| $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{elastic\ modulus}}$ | $\frac{\Delta E}{E_{AH32}}$ | $\Delta\theta_e = \frac{\Delta\theta}{\Delta P_{elastic\ modulus}} \cdot \frac{\Delta E}{E_{AH32}}$ |

$$\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{yield\ strength}} \quad \frac{\Delta\sigma_Y}{\sigma_{Y_{AH32}}} \quad \Delta\theta_y = \frac{\Delta\theta}{\Delta P_{yield\ strength}} \cdot \frac{\Delta\sigma_Y}{\sigma_{Y_{AH32}}}$$

Note ;

1) Property change ratio

$$\frac{\Delta\rho}{\rho_{AH32}} = \frac{\rho_{target} - \rho_{AH32}}{\rho_{AH32}}$$

$$\frac{\Delta C}{C_{AH32}} = \frac{C_{target} - C_{AH32}}{C_{AH32}}$$

$$\frac{\Delta\lambda}{\lambda_{AH32}} = \frac{\lambda_{target} - \lambda_{AH32}}{\lambda_{AH32}}$$

$$\frac{\Delta\alpha}{\alpha_{AH32}} = \frac{\alpha_{target} - \alpha_{AH32}}{\alpha_{AH32}}$$

$$\frac{\Delta E}{E_{AH32}} = \frac{E_{target} - E_{AH32}}{E_{AH32}}$$

$$\frac{\Delta\sigma_Y}{\sigma_{Y_{AH32}}} = \frac{\sigma_{Y_{target}} - \sigma_{Y_{AH32}}}{\sigma_{Y_{AH32}}}$$

2) Property for target material

$$\rho_{target}, C_{target}, \lambda_{target}, \alpha_{target}, E_{target}, \sigma_{Y_{target}}$$

**3) AH32 material properties
(Reference property)**

$$\rho_{AH32}, C_{AH32}, \lambda_{AH32}, \alpha_{AH32}, E_{AH32}, \sigma_{Y_{AH32}}$$

3.3.1 물성에 따른 영향

가. 밀도(Density)에 따른 영향도

Fig. 3.12는 밀도비, $\frac{\rho}{\rho_{AH32}}$ 에 따른 각변형을 나타낸다. 기준모델을 이용하여 입열별로 계산을 수행한 결과이며 횡축은 기준모델의 AH32강의 밀도와 대상 밀도의 비를 나타내며 종축은 각변형을 나타내었다. 밀도 비가 1일 때는 앞서 수행한 AH32강 12t 기준모델의 각변형 결과와 같다. 입열량이 적은 Q1을 제외한 입열 범위에서는 최고점이 존재하며 밀도 비가 증가함에 따라 변형량은 증가하다가 최고점 이후 각 변형량은 거의 비례적으로 감소하였다. 마찬가지로 최고점 이상 범위의 밀도 비에서는 입열이 클수록 변형량이 증가하였다.

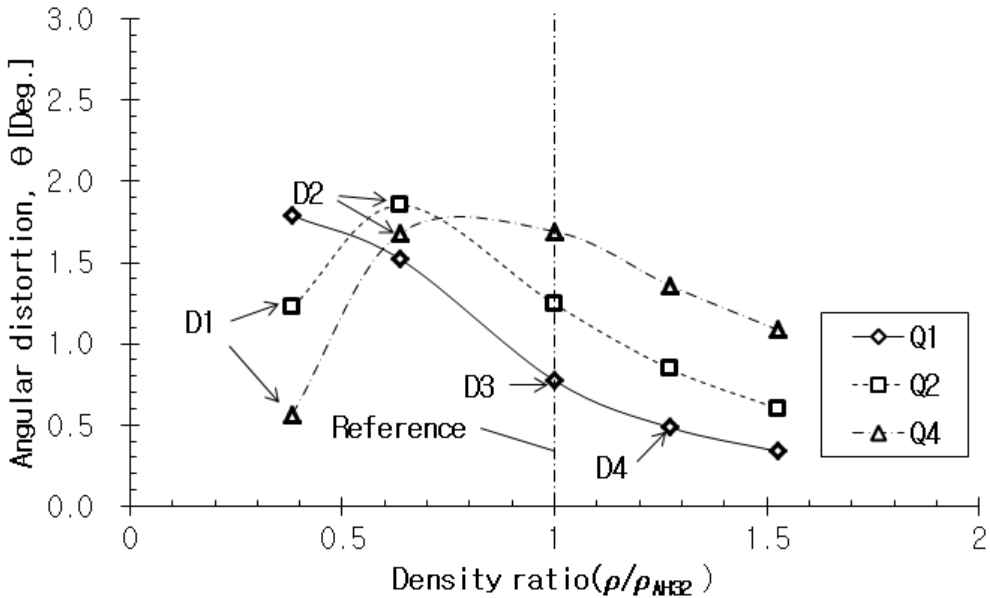


Fig. 3.12 Effectiveness of density on angular distortion ($Q1 < Q2 < Q4$)

$$(3-3)$$

$\kappa = \lambda / \rho c$, 열확산률(thermal diffusivity)

ρ : 밀도, c : 비열
 λ : 열전도율

$$(3-4)$$

$$T_{MAX} \doteq \frac{v_0 Q}{2\pi e \lambda \kappa (2 + Y^2)} = 0.058 \frac{v_0 Q}{\lambda \kappa (2 + Y^2)}$$

- 후판의 표면 최고도달온도

$$Y = -\frac{v_0 y}{2\kappa}$$

v_o : 용접 속도

이는 밀도가 높아지면 식(3-3)과 같이 열확산이 감소 되고 식(3-4)에 따라 최고도달온도는 낮아지며 최고도달온도의 동일 영역이 감소한다. 그에 따라 소성영역이 감소하여 각변형이 작게 발생한다. 반대로 밀도가 낮으면 열확산이 증가하고 최고도달온도는 높아지며 동일 온도분포 영역이 증가 된다. 최종적으로 소성영역이 증가하여 각변형이 크게 발생한다. Table 3.8은 Q1의 D3, D4 Case의 최고도달온도, 등온분포, 소성변형을 분포를 나타내며 밀도가 커짐에 따라 각변형이 작게 되는 원인을 설명할 수 있다.

그러나 Q2, Q4의 경우 최고점 밀도 이하에서는 급격하게 각변형이 감소하였다. 입열이 충분히 크면 높은 온도가 넓게 분포되어 오히려 각변형을 감소한다. 이와 같은 사례는 Table 3.9와 같이 Q3과 Q4의 D1과 D2 Case에서 나타나며 변형이 감소하는 이유는 두께 중앙 상부 대비 하부의 압축소성변형률이 증가하였기 때문이다.

알루미늄합금은 탄소강에 비해 밀도가 0.34배 수준이고 실제 적용되는 입열이 작아서 각변형에 대한 밀도의 영향이 클 수 있다는 것을 예상할 수 있다. 입열별로 최고점 이후에서는 밀도 변화에 대한 각변형 변화가 유사하게 형성된다. 입열별 최고점 이후의 기울기에 대한 평균값은 $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{density}} \doteq -1.31$ 이다. (-)값을 갖는데 밀도 비가 커질수록 각변형이 감소하기 때문이다.

Table 3.8 Comparison between D3 & D4 analysis result(Q1)

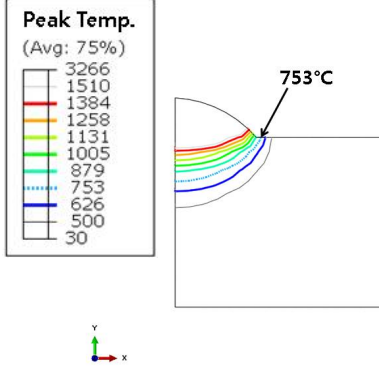
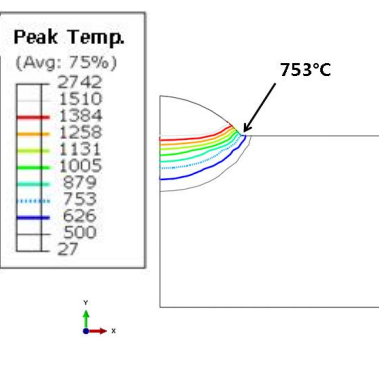
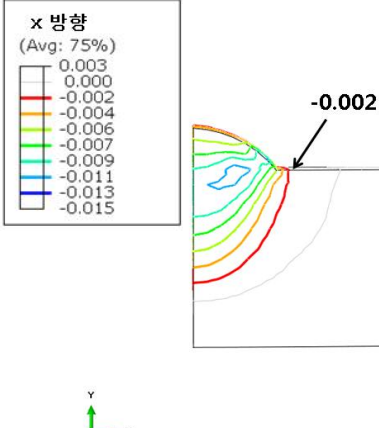
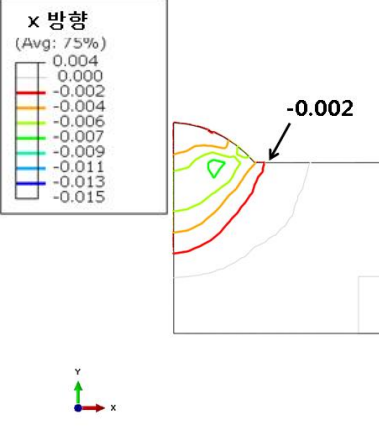
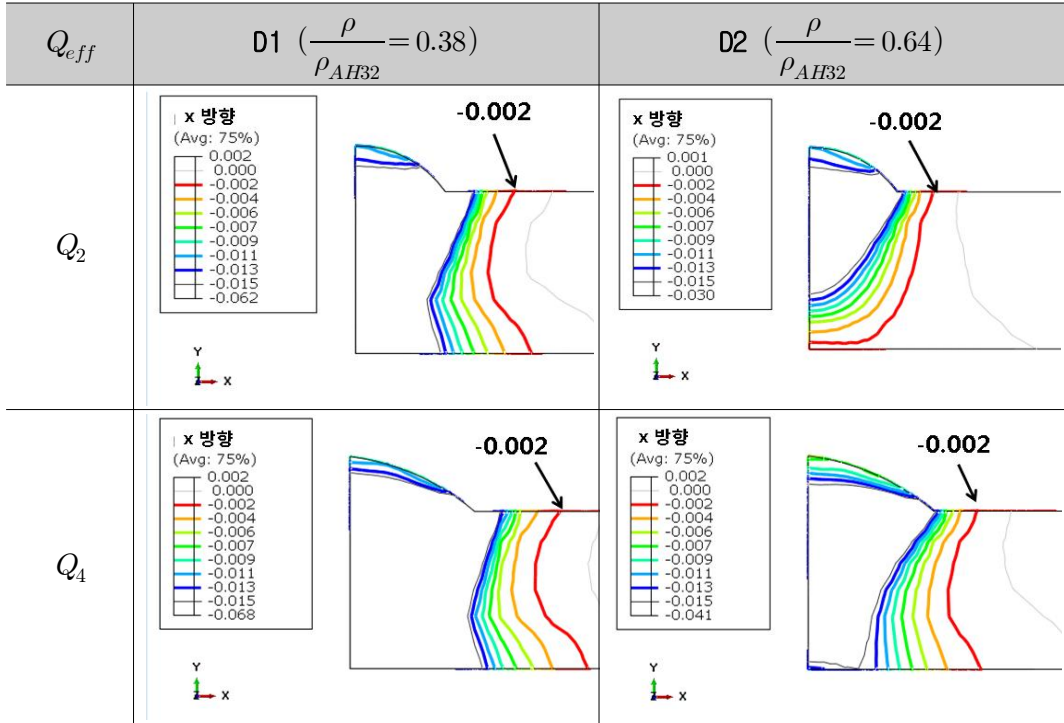
| Q_{eff} | 구분 | D3 ($\frac{\rho}{\rho_{AH32}} = 1.0$) | D4 ($\frac{\rho}{\rho_{AH32}} = 1.27$) |
|-----------|--------|--|---|
| Q_1 | 온도 분포 |  |  |
| | 소성 변형률 |  |  |

Table 3.9 Plastic strain distribution for density(Q2, Q4)



나. 비열(Specific heat)에 따른 영향도

비열 비, $\frac{C}{C_{AH32}}$ 에 따른 각변형은 Fig. 3.13과 같이 Fig. 3.12의 밀도와 유사한 경향을 보인다. 밀도와 마찬가지로 횡축은 기준모델의 비열과 대상 비열의 비를 나타내며 종축은 각변형을 나타내었다. 비열 비가 1일 때는 앞서 수행한 AH32 12t 기준모델의 결과와 같다. 고입열 대인 Q4에서 각변형 최고점의 비열이 존재한다. 비열도 식(3-3)와 같이 열확산과 관계가 있으며 비열이 크면 열확산이 작아지면서 최고도달온도는 낮아진다. 최고도달온도의 등온 범위가 좁아져 소성영역이 작아지면서 각변형이 감소한다. 반대로 비열이 작으면 온도분포가 넓게 분포되어 소성영역이 증가하여 각변형이 크게 발생한다. Table 3.10은 Q1의 S3, S4 Case의 최고도달온도, 등온분포, 소성변형을 분포를 알 수 있으며 앞서 설명한 원인을 뒷받침한다.

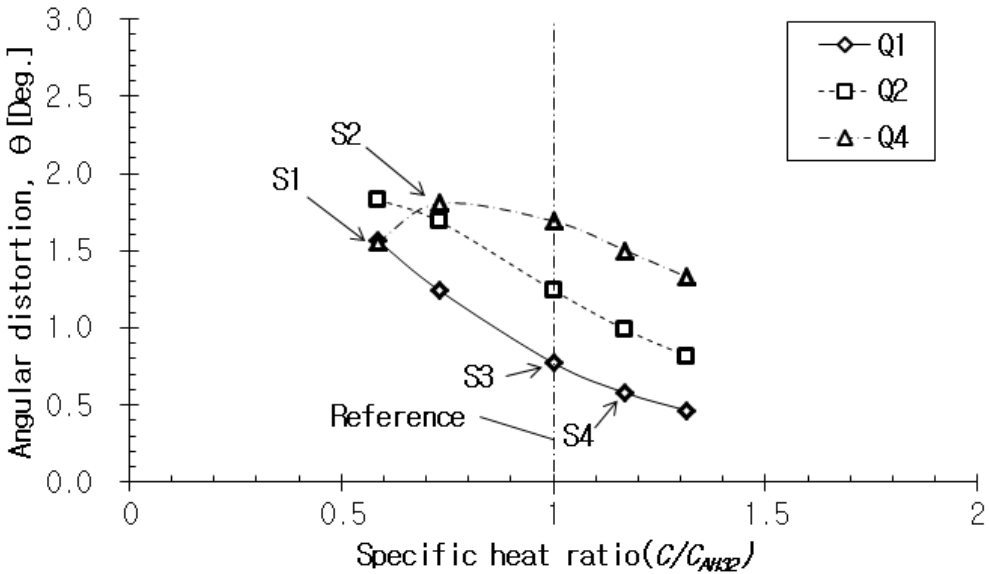


Fig. 3.13 Effectiveness of specific heat on angular distortion ($Q1 < Q2 < Q4$)

Table 3.10 Comparison between S3 & S4 analysis result(Q1)

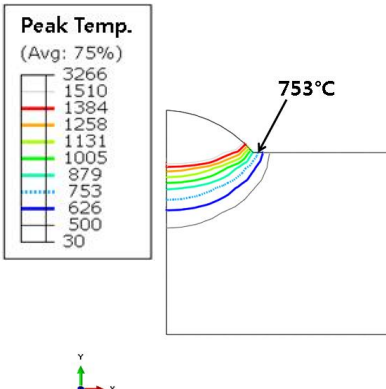
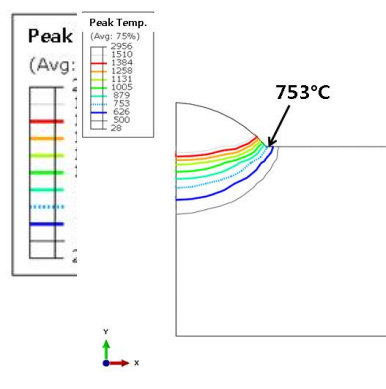
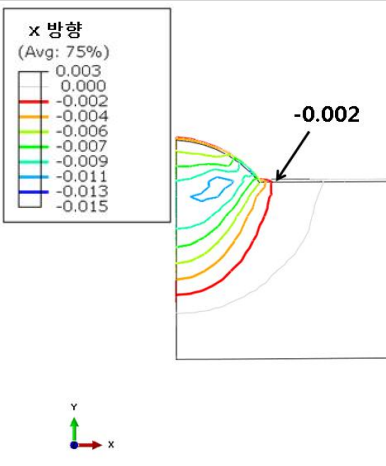
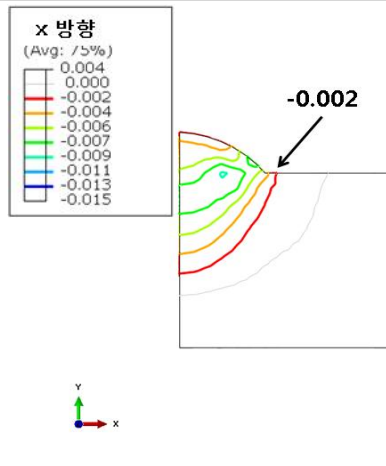
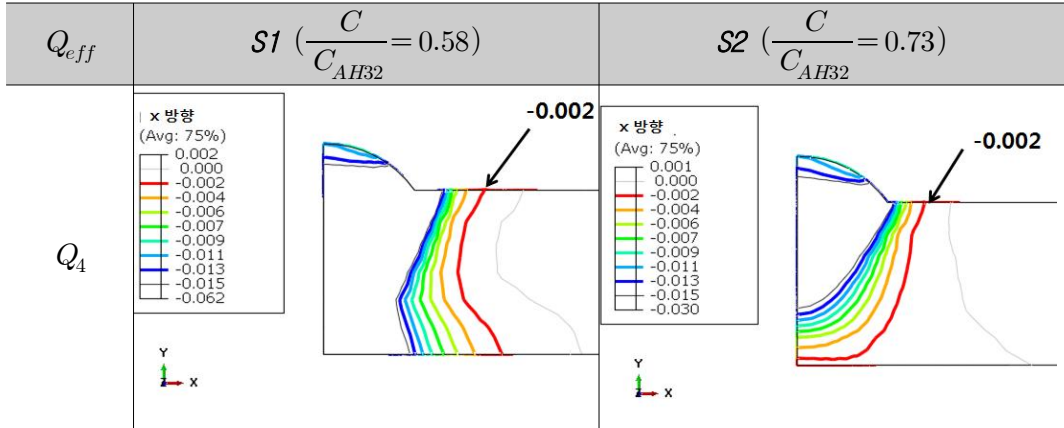
| Q_{eff} | 구분 | S3 ($\frac{C}{C_{AH32}} = 1.0$) | S4 ($\frac{C}{C_{AH32}} = 1.17$) |
|----------------|-----------|---|--|
| Q ₁ | 온도 분포 | <p>Peak Temp. (Avg: 75%)</p> <ul style="list-style-type: none"> 3266 1510 1384 1258 1131 1005 879 753 626 500 30  | <p>Peak Temp. (Avg: 75%)</p> <ul style="list-style-type: none"> 2956 1510 1384 1258 1131 1005 879 753 626 500 28  |
| | 소성 변형률 | <p>x 방향 (Avg: 75%)</p> <ul style="list-style-type: none"> 0.003 0.000 -0.002 -0.004 -0.006 -0.007 -0.009 -0.011 -0.013 -0.015  | <p>x 방향 (Avg: 75%)</p> <ul style="list-style-type: none"> 0.004 0.000 -0.002 -0.004 -0.006 -0.007 -0.009 -0.011 -0.013 -0.015  |

Table 3.11 Plastic strain distribution for specific heat(Q4)



그러나 입열이 크면 두께 상부보다는 하부에 압축소성변형률이 생겨 각변형이 작게 형성된다. 이와 같은 사례는 Table 3.11과 같이 Q4의 S1과 S2 Case에서 발생하였다.

최고점 이후에서는 입열별 유사한 기울기를 보이며 대략 $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{specific\ heat}} \approx -1.26$ 의 평균값을 갖는다. 밀도보다 기울기가 작지만 차이는 크지 않으며 Q1, Q2 입열 때에는 최고점이 없으므로 밀도의 경우보다 넓은 입열 범위의 변수 대에서 영향도를 활용할 수 있다.

다. 열전도율(Heat conductivity)에 따른 영향도

Fig.3.14는 열전도율 비, $\frac{\lambda}{\lambda_{AH32}}$ 에 따른 각변형을 나타낸다. 횡축의 열전도율 비를 나타내며 종축은 각변형을 나타낸다. 알루미늄 합금의 열전도율이 150~175 W/m°C으로 탄소강의 4.4배이다. 따라서 횡축의 열전도율 비를 확장하였다. 입열이 높이면 영향도 커지나 영향도가 $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{heat conductivity}} \approx -0.25$ 으로 열적 물성인 밀도와 비열에 비해 작았다. 저입열인 Q1에서는 각변형에 대한 영향력이 거의 없다. 식 (3~3~4)에 나온 것처럼 열전도율이 높아지면 최고도달온도가 떨어지며 등온 범위가 좁아진다. 따라서 소성영역이 감소하여 각변형이 작게 된 것이다. 반대로 열전도율이 작아지면 최고도달온도는 높아지고 등온 범위는 넓어지면서 두께 상부와 하부의 온도 차가 발생하여 각변형이 커질 수 있다.

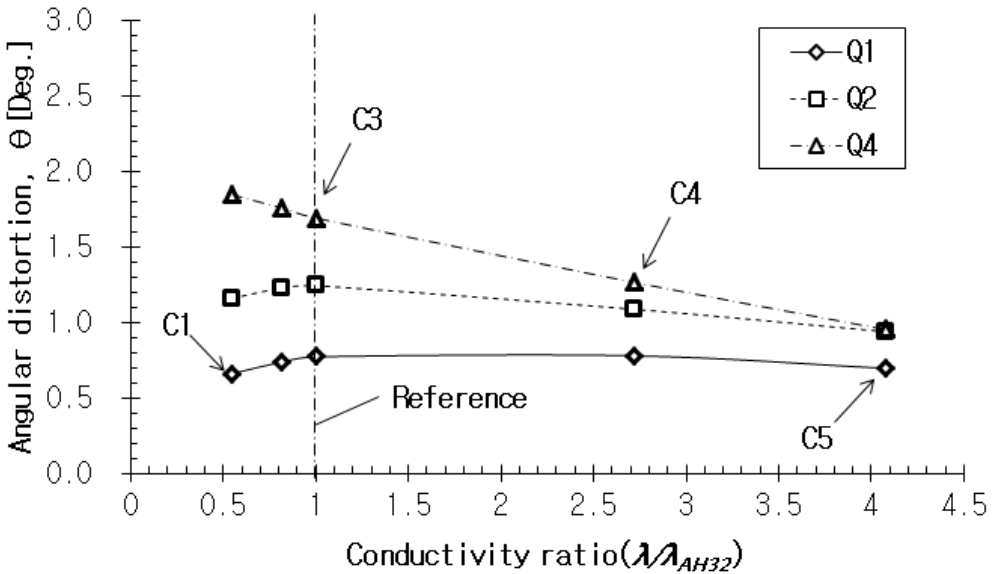


Fig. 3.14 Effectiveness of heat conductivity on angular distortion (Q1<Q2<Q4)

Table 3.12 Comparison between C3 & C4 analysis result(Q4)

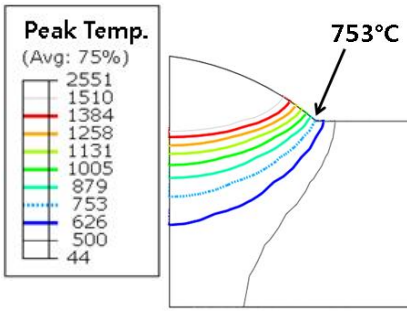
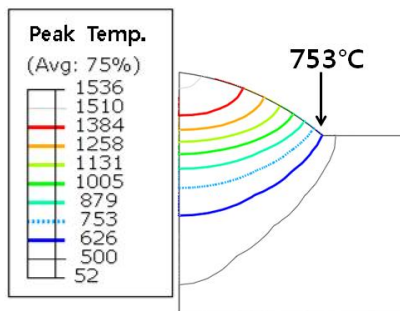
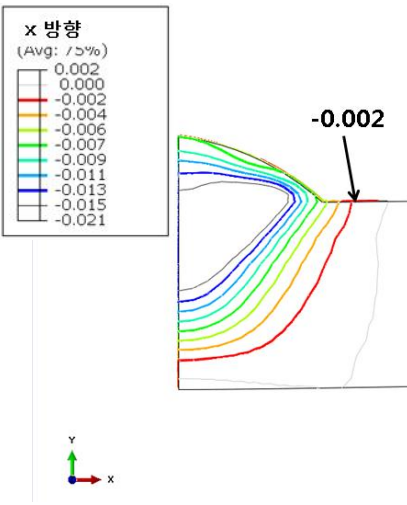
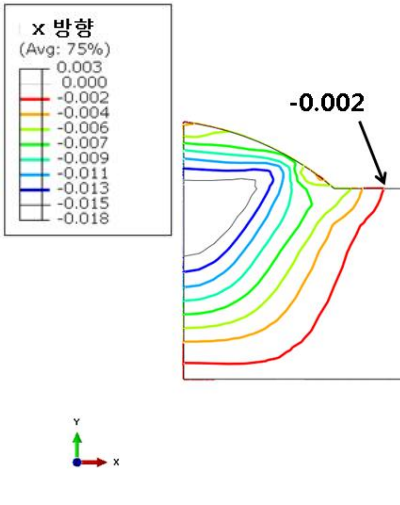
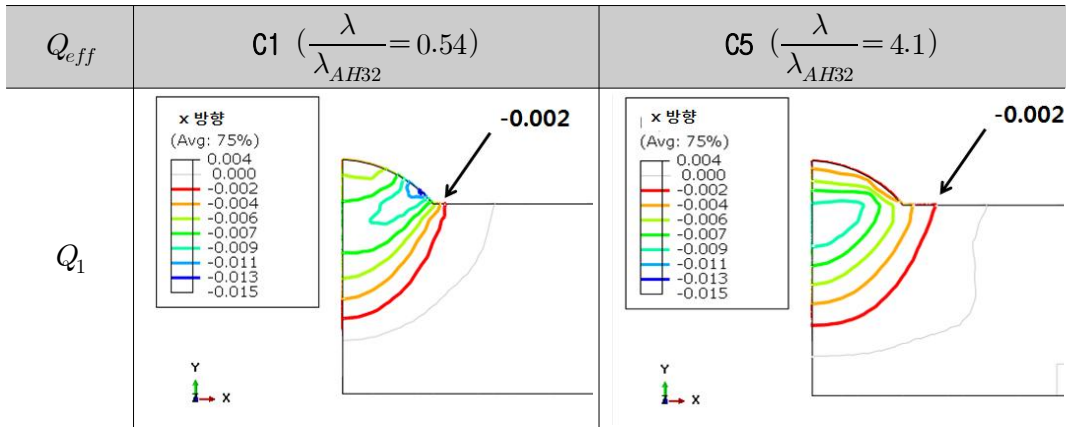
| Q_{eff} | 구분 | C3 ($\frac{\lambda}{\lambda_{AH32}} = 1.0$) | C4 ($\frac{\lambda}{\lambda_{AH32}} = 2.7$) |
|----------------|--------|--|---|
| Q ₄ | 온도 분포 |  |  |
| | 소성 변형률 |  |  |

Table 3.12은 고입열 대인 Q4의 C3, C4 Case의 최고도달온도, 등온분포, 소성변형률을 나타내며 열전도율 변화에 따른 변형 원인을 분석할 수 있다. 그러나 이 경우는 입열이 큰 경우이고 나머지 입열 대에서는 변형에 대한 영향이 미미했다.

Table 3.13은 저입열 대인 Q1의 C1과 C5의 압축소성변형률 분포를 나타내며 중립

축을 기준으로 하여 압축소성 변형을 분포가 중요하지만, 열전도율에 따른 온도차가 소성영역에 큰 영향을 주지 못하는 것을 알 수 있다.

Table 3.13 Plastic strain distribution for conductivity(Q1)



라. 열팽창계수에 따른 영향도

Fig. 3.15는 열팽창계수 비, $\frac{\alpha}{\alpha_{AH32}}$ 에 따른 각변형 크기를 나타낸다. 횡축은 기준모델의 열팽창계수와 대상 열팽창계수의 비를 나타내며 종축은 각변형을 나타내었다. 열팽창 비가 1일 때는 앞서 수행한 AH32 12t 기준모델의 결과와 동일하다. 입열 조건과 상관없이 모두 열팽창계수가 커지면서 각변형이 증가했다. 선형성이 강하며 영향도는 $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{thermal\ exp.}} \approx 1.52$ 로 매우 크다. 이는 $T_1 (= \frac{\sigma_Y}{\beta E \alpha})$ 의 식에 따라 열팽창계수가 커지면 낮은 온도에서 항복이 일어나며 소성 영역이 넓어진다. 또한, 열팽창량이 항복을 넘어서도 $\{\epsilon^{th}\} = \{\alpha \Delta T\}$ 로 계속 증가하므로 이는 소성변형률로 전환되어 최종 각변형이 크게 형성된다. Table 3.14에 Q4 입열 조건의 Th3과 Th4의 결과 비교를 하였다.

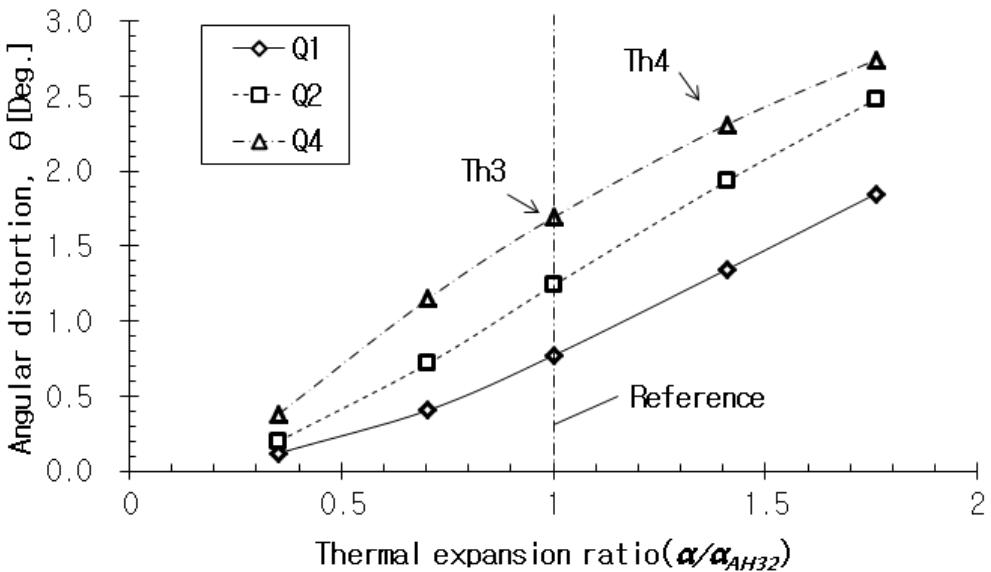
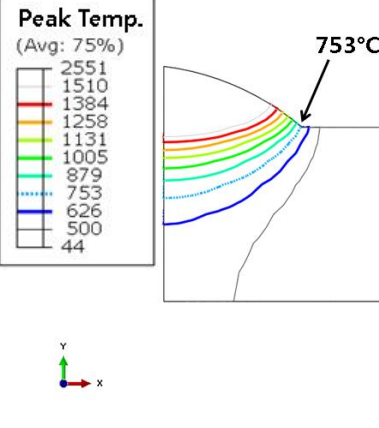
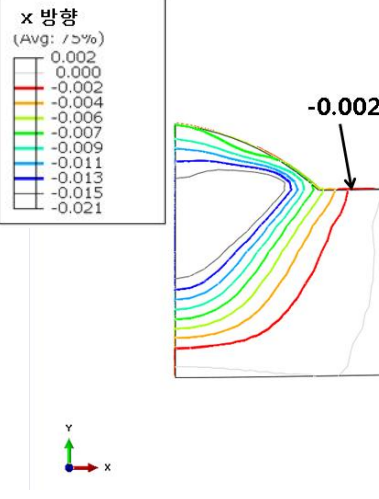
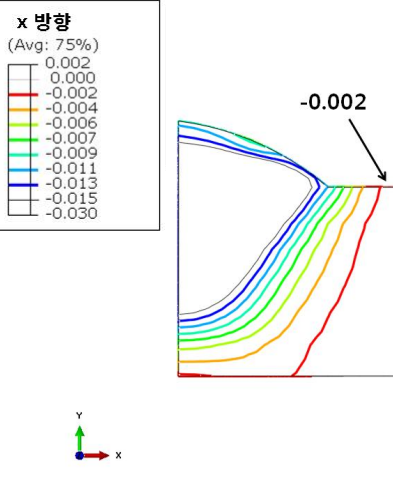


Fig. 3.15 Effectiveness of thermal expansion on angular distortion (Q1<Q2<Q4)

Table 3.14 Comparison between Th3 & Th4 analysis result(Q4)

| Q_{eff} | 구분 | Th3 ($\frac{\alpha}{\alpha_{AH32}} = 0.35$) | Th4 ($\frac{\alpha}{\alpha_{AH32}} = 1.76$) |
|----------------|-----------|---|---|
| Q ₄ | 온도 분포 | <p>Peak Temp. (Avg: 75%)</p>  | Th3과 동일 |
| | 소성 변형을 | <p>x 방향 (Avg: 75%)</p>  | <p>x 방향 (Avg: 75%)</p>  |

마. 탄성계수에 따른 영향도

Fig. 3.16은 탄성계수 비, $\frac{E}{E_{AH32}}$ 에 따른 각변형을 나타낸다. 횡축은 기준모델의 탄성계수와 대상 탄성계수의 비를 나타내며 종축은 각변형을 나타낸다. 입열 Q4를 제외하고 전 입열 대 구간에서 탄성계수가 커짐에 따라 각변형이 커졌다. 탄성계수는 식(1-2)의 $T_1(=\frac{\sigma_Y}{\beta E \alpha})$ 로 표현된 항복에 도달하는 온도와 구속도 $\beta = \frac{k_s}{k_s + k_B}$ 와 관련이 있다. k_B 는 용접재의 강성이고 k_s 는 모재의 강성이다. 수치해석에서는 모재의 강성과 용접재의 강성이 같으므로 구속의 효과가 같다고 볼 수 있다. 따라서 탄성계수가 커지면 낮은 온도에서 항복이 된다. 동일 온도분포일 때 항복영역의 넓이가 커짐에 따라 압축소성변형을 분포와 크기가 커져 각변형이 크게 발생한다.

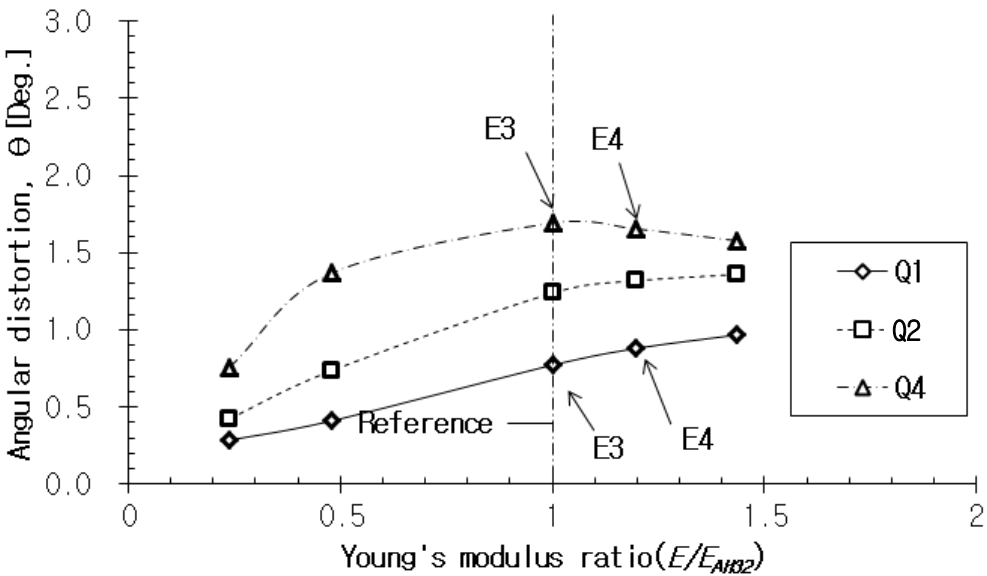


Fig. 3.16 Effectiveness of Young's modulus on angular distortion (Q1<Q2<Q4)

Table 3.15 Comparison between E3 & E4 analysis result(Q1)

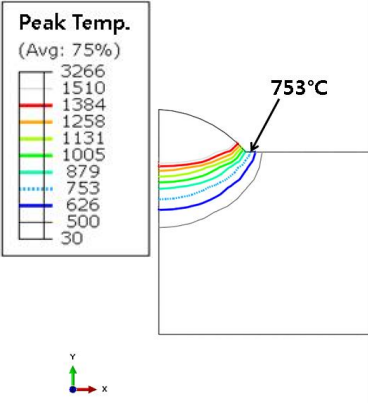
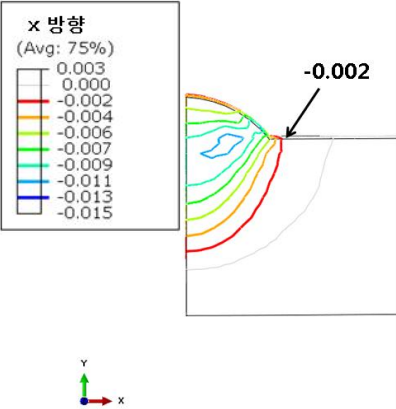
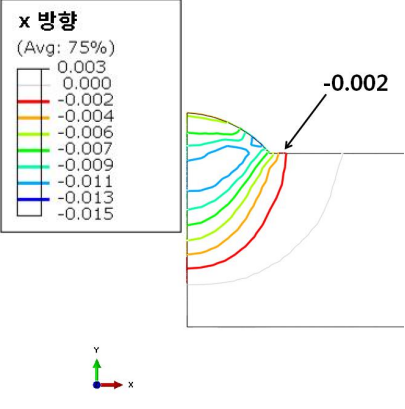
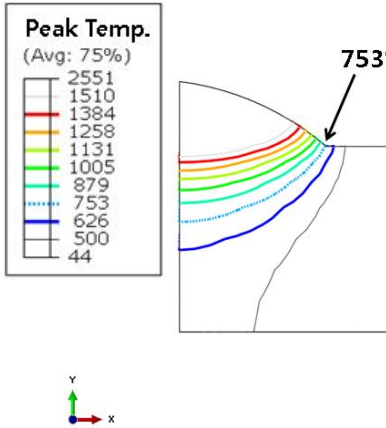
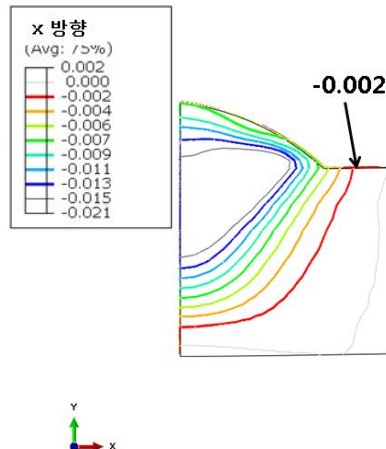
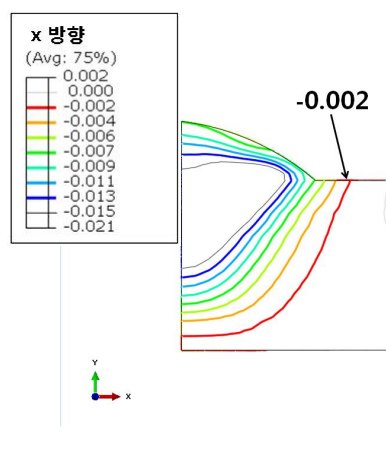
| Q_{eff} | 구분 | E3 ($\frac{E}{E_{AH32}} = 1.0$) | E4 ($\frac{E}{E_{AH32}} = 1.2$) |
|----------------|-----------|--|---|
| Q ₁ | 온도 분포 |  | E3과 동일 |
| | 소성 변형률 |  |  |

Table 3.15는 Q1의 E3, E4 Case에 대한 등온 범위, 압축소성변형률 분포와 크기를 나타냈으며 탄성계수가 클수록 용융부의 최고 압축소성변형률도 커지는 것을 확인할 수 있다. 결국, 두께 중립축을 기준으로 상부에 압축소성변형률 분포가 커짐에 따라 각변형이 크게 발생했다.

한편 Table 3.16로부터 고입열 대인 Q4에서는 항복영역이 커지나 두께 중립축 하부의 소성영역이 증가하여 각변형이 감소함을 알 수 있다. 저입열 대인 Q1, Q2에는 $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{elasticmodulus}}$ 이 대략 0.6~-0.8이나 고입열 대에서는 임계점이 존재하는 것을 알 수 있다.

Table 3.16 Comparison between E3 & E4 analysis result(Q4)

| Q_{eff} | 구분 | E3 ($\frac{E}{E_{AH32}} = 1.0$) | E4 ($\frac{E}{E_{AH32}} = 1.2$) |
|-----------|--------|---|--|
| Q4 | 온도 분포 |  | E3과 동일 |
| | 소성 변형률 |  |  |

바. 항복강도에 따른 영향도

Fig. 3.17은 항복강도 비에 따른 각변형을 나타낸다. 기준모형을 이용하여 입열 별로 계산 수행한 결과이며 횡축은 기준모형의 항복강도와 대상 항복강도 비를 나타내며 종축은 각변형을 나타낸다. 항복강도 비가 1일 때는 앞서 수행한 AH32강 12t 기준모형의 해석결과와 같다. 저입열 조건인 Q1을 제외한 기준모형의 임계점 이하 조건(Q2~Q4)에서 항복강도와 각변형의 관계가 뚜렷하지 않았다. 이에 따라 AH32강의 각변형 임계점 이상의 입열 파라미터인 15.27 J/mm³ 조건, 즉 두께가 12t를 고려하여 Table 3.17과 같이 입열 조건을 2.2 kJ/mm으로 하여 추가 검토를 하였다.

Table 3.17 Additional heat-input condition

| 입열 (Q_{eff} , KJ/mm) | 효율 (η) | 전류(A) | 전압(V) | 속도(mm/s) | |
|-------------------------|---------------|-------|-------|----------|---|
| Q_5 | 2.2 | 0.8 | 285 | 29 | 3 |

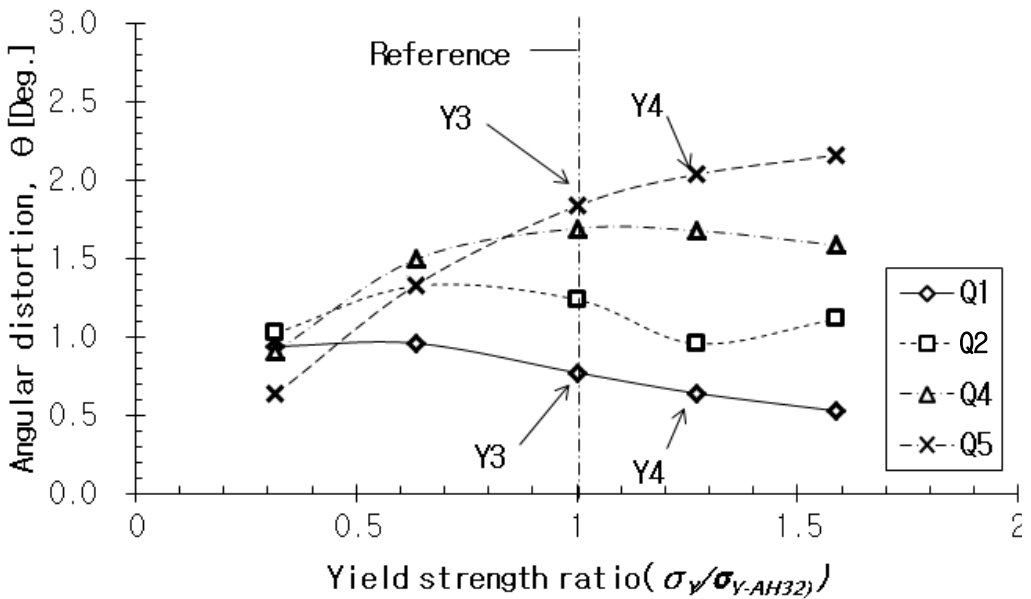


Fig. 3.17 Effectiveness of yield strength on angular distortion(Q1<Q2<Q4<Q5)

입열이 작은 경우, 항복강도가 커지면 각변형이 감소했다. 입열이 높아질수록 각변형의 감소 추세가 작아지면서 고입열 인 Q5일 때, 즉 실험결과 임계점 이상의 입열 조건에서는 오히려 항복강도가 클수록 각변형이 더 크게 발생한다는 것을 알 수 있다. 증가 추세는 비선형으로 항복강도 비가 높아질수록 물성에 따른 각변형 비는 적어진다.

Table 3.18은 입열이 작은 경우인 Q1의 Y3, Y4 Case의 등온 범위, 항복 범위, 압축소성변형률을 나타낸다. $T_1(= \frac{\sigma_y}{\beta E \alpha})$ 를 통해 항복강도가 커지면 항복온도가 높아진다. 그에 따라 항복영역은 작아지고 압축소성변형률의 분포와 크기도 작아지게 된다. 두께 중심으로부터 수축력이 작용하는 평균적 거리는 크게 변하지 않지만 수축력이 감소하면서 굽힘력이 감소하여 각변형이 작아지게 되었다.

Table. 3.19는 고입열인 Q5의 Y3, Y4 Case의 경우로 강도가 높아짐에 따라 항복영역이 전체적으로 감소한다. 그러나 두께 상부 대비 하부의 항복영역이 작아지고 상대적으로 소성변형률이 감소함에 따라 굽힘변형이 더 발생한다는 것을 알 수 있다. 이로써 두께 하부의 소성변형률은 정변형 요소가 아닌 역변형 요소이며 압축소성변형률 분포가 두께 상부에 넓게 분포되어 정변형에 유리하다는 것을 알 수 있다.

정리하자면 저입열 대에서는 항복강도가 크면 두께 중립축 상부에서 항복영역과 소성변형률 분포가 작아져 각변형이 작아지며 고입열 대에서는 두께 중립축 하부의 항복영역이 상대적으로 작아져 각변형이 크게 발생한다. 이는 저입열 조건에서는 고장력의 변형이 작게 발생하고 고입열 조건에서는 오히려 고장력강의 각변형이 크게 발생할 수 있다는 것을 예측할 수 있다. Q1, Q2, Q4의 경우, 임계점 이상의 항복강도에서는 영향도 $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{yieldstrength}}$ 는 평균 0.36이다. Q5에서는 1.75의 높은 값을 갖는다.

Table 3.18 Comparison between Y3 & Y4 analysis result(Q1)

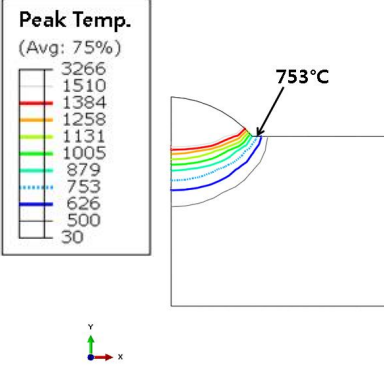
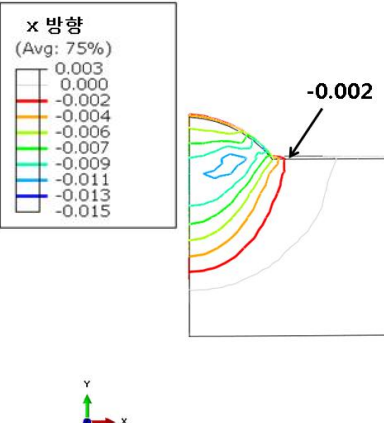
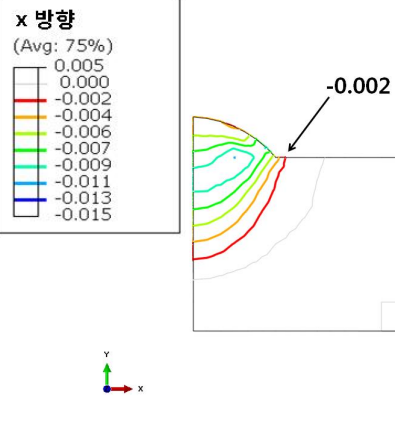
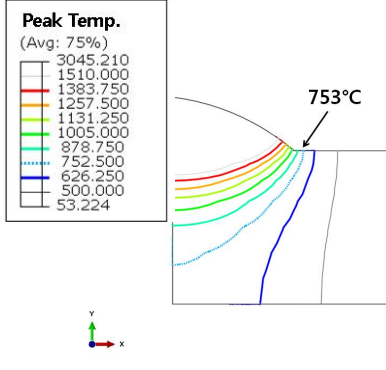
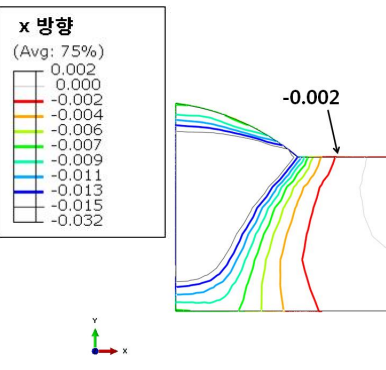
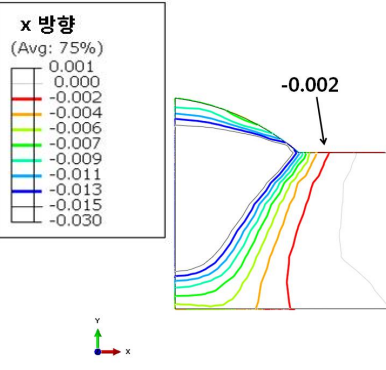
| Q_{eff} | 구분 | Y3 ($\frac{\sigma_Y}{\sigma_{Y_{AHS2}}} = 1.0$) | Y4 ($\frac{\sigma_Y}{\sigma_{Y_{AHS2}}} = 1.27$) |
|----------------|-----------|--|---|
| Q ₁ | 온도 분포 |  | Y3과 동일 |
| | 소성 변형률 |  |  |

Table 3.19 Comparison between Y3 & Y4 analysis result(Q5)

| Q_{eff} | 구분 | Y3 ($\frac{\sigma_Y}{\sigma_{Y_{AHS2}}} = 1.0$) | Y4 ($\frac{\sigma_Y}{\sigma_{Y_{AHS2}}} = 1.27$) |
|-----------|-----------|--|---|
| Q_5 | 온도 분포 |  | Y3과 동일 |
| | 소성 변형률 |  |  |

3.4 결과 및 고찰

다양한 입열 조건으로 열적 물성과 기계적 물성에 따른 영향도(각변형 비)를 분석하였고 그 원인을 역학적으로 규명하였다. Table. 3.20과 같이 입열별 영향이 큰 물성 순서로 나열하였다. 열팽창계수와 밀도, 비열은 입열에 상관없이 높은 영향도를 보인다. 열팽창계수가 가장 큰 영향을 주며 다음으로 최고점 이상의 밀도, 비열 순이다. 항복강도와 탄성계수는 입열에 따라 영향도 순서가 바뀐다. 고입열 대에서는 항복강도가 탄성계수보다 영향도가 크고 저입열 대에서는 탄성계수의 영향도가 크다. 고입열 일수록 열전도율의 영향도가 높아진다.

Table 3.20 Order of property–distortion ratio

| Order | Q_1 (0.66 kJ/mm) | Q_2 (1.32 kJ/mm) | Q_4 (1.59 kJ/mm) | Q_5 (2.2 kJ/mm) |
|-------|---|---|--|--|
| ① | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{thermal\ exp.}}$ ≈ 1.52 | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{thermal\ exp.}}$ ≈ 1.52 | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{thermal\ exp.}}$ ≈ 1.52 | - |
| ② | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{density}}$ ≈ -1.31 if $\frac{\rho_{target}}{\rho_{AH32}} > 0.38$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{density}}$ ≈ -1.31 if $\frac{\rho_{target}}{\rho_{AH32}} > 0.64$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{density}}$ ≈ -1.31 if $\frac{\rho_{target}}{\rho_{AH32}} > 1.0$ | - |
| ③ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{specificheat}}$ ≈ -1.26 if $\frac{C_{target}}{C_{AH32}} > 0.58$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{specificheat}}$ ≈ -1.26 if $\frac{C_{target}}{C_{AH32}} > 0.58$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{specificheat}}$ ≈ -1.26 if $\frac{C_{target}}{C_{AH32}} > 0.73$ | - |
| ④ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{elasticmodulus}}$ ≈ 0.6 if $\frac{E_{target}}{E_{AH32}} > 0.24$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{elasticmodulus}}$ ≈ 0.8 if $\frac{E_{target}}{E_{AH32}} > 0.24$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{yieldstrength}}$ ≈ 1.13 if $\frac{\sigma_{Y_{target}}}{\sigma_{Y_{AH32}}} \leq 1.0$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{yieldstrength}}$ ≈ 1.75 if $\frac{\sigma_{Y_{target}}}{\sigma_{Y_{AH32}}} \leq 1.0$ |

| | | | | |
|---|---|---|---|---|
| | | | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{yieldstrength}} \cong -0.31$ $\text{if } \frac{\sigma_{Y_{target}}}{\sigma_{Y_{AH32}}} > 1.0$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{yieldstrength}} \cong 0.54$ $\text{if } \frac{\sigma_{Y_{target}}}{\sigma_{Y_{AH32}}} > 1.0$ |
| ⑤ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{yieldstrength}} \cong -0.36$ $\text{if } \frac{\sigma_{Y_{target}}}{\sigma_{Y_{AH32}}} > 0.32$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{yieldstrength}} \cong -0.36$ $\text{if } \frac{\sigma_{Y_{target}}}{\sigma_{Y_{AH32}}} > 0.63$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{elasticmodulus}} \cong 1.13$ $\text{if } \frac{E_{target}}{E_{AH}} \leq 1.0$ $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{elasticmodulus}} \cong -0.32$ $\text{if } \frac{E_{target}}{E_{AH}} > 1.0$ | - |
| ⑥ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{heat conductivity}} \cong 0.0$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{heat conductivity}} \cong 0.07$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{heat conductivity}} \cong -0.25$ | - |

Note :

1) Property for target material

$\rho_{target}, C_{target}, \lambda_{target}, \alpha_{target}, E_{target}, \sigma_{Y_{target}}$

2) AH32 material properties

$\rho_{AH32}, C_{AH32}, \lambda_{AH32}, \alpha_{AH32}, E_{AH32}, \sigma_{Y_{AH32}}$

3) Property-distortion ration($\frac{\Delta\theta}{\Delta P}$) refer to table 3.7 in detail

물성에 대한 각변형 비와 물성 변화율을 고려하여 계산된 각 재료의 변형량과 앞서 수행한 실험결과를 비교 분석하였다. 먼저 임계점 이하의 입열 대에서 물성에 대한 영향을 고찰해 보았다. 알루미늄 합금은 임계점이 낮아 임계점 이상의 값도 포함하였다. Fig 3.18의 각변형 특성 곡선에 각 입열 조건(Q1, Q2, Q4)을 Q_{eff}/h^2 으로 환산하여 Fig. 3.18에 표기하였다. 탄소강, 9% Ni강, 고망간강, 스테인리스강의 특성 곡선이 교차 되는 Q2 조건을 기준으로 물성에 따른 영향도(각변형 비)를 고려하여 각 재료의 각변형을 추정하였다. 알루미늄 합금은 입열 대가 낮아 Q1 조건에서 각변형을 추정하였다. 마지막으로 각 재료의 추정된 값과 실험결과를 비교하고 AH32강 대비 증감된 변형에 대한 각 물성의 영향을 분석해 보았다.

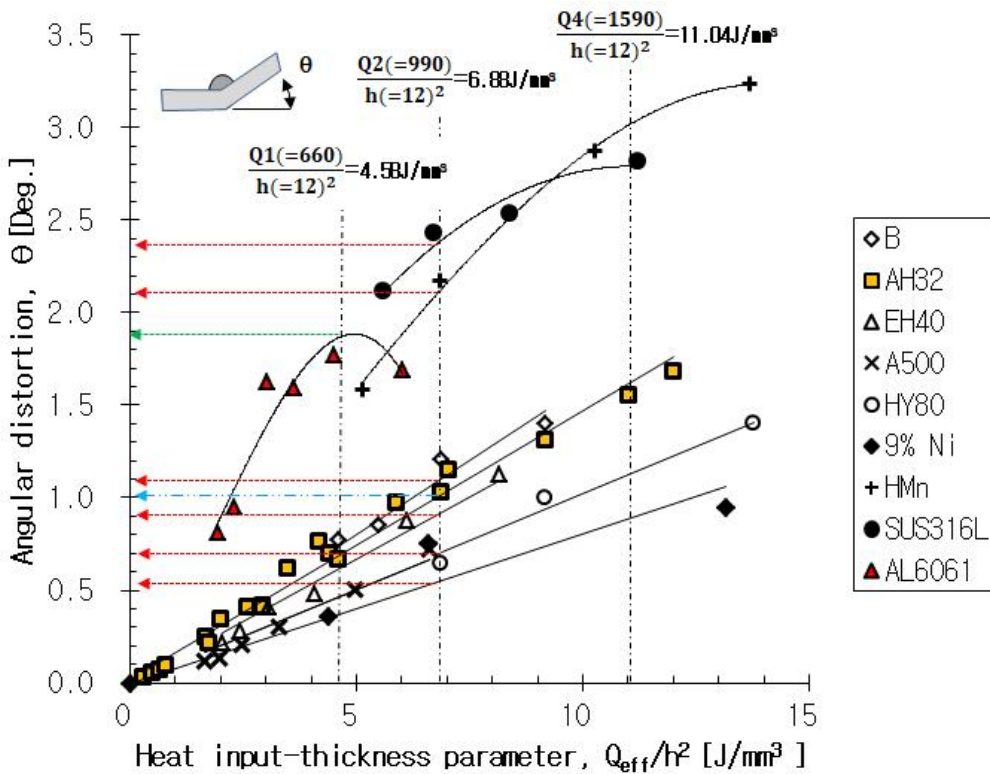


Fig. 3.18 Relation between angular distortion and heat-input parameter (below threshold)

Table 3.1을 참고하여 밀도, 탄성계수, 항복강도는 상온의 값을, 그 외 값은 평균값으로 기준으로 Table 3.21과 같이 물성 비를 산출하였다. AH32강은 모든 물성비가 1이며 기준이 된다. Table 3.22는 앞서 계산된 물성에 따른 각변형 비를 나타낸다. 알루미늄의 경우, Q1 입열 조건이며 그 외 재질은 입열 Q2 조건일 때 물성에 따른 각변형 비를 나타내었다.

Table 3.21 Property ratio for various materials

| Material | Property ratio for target materials | | | | | |
|----------|-------------------------------------|-------------------------------|---|---|-------------------------------|---|
| | Density | Specific Heat | Conductivity | Thermal Expansion | Young's Modulus | Yield Strength |
| | $\frac{\rho_{target}}{\rho_{AH32}}$ | $\frac{C_{target}}{C_{AH32}}$ | $\frac{\lambda_{target}}{\lambda_{AH32}}$ | $\frac{\alpha_{target}}{\alpha_{AH32}}$ | $\frac{E_{target}}{E_{AH32}}$ | $\frac{\sigma_{Y_{target}}}{\sigma_{Y_{AH32}}}$ |
| B | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 0.85 |
| AH32 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.00 |
| EH40-TM | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.45 |
| A500 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.58 |
| HY80 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.80 |
| 9% Ni | 1.02 | 0.95 | 0.82 | 1.06 | 0.96 | 1.98 |
| Hmn | 1.00 | 1.02 | 0.68 | 1.65 | 0.94 | 1.30 |
| SUS316L | 1.02 | 0.77 | 0.61 | 1.62 | 0.93 | 0.82 |
| AL6061 | 0.34 | 1.35 | 4.40 | 1.62 | 0.33 | 0.29 |

Table 3.22 Property–distortion ratio (Q2)

| Material | Property–distortion ratio | | | | | |
|----------|---|--|---|---|--|---|
| | Density | Specific Heat | Conductivity | Thermal Expansion | Young's Modulus | Yield Strength |
| | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{density}}$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{specificheat}}$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{heat conductivity}}$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{thermalexp.}}$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{elasticmodulus}}$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{yieldstrength}}$ |
| B | -1.31 | -1.26 | 0.07 | 1.52 | 0.80 | -0.36 |
| AH32 | -1.31 | -1.26 | 0.07 | 1.52 | 0.80 | -0.36 |
| EH40-TM | -1.31 | -1.26 | 0.07 | 1.52 | 0.80 | -0.36 |
| A500 | -1.31 | -1.26 | 0.07 | 1.52 | 0.80 | -0.36 |
| HY80 | -1.31 | -1.26 | 0.07 | 1.52 | 0.80 | -0.36 |
| 9% Ni | -1.31 | -1.26 | 0.07 | 1.52 | 0.80 | -0.36 |
| Hmn | -1.31 | -1.26 | 0.07 | 1.52 | 0.80 | -0.36 |
| SUS316L | -1.31 | -1.26 | 0.07 | 1.52 | 0.80 | -0.36 |
| AL6061 * | -1.31 | -1.26 | 0.0 | 1.52 | 0.6 | -0.36 |

* The values of AL6061 are in case of Q1

AH32강과 물성차이를 나타내는 밀도 변화율($\frac{\Delta\rho}{\rho_{AH32}}$)과 밀도에 따른 각변형 비($\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{density}}$)를 곱하면 밀도 물성에 대한 각변형 변화량(차)($\Delta\theta_d$)이 산출된다. 같은 방식으로 다른 물성에 대한 변화량을 구해서 합하면 모든 물성 변화에 따른 각변형 변화량($\Delta\theta_{target}$)이 추정된다. 마지막으로 각변형 변형량($\Delta\theta_{target}$)과 실험을 통해 구해진 AH32강의 각변형량(θ_{AH32})를 더하면 대상 재질에 대한 총 각변량(θ_{target})이 계산된다.

Table 3.23 Total angular distortion for target material

| Properties | Angular distortion variable due to property ratio variation of target material ($\Delta\theta_p$) |
|--|---|
| 밀도 (Density) | $\Delta\theta_d = \frac{\Delta\theta}{\Delta P_{density}} \cdot \frac{\Delta\rho}{\rho_{AH32}}$ |
| 비열 (Specific heat) | $\Delta\theta_s = \frac{\Delta\theta}{\Delta P_{specificheat}} \cdot \frac{\Delta C}{C_{AH32}}$ |
| 열전도율 (Conductivity) | $\Delta\theta_c = \frac{\Delta\theta}{\Delta P_{heatconductivity}} \cdot \frac{\Delta\lambda}{\lambda_{AH32}}$ |
| 열팽창계수 (Thermal expansion coefficient) | $\Delta\theta_{th} = \frac{\Delta\theta}{\Delta P_{thermalexp.}} \cdot \frac{\Delta\alpha}{\alpha_{AH32}}$ |
| 탄성계수 (Elastic modulus) | $\Delta\theta_e = \frac{\Delta\theta}{\Delta P_{elasticmodulus}} \cdot \frac{\Delta E}{E_{AH32}}$ |
| 항복강도 (Yield strength) | $\Delta\theta_y = \frac{\Delta\theta}{\Delta P_{yieldstrength}} \cdot \frac{\Delta\sigma_Y}{\sigma_{Y_{AH32}}}$ |
| 물성 변화에 따른 대상 재질의 각변형 변화량 (Total angular distortion variation for target material) | $\Delta\theta_{target} = \theta_d + \theta_s + \theta_c + \theta_{th} + \theta_e + \theta_y$ |
| 대상 재질의 총각변형량 (Total angular distortion for target material) | $\theta_{target} = \theta_{AH32} + \Delta\theta_{target}$ |

이 방법의 특징은 각변형에 대한 각 물성의 영향이 독립적인 것으로 간주하여 추정된 방법으로 Table 3.23과 같이 나타내었다. Table 3.23에 나온 추정 방법에 따라 각 재료의 각변형량을 계산했으며 각변형 특성 곡선의 값, 즉 실험 치와 비교하기 위해 부합도라는 개념을 도입하였다. 부합도는 식(3-5)과 같이 정의되며 각 대상 재질에 대한 총변형량과 부합도는 Table 3.24에 나타내었다.

(3-5)

$$\text{부합도}(Conformity) = \frac{\theta_{ex.}}{\theta_{target}} \cdot 100 (\%)$$

$\theta_{ex.}$:
재질별 각변형 실험결과
 θ_{target} :
계산을 통해 구한 대상 재질의 각변형

탄소강의 경우, 부합도가 ±12% 이며 저온용강은 19% 이내이다. 그러나 9% Ni강을 실험 치보다 계산 값이 커서 부합도가 73% 로 낮다. 따라서 탄소강과 9% Ni강을 제외한 다른 재질에서는 계산을 통해 산출된 각변형이 정확성이 높다고 볼 수 있겠다. 이는 임계점 이하 Q2 조건에서는 변형에 대한 각 물성의 영향이 독립적이며 선형적인 조합을 통해 예측이 가능한 것을 보여준다. Q1 조건인 알루미늄 합금은 119% 부합도를 보여주었다.

탄소강은 항복강도 영향도가 100%이므로 항복강도가 커짐에 따라 변형이 작아지는 것을 분명히 설명할 수 있다. 그러나 다른 재질은 각 물성에 대한 영향이 혼재되어 있다. 좀 더 자세히 알아보기 위해 Table 3.25과 같이 Q2 조건일 때 다른 재질의 각변형에 대한 물성 비중을 나타내었다.

9% Ni강은 AH32강 대비 감소된 변형량($\Delta\theta_{target}$)을 100%라고 할 때, 128%가 항복강도로 인해 감소 되었고 AH32강 대비 낮은 비열과 높은 열팽창계수로 인해 각각 23%, 31% 증가하였다. 낮은 탄성계수는 12%의 감소량을 보였다. 그러나 부합도가 73%로 다른 재질에 비해 낮으며, 이는 물성 이외의 다른 요인이 변형에 영향을 준다는 것으로 용접부 열영향부에서 발생하는 상변태에 의한 마르텐사이트 체적팽창

에 기인한 것으로 판단된다. [42]

고망간강은 AH32강 대비 증가된 변형량($\Delta\theta_{target}$)을 100%라고 할 때, 높은 열팽창 계수로 인해 124%의 각변형이 증가했다. 높은 항복강도와 낮은 탄성계수로 인해 변형이 감소하였지만, 그 영향은 6% 이하이다.

스테인리스강은 AH32강 대비 증가된 변형량($\Delta\theta_{target}$)을 100%라고 할 때, 열팽창 계수로 인한 영향이 79% 이다. 고망간강과 비교해 밀도 비중이 커짐에 따라 열팽창 계수의 영향이 감소한 것이다. 그 외 물성의 영향은 5% 이하이다.

알루미늄 합금은 열전도율을 제외한 다양한 물성이 변형량에 영향을 끼친다는 것을 알 수 있다. AH32강 대비 증가한 변형량($\Delta\theta_{target}$)을 100%라고 하면, 그중 밀도와 열팽창 계수의 영향이 각각 70%이다. 낮은 항복강도도 21% 기여하고 있다. 그러나 높은 비열과 낮은 탄성계수로 인해 각각 35%, 33%를 감소시킨다.

Table 3.24 Conformity of experiment and calculation result (Q2)

| Material | Total angular distortion(θ_{target}) | Experiment result($\theta_{ex.}$) | Conformity(%) |
|----------|---|-------------------------------------|---------------|
| B | 1.07 | 1.10 | 103% |
| AH32 | 1.01 | 1.01 | 100% |
| EH40-TM | 0.85 | 0.91 | 107% |
| A500 | 0.80 | 0.70 | 88% |
| HY80 | 0.72 | 0.70 | 97% |
| 9% Ni | 0.73 | 0.53 | 73% |
| Hmn | 1.82 | 2.10 | 115% |

| | | | |
|----------|------|------|------|
| SUS316L | 2.21 | 2.36 | 107% |
| AL6061 * | 1.56 | 1.86 | 119% |

* The values of AL6061 are in case of Q1

Table 3.25 Property proportion on angular distortion(Q2)

| Material | Property proportion on angular distortion ($\frac{\Delta\theta_P}{\Delta\theta_{target}} \cdot 100(\%)$) | | | | | |
|----------|--|---------------|--------------|-------------------|-----------------|----------------|
| | Density | Specific Heat | Conductivity | Thermal Expansion | Young's Modulus | Yield Strength |
| 9% Ni | -8% | 23% | -5% | 31% | -12% | -128% |
| Hmn | 1% | -3% | -3% | 124% | -6% | -14% |
| SUS316L | -2% | 25% | -2% | 79% | -4% | 5% |
| AL6061 * | 70% | -35% | 0% | 77% | -33% | 21% |

* The values of AL6061 are in case of Q1

다음은 임계점 이상의 입열 대에서 물성에 대한 영향을 고찰했다. Fig. 3.19에 입열파라미터가 임계점 이상일 때 각변형을 분포를 나타낸다. 탄소강, 고망간강, 스테인리스강의 특성 곡선이 교차되는 Q5 조건을 기준으로 물성에 따른 영향도(각 변형 비)를 고려하여 각 재료의 각변형을 추정하였다. 각 개질의 추정된 값과 실험결과를 비교하였고 AH32강 대비 증감된 변형에 대한 각 물성의 영향을 분석해 보았다.

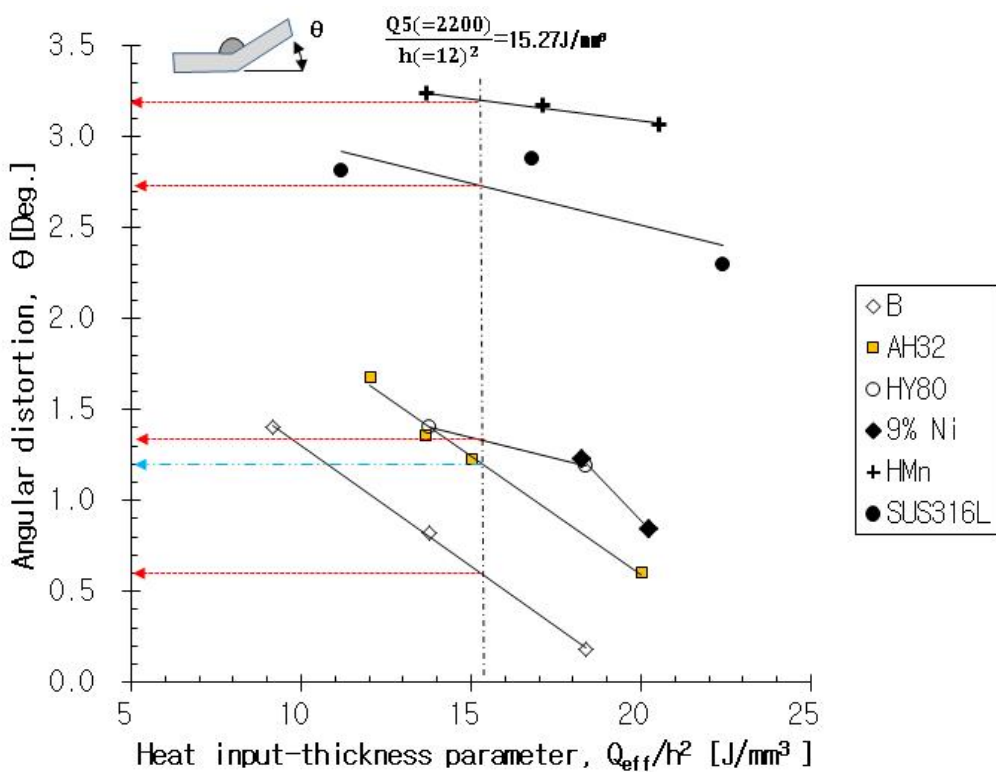


Fig. 3.19 Relation between angular distortion and heat-input parameter (above threshold)

Table 3.21의 물성 비와 Table 3.26에 나타낸 Q5 입열 조건의 각 물성에 따른 각 변형 비($\frac{\Delta\theta}{\Delta P}$)를 고려하여 최종 변형량(θ_{target})을 Table 3.27과 같이 구하였다. 실험 치와 비교했을 때 임계치 이상의 각변형 부합도는 임계점 이하의 부합도보다 떨어진 것을 알 수 있다. B강의 경우 67% 부합도를 보이고 HY80은 78% 부합도를 보인다. 이는 고입열 시 용착금속과 용입이 넓어지면서 용착금속의 물성에 대한 영향도가 커져 오차가 커진 것으로 보인다. [13] 부합도는 떨어지지만, 탄소강은 항복강도 영향도가 100%이므로 항복강도가 커질수록 각변형이 커진다는 것을 정성적으로 알 수 있다.

Table 3.26 Property-distortion ratio (Q5)

| Material | Property-distortion ratio | | | | | |
|----------|---|--|--|---|--|---|
| | Density | Specific Heat | Heat conductivity | Thermal Expansion | Young's Modulus | Yield Strength |
| | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{density}}$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{specificheat}}$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{heat\ conductivity}}$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{thermalexp.}}$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{elasticmodulus}}$ | $\frac{\Delta\theta}{\Delta P_{yieldstrength}}$ |
| B | -1.31 | -1.26 | -0.25 | 1.52 | 0.80 | 1.75 |
| AH32 | -1.31 | -1.26 | -0.25 | 1.52 | 0.80 | 1.75 |
| HY80 | -1.31 | -1.26 | -0.25 | 1.52 | 0.80 | 0.54 |
| Hmn | -1.31 | -1.26 | -0.25 | 1.52 | 0.80 | 1.75 |
| SUS316L | -1.31 | -1.26 | -0.25 | 1.52 | 0.80 | 1.75 |

Table 3.28을 보면 스테인리스강과 고망간강은 저입열 대와 비교하여 변형의 항복강도 비중이 높아진 것을 알 수 있다. 이로 인해 고망간강의 경우 AH32강 대비 증가된 변형량($\Delta\theta_{target}$) 중 열팽창계수의 비중이 임계치 이하의 Q2 입열 대보다 감소하였다. 이는 고입열 대에서 변형에 대한 항복강도의 영향이 커졌기 때문이다. 스테인리스강의 경우, AH32강 대비 증가된 변형량($\Delta\theta_{target}$)의 열팽창계수의 비중은 상대적으로 커졌다. 이유는 낮은 비열로 인한 증가분과 낮은 항복강도 감소분이 상쇄되어 열팽창계수의 기여도가 높아졌기 때문이다.

Table 3.27 Conformity of experiment and calculation result (Q5)

| Material | Total angular distortion(θ_{target}) | Experiment result($\theta_{ex.}$) | Conformity(%) |
|----------|---|-------------------------------------|---------------|
| B | 0.90 | 0.60 | 67% |
| AH32 | 1.20 | 1.20 | 100% |
| HY80 | 1.70 | 1.33 | 78% |
| Hmn | 2.94 | 3.20 | 109% |
| SUS316L | 2.26 | 2.23 | 99% |

Table 3.28 Property proportion on angular distortion(Q5)

| Material | Property proportion on angular distortion ($\frac{\Delta\theta_P}{\Delta\theta_{target}} \cdot 100(\%)$) | | | | | |
|----------|--|---------------|-------------------|-------------------|-----------------|----------------|
| | Density | Specific Heat | Heat conductivity | Thermal Expansion | Young's Modulus | Yield Strength |
| Hmn | 0% | -1% | 5% | 65% | -3% | 34% |
| SUS316L | -3% | 31% | 10% | 101% | -6% | -34% |

저입열 대의 항복강도의 영향은 선상가열의 특성과 유사하다. [16~17] 그러나 Lee(2008)가 제시한 $\epsilon^* = -\frac{\epsilon_Y}{\beta} = -\frac{\sigma_Y}{\beta E}$ 와 상반되는 결과이다. 항복강도가 크면 소성변형률이 크게 발생한다고 하였지만 압축소성변형률은 용착 금속의 항복강도와 관련이 있고 주변 모재의 기계적 특성이 구속도(β)에 포함되어 있다. 따라서 용접재가 맞대기 시편 사이에 용착되면서 팽창과 수축되는 현상과 유사하다고 판단된다. 즉 용접재가 순수하게 인장과 압축 거동을 할 때 발생하는 수축변형으로 각변형의 메커니즘과 비교하기 힘들다고 판단된다.

그러나 Lee(2008)의 항복온도인 $T_1 (= \frac{\sigma_Y}{\beta E \alpha})$ 는 소성역역의 크기와 압축소성변형률의 크기를 예상할 수 있어 유용하다고 생각된다. 항복강도 영향도 분석에서 항복강도가 크면 항복이 되는 온도가 높아져 소성영역이 작아진다. 따라서 압축소성변형률 크기와 면적 모두 감소하였다. 이는 소성영역이 감소하면서 모재 전체의 구속도가 증가 되어 생긴 것으로 추정된다.

탄성계수에 대한 영향도는 기존 Vega et al.(2011)와 Yanjin et al.(2005)의 선상가열 연구와 반대의 결과를 보인다. 선상가열의 경우 탄성계수가 크면 각변형이 감소한다고 하였다. 선상가열부는 탄소강의 경우 보통 최고 온도가 800° C 이내이다. 즉 최고 도달온도가 용접부와 비교해 높지 않다. 그리고 Yanjin et al.(2005)의 영향도 분석에서는 온도의존성 탄성계수를 적용하지 않았다. 따라서 주변 온도 분포도 높아도 탄성계수가 동일하게 적용되어 탄성계수 효과가 합리적이라고 하기에는 무리가 있다고 생각된다. 물론 용접부와 비교해 온도가 낮아 탄성 영역이 상대적으로 크면 주변 강성이 높아져 변형이 작을 수 있다고 판단된다. 하지만 용접부는 소성 영역이 크고 온도 편차가 크기 때문에 단순비교가 어렵다. 본 연구의 물성에 대한 영향 분석에서는 온도의존성 탄성계수를 적용하였다. 탄성계수가 높아지면 항복온도가 낮아지면서 소성 영역이 확장된다는 것을 확인하였다. 이로 인해 주변 구속도가 작아져 각변형이 크게 발생한 것으로 생각된다.

본 연구의 물성에 대한 영향 분석은 비드 온 용접 시 용접변형 중 각변형에 초점을 맞추었다. 따라서 맞대기의 1~2 패스와 같이 수축 혹은 역변형 거동을 보이는 곳에 적용하기에는 무리가 있다.

또한, 용접재 포함하여 용접재가 모재로 확산된 영역의 열적 물성과 기계적 물성이 각변형에 끼치는 영향이 미미하다는 전제가 깔려있다. 물성에 따른 영향을 고찰하기 위해 수행한 수치해석은 임계점 이하의 입열 조건에서 수행되어 부합도가 높지만, 임계점 이상의 입열 조건에서는 부합도가 떨어졌다. 이는 여성의 강성 차이와 용착금속의 물성 기여도에 기인한 것으로 판단된다. [13] 따라서 본 연구의 영향도 분석을 통한 각변형 산출은 임계점 이하에서 유용하다고 판단되며 다층 용접에서도 어느 정도 두께가 형성되어 각변형의 조건이 형성되면 활용도가 높다고 생각된다.

제 4 장 결론 및 향후 방향

본 연구에서는 비드 온 용접 시 재질별(저온용강 및 고장력강) 각변형 특성을 파악하기 위해 비드 온 용접실험을 통해 입열파라미터(Q_{eff}/h^2)에 따른 재질별 각변형 특성을 고찰하였다. 또한, 기준모형을 도입하여 다양한 입열 조건 및 물성 변수별 열탄소성해석을 통해 물성 영향을 분석하였다. 이것으로 재질별 각변형 특성에 대해 아래와 같은 결론을 도출하였다.

가. 비드 온 용접변형 실험결과

1. 입열파라미터 0~4 J/mm³ 구간에서 알루미늄 합금이, 그 외 구간에서는 고망간강과 스테인리스강의 각변형이 가장 크게 나타났다.
2. 탄소강의 경우 고장력강일수록 임계점의 입열파라미터가 커졌으며 9% Ni강은 임계점이 가장 높고 탄소강 임계점 이하 조건에서 탄소강보다 상대적으로 각변형이 작았다.
3. 탄소강은 저입열 대에서 항복강도 클수록 각변형이 작게 발생하였으며 고입열 대에서는 항복강도가 크면 각변형이 크게 발생하는 경향을 나타내었다.
4. 9% Ni강, 스테인리스강, 고망간강도 탄소강과 유사하게 항복강도의 영향이 발견되지만 AH32강 대비 열팽창계수, 밀도, 비열의 차이가 있으므로 물성에 대한 각변형 영향이 다를 것으로 판단되어 진다.

나. 각변형 수치해석 결과

1. 열팽창계수는 입열에 상관없이 가장 높은 영향도를 보인다.
2. 다음으로 입열과 상관없이 임계점 이상의 밀도, 비열 순서로 영향이 크다.
3. 고입열 대에서는 항복강도가 탄성계수보다 영향도가 크고 저입열 대에서는 탄성계수가 영향도가 크다.
4. 입열이 커질수록 열전도율에 대한 영향도는 커지나 다른 물성에 비해 영향도가 미미한 수준이다.

5. 임계치 이하 각변형 특성으로는

- 탄소강은 항복강도가 커짐에 따라 각변형이 작아졌다.
- 9% Ni강은 항복강도가 커서 각변형이 감소하는 효과와 낮은 비열, 높은 열팽창계수로 인한 증가 효과도 있다. 9% Ni강의 부합도가 다른 재질에 비해 떨어졌고 상변태로 인한 부피팽창에 기인한 것으로 판단된다.
- 고망간강의 경우 변형량의 열팽창계수의 비중이 가장 크다.
- 스테인리스강의 변형량은 열팽창계수의 영향뿐만 아니라 밀도의 영향도 크다.
- 알루미늄 합금은 열전도율을 제외한 각 물성에 대한 영향이 크며 밀도와 열팽창계수의 영향이 가장 높고 비열, 탄성계수, 항복강도 순으로 영향이 크다.

6. 임계치 이상 각변형 특성으로는

- 탄소강은 낮은 부합도를 보이고 이는 용착금속의 물성과 강성으로 인한 영향으로 판단된다.
- 스테인리스강과 고망간강의 변형량의 열팽창계수의 비중이 가장 크지만 저입열대와 비교하여 항복강도 비중이 높아졌다. 이는 고입열대에서 항복강도의 영향도가 높아졌기 때문이다.

다. 응용 및 향후 방향

재질별 각변형 임계점 위치가 다르므로 특정 입열 조건을 제약할 수 있는 기준을 마련할 수 있다. 또한, 동일 입열 시 최고 변형의 두께 범위를 알 수 있어 변형제어에 있어서 생산과 설계의 지침이 될 수 있다

특정 재질의 각변형 특성 곡선이 없는 경우 AH32강 대비 각변형 특성 곡선의 위치를 예측할 수 있어 생산성 검토가 신속하며 물성 이외의 요소를 알 수 있어 변형제어를 위한 대안을 마련할 수 있다.

영향도 분석에 사용된 기준모델은 각변형에 초점이 맞췄고 효율적인 Engineering 이 가능하다. 또한, 용접변형과 유사한 메커니즘인 곡직이나 곡가공에 응용할 수 있어 현장 대응 능력이 높아질 것으로 생각한다.

본 연구는 각변형에 국한된 것이며 용접재보다 모재의 물성에 영향이 큰 상황에 해당하는 것이므로 수축 메커니즘에 가까운 버트 1~2패스의 경우에 적용하는 것은 무리가 있다. 따라서 추후 수축 메커니즘에 가까운 버트의 용접변형 특성을 고려하기 위해서는 모재뿐만 아니라 용접재 물성의 영향을 고려해야 한다고 생각된다. 그러나 각변형이 형성될 수 있는 두께가 형성되고 재질별 용착량과 각변형의 상관관계를 파악하면 재질별 다층 용접변형 예측도 가능할 것으로 판단된다. 또한, 조선소에서 새로운 재질이 사용될 경우 생산성 검토 측면에서 선제적 대응이 가능할 것으로 판단된다.

참고문헌

- [1] 방한서, 김유철. "유한요소법에 의한 후판용접시의 3 차원 비정상열전도해석 (Analysis on The Three-Dimensional Unstationary Heat Conduction on The Welding of Thick Plate by FEM)." 대한용접·접합학회지 9.2 (1991): 37-43.
- [2] 방한서. "후판 용접부의 역학적 특성-유한요소법에 의한 3 차원 열탄소성 해석-(Study on the Mechanical Behavior of Welded part in thick Plate-Three-dimensional Thermal Elasto-Plastic Analysis Based on Finite Element Method-)." 대한용접·접합학회지 10.4 (1992): 250-258.
- [3] 방희선, 방한서, 이윤기, 김현수, 이광진. "극후판 다층 FCAW 맞대기 용접부의 잔류응력 특성에 관한 연구." 한국해양공학회지 24.2 (2010): 62-66.
- [4] 박치모, 이승훈. "상용소프트웨어를 이용한 원환보강 원통의 최종강도해석 (11)." 한국해양공학회지 16.1 (2002): 36-40.
- [5] 박치모, 이승훈. "상용소프트웨어를 이용한 원환보강 원통의 최종강도해석 (1)." 한국해양공학회지 15.2 (2001): 120-123.
- [6] 허광현, 유영웅, 이만섭. "독립형 LNG FUEL TANK 에 대한 고찰 및 국내 제작 동향." 대한조선학회지 55.4 (2018): 36-42.
- [7] Okerblom, N. O. "The calculations of deformations of welded metal structures, 1958." Transl. by DSIR (1958).
- [8] Watanabe, M., and K. Satoh. "Welding mechanics and the application." Asakura shoten, Tokyo (1965).
- [9] Satoh, Kunihiro. "Effect of Welding Conditions on Residual Stress

Distributions and Welding Deformation in Welded Structure Materials." J. JWS 45.1 (1976): 42-50.

[10] Luo, Yu, Hidekazu Murakawa, and Yukio Ueda. "Prediction of welding deformation and residual stress by elastic FEM based on inherent strain (report 1): mechanism of inherent strain production (mechanics, strength & structure design)." Transactions of JWRI 26.2 (1997): 49-57.

[11] 이창현. 고유변형도 기반 등가하중법을 이용한 선체 평블록의 용접변형 예측 . Diss. 서울대학교 대학원, 2002.

[12] Kim, Tae-Jun, Beom-Seon Jang, and Sung-Wook Kang. "Welding deformation analysis based on improved equivalent strain method considering the effect of temperature gradients." International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering 7.1 (2015): 157-173.

[13] Mochizuki, Masahito, and Shigetaka Okano. "Effect of Welding Process Conditions on Angular Distortion Induced by Bead-on-plate Welding." ISIJ International 58.1 (2018): 153-158.

[14] Okano, S., and M. Mochizuki. "Dominant factors influencing weld angular distortion from a viewpoint of generation characteristics of inherent strain (Development of accuracy management system for high quality construction in welded structures on the basis of advanced theory of inherent strain)." Transactions of the JSME (in Japanese) 81.826 (2015): 15-00118.

[15] 望月正人, and 岡野成威. "固有ひずみ論に基づいた溶接角変形の支配パラメータに関する研究 (固有ひずみの概念を用いた溶接構造物の高度工作精度管理システムの開発)." 日本機械学会論文集 82.835 (2016): 15-00567.

[16] Vega, Adan, et al. "Influential Factors Affecting Inherent Deformation During Plate Forming By Line Heating (Report 4)-The Effect of Material

Properties." The Nineteenth International Offshore and Polar Engineering Conference . International Society of Offshore and Polar Engineers, 2009.

[17] Guan, Yanjin, et al. "Influence of material properties on the laser-forming process of sheet metals." Journal of Materials Processing Technology 167.1 (2005): 124-131.

[18] Yang, Y. P., et al. "Material strength effect on weld shrinkage and distortion." Welding Journal 93.11 (2014).

[19] Wang, Rui, et al. "Study on welding inherent deformations in welded structural materials." Transactions of JWRI 37.1 (2008): 91-100.

[20] Zhu, X. K., and Y. J. Chao. "Effects of temperature-dependent material properties on welding simulation." Computers & Structures 80.11 (2002): 967-976.

[21] Rosenthal, D., and R. Schmerber. "Thermal study of arc welding." Welding journal 17.4 (1938): 2-8.

[22] Rosenthal, Daniel. "Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting." Welding journal 20 (1941): 220-234.

[23] Rykalin, No N. Calculation of heat processes in welding . 1960.

[24] Goldak, John, Aditya Chakravarti, and Malcolm Bibby. "A new finite element model for welding heat sources." Metallurgical transactions B 15.2 (1984): 299-305.

[25] 대한용접접합학회 (2008), 용접·접합 편람 (II 역학, 시공 및 감사), 대전

[26] 김재웅, 양영수 (2011). 용접 잔류응력과 변형, 대전

- [27] 용접강도연구위원회. "유한요소해석을 이용한 Arc 용접부의 온도 분포 예측 표준화." 대한용접·접합학회지 23.6 (2005): 497-503.
- [28] 김영균, 김영완, 김재훈. "9% 니켈강 후판 용접부의 강도 및 잔류응력." 한국동력기계공학회지 18.4 (2014): 85-90.
- [29] Moraitis, G. A., and G. N. Labeas. "Residual stress and distortion calculation of laser beam welding for aluminum lap joints." Journal of materials processing technology 198.1-3 (2008): 260-269.
- [30] Okano, Shigetaka, and Masahito Mochizuki. "Experimental and numerical investigation of trailing heat sink effect on weld residual stress and distortion of austenitic stainless steel." ISIJ International 56.4 (2016): 647-653.
- [31] 박정웅, 이해우. "용접각변형에 미치는 용접길이의 영향." 대한용접·접합학회지 23.4 (2005): 48-52.
- [32] 기술표준원(2010), "알루미늄 및 알루미늄 합금 압출 형재"
- [35] 유중돈, 나석주 (2011), 아크용접, 대한용접접합학회, 대전
- [36] 김재웅, 양영수 (2011), 용접 잔류응력과 변형, 대전
- [37] 양영수, 김재웅. "유한요소법을 이용한 용접 해석 (1): 용접부 열유동 해석." 대한용접·접합학회지 29.2 (2011): 4-6.
- [38] 양영수, 김재웅. "유한요소법을 이용한 용접 해석 (2): 열유동 해석 예제." 대한용접·접합학회지 29.3 (2011): 1-3.
- [39] 양영수, 김재웅. "유한요소법을 이용한 용접 해석 (3): 용접부 잔류응력 및

변형 해석." 대한용접·접합학회지 29.4 (2011): 1-2.

[40] 양영수, 김재웅. "유한요소법을 이용한 용접 해석 (4): 잔류응력 및 변형 해석 예제." 대한용접·접합학회지, 29.5 (2011): 1-3.

[41] Seong, Woo-Jae. "Prediction and Characteristics of Angular Distortion in Multi-Layer Butt Welding." *Materials* 12.9 (2019): 1435.

[42] 이희태, 김하근, 김경규. "9% Ni 강의 GMA 및 SA 용접부 변형 예측." 대한용접학회 특별강연 및 학술발표대회 개요집 45 (2005): 26-28.

감사의 글

2016년 3월에 입학하여 3년 반 만에 졸업하게 되었습니다. 중간에 힘들고 어려운 일이 많았지만, 그때마다 물심양면으로 도와주신 방희선 교수님께 진심으로 존경과 감사의 말씀을 드립니다. 학부 시절부터 지금까지 정신적으로 많은 도움을 주신 아버지 같은 방한서 교수님께도 무한한 감사의 말씀을 드립니다.

대학원 입학한 해에 용접연구업무를 시작하였습니다. 처음인지라 용접에 대한 지식과 경험이 많이 부족했었습니다. 용접·접합과학공학과를 다니면서 훌륭한 교수님들께 수업을 받아 많이 발전했고 산업 전반에 대한 시야가 넓어지게 되었습니다. 수업하셨던 모든 교수님께 감사를 드립니다.

파리 파견 생활 중 처음 만난 용접 전문가, 강운주 형님께 감사하던 말을 전하고 싶습니다. 생각해 보니 용접과의 인연은 그때가 시작이었던 것 같습니다. 강력했던 전문가의 포부가 귀감이 되었고 새로운 출발의 도화선이었던 것 같습니다. 훌륭한 연구자이자 엔지니어인 성우제 박사님께 감사드립니다. 핵심을 정확히 찾는 매 같은 눈과 탁월한 역학적 지식을 보유하신 박사님은 저의 본보기이고 회사 출근하는 재미를 주었습니다. 또한, 부족한 논문을 끝까지 검토해 주신 것에 대해 정말 감사하게 생각합니다.

인생을 어떻게 살아가는 것이 관찮을까? 사람 구실이란? 물음이 생기면 여지없이 생각나는 천광산 형님께 감사의 말씀을 드립니다. 앞만 보고 달렸던 저에게 주위를 알게 해주었고 의리가 무엇인지 깨닫게 해 주었습니다. 또한, 제 머리를 말랑 말랑하게 해 주고 저 자신이 정말 작은 존재라는 것을 깨닫게 해준 것에 감사하게 생각합니다. 잘생기고 똑똑한 동갑내기, 저랑 성격이 비슷한 것 같지만 세련되면서 카리스마의 김성민 박사님께도 감사드립니다. 힘들었을 때 위로해 준 것에 대해 감사드립니다.

똑똑하고 예의 바르면서 무한한 가능성을 가진 박진규 선임연구원님께 감사드립니다. 언제나 기분 좋게 해주고 배려하는 마음은 항상 본받고 간직하도록 노력하겠습니다. 아는 것도 많고 빠지는 게 없지만, 항상 겸손한 김두송 선임연구원님께

도 감사의 말씀을 드립니다. 부족한 선배 뒤처리하느라고 고생시켜서 미안합니다. 앞으로 같이 융접변형강도 분야에 전문가로서 성장하길 기대합니다.

저를 장군이라고 생각하고 묵묵히 지켜봐 주시고 기다려 주신 윤광희 파트장님께도 감사의 말씀을 드립니다. 부족하지만 실력을 높여 기대에 부응하도록 노력하겠습니다. 제가 아직도 해양구조설계에서 에이스였다고 믿고 계신 한기형 부서장님께 감사의 말씀을 드립니다. 논문 작성해야 하고 실험해야겠다고 생떼 부린 것을 인자한 부처님처럼 허락해 주신 것도 다시 한번 감사드립니다.

전 부서의 정우권, 김성기, 남형승, 민광기 구조설계 전문가들께도 감사의 말씀을 드립니다. 운 좋게도 훌륭한 선배님들과 같이 일하면서 많은 혜택을 받았지만 받은 만큼 돌려주지 못한 것에 대해 죄송하다는 말씀도 드리고 싶습니다.

삼성중공업에 있는 오랜 친구이자 동문인 정은영 책임연구원과 라제시 박사님께도 감사드립니다. 지난 15년의 세월 동안의 인연은 그 자체가 든든한 버팀목이었습니다. 혼자된 후 친동생처럼 친형처럼 계속해서 챙겨주신 것에 대해 다시 한번 감사드립니다.

사랑하는 제 딸 박수연과 아들 박준하에게 감사의 말을 전합니다. 먼저 저와 너무 비슷한 외모와 성격을 가진 수연이에게 전합니다. 아빠처럼 다듬어지지 않았던 사람도 주위 훌륭한 사람들과 잘 어울리면 괜찮은 사람이 될 수 있다는 것을 알려 주고 싶습니다. 논문 완료할 때까지 기다려 주고 공부하는 저를 자랑스럽게 생각한 것이 기특하고 고맙습니다.

아직 어린 순수한 우리 아들에게도 전합니다. 당당한 남자가 되었으면 좋겠습니다. 아빠도 어릴 때는 지금과 다르게 아주 약하여 걱정이 많았지만 노력하면서 재미를 찾으면 그것이 자신감이 된다는 것을 알려 주고 싶습니다. 하늘에 있는 아내, 베스트 프렌드, 문인경에게 감사하단 말을 전합니다. 많이 보고 싶고 외로워서 더 공부했던 것 같습니다. 당신이 없어서 아주 심심하고 외로웠지만 이제 걱정하지 말라고 하고 싶습니다. 제 주위에는 좋은 사람들이 도와줘서 잘 버티고 있다고 알려 주고 싶습니다. 그리고 한다면 하는 모습을 또 보게 될 것이라는 믿음을 주고 싶습니다.

둘째를 낳은 우리 동생 미래와 사나이 전동환 매제에게도 감사드립니다. 가족에 대한 사랑을 알게 해준 미래에게 다시 한번 감사드리며 첫째 주언이와 둘째 로또에게도 훌륭한 삼촌이 되도록 노력하겠습니다. 수연, 준하의 할아버지, 어머니의 베스트 프렌드이신 아버님께도 감사의 말씀을 전합니다. 가족으로 지낸 지 12년 동안 저희 가족과 어머니를 돌봐주셨고 특히 아이들을 끔찍이 생각하시는 마음 한 없이 감사하게 생각합니다.

금남로 주차장에 홀로 계신 장인어른께 감사드립니다. 투박한 사위가 이제 쓸만한 아들이 되었지만 어쩔 수 없이 떨어져 살고 있어 마음이 아픕니다. 결혼해서 새로운 삶을 사는 보겸 처남에게도 감사의 말을 전합니다. 저보다 어리지만 가족을 위해 희생하는 그 삶은 저를 아주 부끄럽게 하였으며 감동을 주었습니다. 막내 설우 처제에게도 감사드립니다. 당당하게 공기업에 취직했으니 이제 좋은 사람 만나 제2의 인생을 살길 기대합니다. 장모님께 감사드립니다. 일찍 딸을 보낸 것에 대해 항상 죄송하게 생각합니다.

마지막으로 저를 낳아주신 어머님께 감사드립니다. 어렸을 때는 예쁜 아들이었지만 지금은 엄청나게 커서 저를 어떻게 낳았을까 하면서 웃음 짓는 어머님, 곧 40세이지만 아직도 제가 질풍노도의 청소년인 줄 아시는 어머님, 제가 인복이 많으니 항상 주변 사람에게 잘하라고 하시는 어머님, 욕심이 과하면 탈 난다고 걱정하시는 어머님, 설계하다 연구소까지 가서 일하는 것을 보면 용하다고 뿌듯해하시는 어머님, 언제나 제가 무조건 1번인 어머님께 이 논문을 받치고 싶습니다. 어머님 오래오래 제 곁에 있어 주세요.

2019년 6월
 박 상 철 올림