



저작자표시-동일조건변경허락 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

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

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



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

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

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

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

[Disclaimer](#)

공학석사 학위논문

자동 용접 4축 제어 시스템을 이용한 스테인리스강 배관의
TIG 용접성에 관한 연구

A Study on TIG Weldability of Stainless Steel Pipe
using Automatic Welding 4-Axis Control System



지도교수 김 중 도

2015년 2월

한국해양대학교 해사산업대학원

기관시스템공학과

문 찬 희

본 논문을 문찬희의 공학석사 학위논문으로 인준함.

위원장 공학박사 문 경 만



위원 공학박사 이 명 훈



위원 공학박사 김 중 도



2014년 12월 17일

한국해양대학교 해사산업대학원

목 차

List of Tables	iii
List of Figures	iv
Abstract	viii
1. 서 론	
1.1 연구 배경	1
1.2 연구 목적 및 범위	4
2. 이론적 배경	
2.1 TIG 용접 프로세스	6
2.1.1 TIG 용접법의 원리	6
2.1.2 TIG 용접의 제어변수	9
2.2 스테인리스강의 특성 및 용접성	11
2.2.1 스테인리스강의 물성	11
2.2.2 스테인리스강의 용접성	15
2.3 배관 자동 용접법	28
2.3.1 오비탈 용접	28
2.3.2 배관 회전식 용접	31
3. 실험 방법	
3.1 실험재료 및 장치	32
3.1.1 실험재료	32
3.1.2 실험장치	33

3.2 실험 및 분석 방법	35
3.2.1 실험방법	35
3.2.2 분석방법	36
4. 실험 결과 및 고찰	
4.1 TIG 자동용접 4축 제어 시스템의 구성 및 특징	38
4.1.1 기구부 및 용접부 시스템	38
4.1.2 제어부 시스템	43
4.2 스테인리스강의 TIG 비드 용접 특성	47
4.2.1 용접 전류 및 속도의 영향	47
4.2.2 용가재 송급속도의 영향	57
4.3 스테인리스강의 TIG 맞대기 용접 평가	62
4.3.1 갭 간격의 영향	62
4.3.2 용접부의 경도분포	69
4.3.3 용접부의 미세조직	71
4.4 스테인리스강의 TIG 배관 용접 분석	73
4.4.1 용접전류의 영향	73
4.4.2 용접 토치의 위치 및 각도의 영향	80
4.4.3 슬로프 제어를 통한 용접조건의 최적화	93
4.4.4 배관 용접부의 미세조직	98
5. 결 론	102
참고문헌	104
감사의 글	

List of Tables

Table 2.1 The core diameter according with the welding current and the polarity	8
Table 2.2 Physical Properties of Stainless Steel	13
Table 2.3 Solidification forms with the mode of stainless steel	13
Table 2.4 Cr equivalent and equivalent formula with Ni equivalent	21
Table 2.5 Physical • mechanical properties of STS304 and SS41	25
Table 3.1 Chemical composition of stainless 3163L and 304L	32
Table 3.2 Specifications of TIG welding equipment	34
Table 4.1 X, Y, Z axis slide specifications	40
Table 4.2 Optimal welding parameter setting in pipe welding	95



List of Figures

Fig. 2. 1 Tungsten Inert Gas Welding(TIG)	8
Fig. 2. 2 Diagram of Peseudo-binary	14
Fig. 2. 3 Examples of welding corrosion by grain boundary sensitization in heat affected zone of stainless steel	17
Fig. 2. 4 Schematic illustration of grain boundary sensitization by Cr carbide formation	18
Fig. 2. 5 Variation of Cr concentration by Cr carbide formation	19
Fig. 2. 6 Temperature range of grain boundary sensitization formation in heat affected zone	20
Fig. 2. 7 Time-temperature variation of sensitization curve with carbon concentration	21
Fig. 2. 8 Schaeffler diagram	22
Fig. 2. 9 Variation of crack length with Cr and Ni equivalent	22
Fig. 2.10 Shrinkage of butt weld	25
Fig. 2.11 Angle distortion with aspect ratio	25
Fig. 2.12 Welding properties of A-TIG and C-TIG	26
Fig. 2.13 Effect of oxygen content for weld characteristic in shield gas	27
Fig. 2.14 Penetration characteristic with welding parameters	27
Fig. 2.15 Orbital welding	30
Fig. 2.16 Definition of section	30
Fig. 3. 1 Experiment setup	33
Fig. 3. 2 Constitution of welding equipment	34
Fig. 3. 3 Analysis position of pipe	36
Fig. 4. 1 Photographs of X, Y and Z axis slide	40
Fig. 4. 2 Semiautomatic tilting system	41

Fig. 4. 3 Pipe rotate system	41
Fig. 4. 4 Schematic illustration of mechanical section	42
Fig. 4. 5 Composition of AVC controller	44
Fig. 4. 6 Actuation mechanism of automatic welding system	45
Fig. 4. 7 Flow chart of automatic welding system	46
Fig. 4. 8 Bead appearance and cross-section of shape with welding current ($v = 20$ cpm)	49
Fig. 4. 9 Variation bead width and penetration depth with welding current in welding of STS316L ($v = 20$ cpm)	50
Fig. 4.10 Bead appearance and cross-section of shape with welding current ($v = 40$ cpm)	51
Fig. 4.11 Variation bead width and penetration depth with welding current in welding of STS316L ($v = 40$ cpm)	52
Fig. 4.12 Bead appearance and cross-section of shape with welding current ($v = 60$ cpm)	53
Fig. 4.13 Variation bead width and penetration depth with welding current in welding of STS316L ($v = 60$ cpm)	54
Fig. 4.14 Bead appearance and cross-section of shape with welding current ($v = 80$ cpm)	55
Fig. 4.15 Variation bead width and penetration depth with welding current in welding of STS316L ($v = 80$ cpm)	56
Fig. 4.16 Bead appearance and cross-section of shape with filler metal feed rate ($v = 40$ cpm)	58
Fig. 4.17 Variation bead width and penetration depth with filler metal feed rate in welding of STS316L ($v = 40$ cpm)	59
Fig. 4.18 Bead appearance and cross-section of shape with filler metal feed rate ($v = 60$ cpm)	60
Fig. 4.19 Variation bead width and penetration depth with filler metal feed rate in welding of STS316L ($v = 60$ cpm)	61

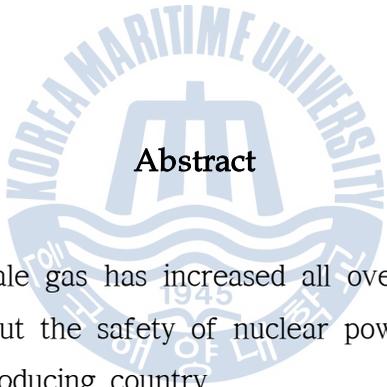
Fig. 4.20 Bead appearance and cross-section of shape with gap clearance ($v = 40$ cpm, $R_f = 1$ m/min)	63
Fig. 4.21 Variation bead width and penetration depth with gap clearance ($v = 40$ cpm, $R_f = 1$ m/min)	64
Fig. 4.22 Bead appearance and cross-section of shape with gap clearance ($v = 40$ cpm, $R_f = 2$ m/min)	65
Fig. 4.23 Variation bead width and penetration depth with gap clearance ($v = 40$ cpm, $R_f = 2$ m/min)	66
Fig. 4.24 Bead appearance and cross-section of shape with gap clearance ($v = 60$ cpm, $R_f = 2$ m/min)	67
Fig. 4.25 Variation bead width and penetration depth with gap clearance ($v = 60$ cpm, $R_f = 2$ m/min)	68
Fig. 4.26 Hardness distribution ($R_f = 1$ m/min, $G_B = 1.5$ mm)	70
Fig. 4.27 Hardness distribution ($R_f = 2$ m/min, $G_B = 1.5$ mm)	70
Fig. 4.28 Microstructure of weld zone and HAZ in butt welding	72
Fig. 4.29 Bead appearance and cross-section of shape with welding current in pipe welding ($I = 200$ A)	75
Fig. 4.30 Bead appearance and cross-section of shape with welding current in pipe welding ($I = 210$ A)	76
Fig. 4.31 Bead appearance and cross-section of shape with welding current in pipe welding ($I = 220$ A)	77
Fig. 4.32 Bead appearance and cross-section of shape with welding current in pipe welding ($I = 230$ A)	78
Fig. 4.33 Bead appearance and cross-section of shape with welding current in pipe welding ($I = 240$ A)	79
Fig. 4.34 Variation of welding torch position and angle in pipe welding	81
Fig. 4.35 Bead appearance with position of welding rod in pipe welding ($R_t = 11$ o'clock)	82

Fig. 4.36 Bead appearance with position of welding rod in pipe welding ($R_t = 1$ o'clock)	83
Fig. 4.37 Bead appearance with position of welding rod in pipe welding ($R_t = 2$ o'clock)	84
Fig. 4.38 Bead appearance with angle of welding rod in pipe welding ($\alpha = \text{F.H } 10^\circ$)	85
Fig. 4.39 Bead appearance with angle of welding rod in pipe welding ($\alpha = \text{B.H } 10^\circ$)	86
Fig. 4.40 Bead appearance with welding current in pipe welding ($\alpha = \text{F.H } 10^\circ$, $I = 180 \text{ A}$)	88
Fig. 4.41 Bead appearance with welding current in pipe welding ($\alpha = \text{F.H } 10^\circ$, $I = 200 \text{ A}$)	89
Fig. 4.42 Bead appearance with welding current in pipe welding ($\alpha = \text{F.H } 10^\circ$, $I = 205 \text{ A}$, $R_f = 0.5 \text{ m/min}$)	90
Fig. 4.43 Bead appearance with welding current in pipe welding ($\alpha = \text{F.H } 10^\circ$, $I = 205 \text{ A}$, $R_f = 0.8 \text{ m/min}$)	91
Fig. 4.44 Bead appearance with welding current in pipe welding ($\alpha = \text{F.H } 10^\circ$, $I = 210 \text{ A}$)	92
Fig. 4.45 Parameter setting method of TIG welding equipment	94
Fig. 4.46 Welding pictures in TIG Welding optimal conditions	96
Fig. 4.47 Pipe welding specimens of welding optimal conditions	96
Fig. 4.48 Bead appearance and cross-section of optimal condition in pipe welding	97
Fig. 4.49 Hardness distribution of pipe welds	99
Fig. 4.50 Microstructure of longitudinal section in overlap part	100
Fig. 4.51 Microstructure of longitudinal section in middle weld of pipe	101

A Study on TIG Weldability of Stainless Steel Pipe using Automatic Welding 4-Axis Control System

Moon, Chan Hee

Department of Marine Systems Engineering
Graduate School of Maritime Industrial Studies
Korea Maritime and Ocean University



Abstract

Recently, interest in shale gas has increased all over the world according to increasing skepticism about the safety of nuclear power and continuing supply instability of major oil-producing country.

South Korea has almost no natural gas reserves. Related industries have been operating around the gas transport ((PNG / LNG industry) and introduction. The LNG demand of countries like Australia, Taiwan and Japan has increased by expanding the shale gas development in the United States. In addition, demand for LNG carriers for transporting natural gas has increased significantly during the decades.

A number of pipelines are installed the LNG carriers. The production processes of the pipeline demand much working time because it is welded by welders. As a result, the work efficiency is reduced and an avoiding phenomenon of related industries occurs because of realization as 3D industry

and lack of human resource of welder. Automated welding is emerging as a solution of these problems.

Pipe welding techniques are especially applied in various industries such as land plants, sea plants, construction and heavy industry. Mainly applied welding processes are at pipe welding SMAW, GMAW, GTAW, etc. Welding quality is determined by the welders at manual welding because it is possible to apply at all of welding positions. So automated welding using orbital welding machines or robotic welding machines has been researched to improve welding quality at pipe welding of shipbuilding industries.

Automated welding has been carried out about 40–45% at the main industry such as shipbuilding and automation industry. Orbital welding equipment that welds along the pipeline is developed with effort of automated welding on pipe joints. Orbital welding system is welding head is tracking through the rail installed along the pipeline. However, this system is time-consuming because the rail must be removed if the pipeline is changed.

The formation of stable back bead is very important at pipe welding of ships or industrial plants. However, direction of gravity, surface tension and arc force having effects on melt pool changes according to each section at pipe welding. And welding at all of the welding position is difficult because back bead becomes the concave face when welding is done between overhead position and vertical-up position among the welding position.

Therefore, a PC-based four-axis control welding system is manufactured in order to complement the disadvantages of these orbital welding. The four-axis control welding system is possible to create database of various welding parameters, thickness and diameter of pipe and head speed. Also, when base metal changes, welding is performed with optimal welding condition by using suitable data. Automated welding process can improve productivity through improving the work efficiency and getting the uniform welding quality without skilled welders.

In this paper, it is attempted to derive the optimum TIG welding conditions for applying the four-axis control welding system. Used materials are STS316L and STS304L that maintain great strength and toughness at low temperatures and have corrosion resistance on sea water. Grain boundary sensitization phenomenon by Cr depletion layer is easy to occur in stainless steel for pipes of LNG carriers. Therefore, it is attempted to derive the optimum TIG welding conditions for the purpose of suppression of defects and failure of the weld. To summarize the details for this is as follows.

The effect of welding current and welding speed is evaluated on bead welding of stainless steel. And the characteristics on impact of filler metal are investigated by changing feeding speed of filler metal.

During the butt welding, the influence of the gap between the butt surfaces act as a variable. The characteristics are investigated by changing the distance of the gap after selecting the optimum condition at welding beads. Also, presence or absence of defects is evaluated through the hardness measurement and microstructure observation of the weld and heat-affected zone.

Based on experiments of bead welding and butt welding, gabs and groove shapes are removed for control of overlap at pipe welding. Butt welding of pipe is performed. The effect of welding current and feeding speed of filler metal is evaluated through welding. Welding conditions is also derived by changing the position and angle of the touch and found though slope control. The microstructure of weld is analyzed in overlap and the central part of pipe welding.

제 1 장 서 론

1.1 연구 배경

최근 원자력 발전의 안정성에 대한 문제점과 주요 산유국의 공급 불안정이 지속되는 상황에서 전 세계적으로 셰일가스(shale gas)에 대한 관심이 고조 있다. 셰일가스의 개발이 전 세계로 확대되면 글로벌 가스가격을 하락시키고, 화석연료 수요를 대체하게 되어 에너지 공급 및 가격 안정화에 기여할 것이라는 기대를 낳고 있다. 미국의 셰일가스 개발이 확대됨에 따라 천연가스 보유자원이 거의 없고 관련 산업이 가스수송 및 도입 중심으로 운영되고 있는 우리나라의 경우는 호주, 대만, 일본 등과 함께 액화천연가스(LNG, liquefied natural gas) 수요가 점점 증가하고 있으며, LNG를 운반하기 위한 LNG선의 수요 또한 수십 년 동안 크게 증가하였다.

이에 조선산업은 LNG선과 같은 고부가가치 선박산업으로 빠르게 전환하고 있으며, 극저온 환경에서 사용되는 각종 부품에 대한 수요 또한 커질 것으로 예상된다. 천연가스의 기화온도는 약 -160°C 이기 때문에 액체 상태를 유지하기 위해서는 신뢰성 높은 단열설비가 필요하며, LNG선에 사용되는 부품은 저온에서 충분한 강도와 인성을 유지할 수 있어야 한다¹⁵⁻²¹⁾. 특히 LNG선에는 수많은 배관 라인이 설치되어있어, 배관 라인에 대한 철저한 검증이 필요한 상황이다. 에너지 수송용 배관과 같은 경우, 고압의 가스를 운송해야 하는 특성상 접합품질은 유지, 보수뿐만 아니라 공공의 안전 면에서도 매우 중요한 요소이며 경제적인 면에서도 배관 접합은 빠른 작업 속도뿐만 아니라 균일한 품질 유지가 필수적이다.

배관 라인은 배관의 소재뿐만 아니라 배관을 연결하는 접합부의 신뢰도 역시 매우 중요하다. 이러한 배관 라인을 완성하기 위한 접합공정은 대부분 용접에

의해 이루어지고 있다. 용접은 주조·금형·소성가공·표면처리·열처리 등과 더불어 제조업 경쟁력의 근간이 된다는 의미에 뿌리 산업이라 불린다. 특히 배관 용접 기술은 육해상의 플랜트, 건설, 중공업 등 다양한 산업에서 적용되는 기술이다. 배관 용접시 주로 적용되는 용접공정은 SMAW, MIG, TIG 등을 들 수 있으며 전자세의 용접이 적용되기 때문에 수동용접시 용접 작업자의 숙련도에 따라서 용접 품질이 좌우 된다. 최근 조선기자재 배관용접 업종에서는 용접의 환경적 요인과 높은 이직률로 인하여 인력 부족 현상 심화되었다. 이로 인한 용접의 생산성, 품질 하락 문제는 심각한 수준이다. 이러한 인력 문제 및 용접 품질 문제 해결을 위하여 조선 업종의 배관용접에서 오비탈용접기나 로봇 용접기 등을 통한 자동화 용접을 적용하기 위하여 노력하고 있다. 자동화 용접의 적용은 용접의 재현성 확보 및 용접 불량률 개선을 통한 생산성 확보, 용접사 인력 수급 문제를 고려할 때 자동화 용접 장비의 적용은 향후 산업 현장에서 주된 용접 방식이 될 전망이다¹⁾.

국내 주요산업인 조선, 자동차 산업 등에서 용접 자동화는 40~45% 이루어지고 있다. 배관 이음부 용접 자동화의 노력으로 배관라인을 따라 용접을 하는 오비탈 용접기가 개발되었으나, 오비탈 용접기의 경우 배관라인을 따라 설치된 레일을 통해 용접 헤드부가 트래킹(tracking)하는 시스템으로 이는 배관에 따라 레일을 탈부착 및 교체해야 하는 불편함과 기기 세팅 등의 비용접시간이 길어진다는 단점이 있다. 또한 선박이나 산업 플랜트의 배관 용접시 안정적인 이면비드 형성은 매우 중요하다. 2~3mm의 박육 배관은 안정적인 이면비드가 형성되지만, 5mm이상의 중·후육 배관의 경우 배관을 시계라고 생각했을 때 6시방향이후의 위보기자세(overhead position)에서 수직상진자세(vertical-up position)사이의 이면비드가 오목하게 되어 전 자세 용접이 어려운 실정이다. 배관용접 시 각 구간에 따라 용융 풀에 미치는 중력과 표면장력, 아크력 등의 방향이 변하기 때문이다²⁻⁴⁾.

이러한 오비탈용접기의 단점 보완을 목적으로 PC 기반의 4축 제어 용접 시스템을 제작하였으며, 4축 제어 용접 시스템은 다양한 용접 조건 및 배관의 두께, 직경, 헤드속도 등의 데이터베이스화가 가능하게 하였고, 모재가 변화할 때 마다 적합한 데이터를 불러내 각각의 자세에 맞는 최적 용접방식을 제공할 수

있게 제작 하였다. 따라서 4축 제어 용접 시스템의 현장 적용은 숙련된 용접사의 의존성에 벗어나 용접의 재현성 확보 및 용접 불량률 개선을 통한 생산성 확보, 용접사 인력 수급 문제를 해결할 수 있다.

본 연구에서는 LNG선 내부 배관 라인의 용접성 및 생산성을 향상시키기 위하여 제작된 PC 기반의 4축 제어 용접 시스템을 이용하여 배관 자동화 용접을 실시하였다. 용접 방법은 TIG 열원을 적용하여, 저온용 재료인 스테인리스강을 시험편으로써 사용하였다. TIG 용접시 최적화된 조건을 도출하기 위해서 다양한 매개변수에 대한 실험을 진행하였으며, 스테인리스강의 용접 특성을 파악하여 결함이 없는 용접부를 형성하고자 하였다. 본 연구결과를 통하여 배관 용접부의 신뢰성 향상뿐만 아니라 국내 자동화 용접의 활성화에 기여할 것으로 판단된다.



1.2 연구 목적 및 범위

LNG선박의 경우 약 -160°C 의 극저온 및 해수환경에 노출되기 때문에 LNG선박에 사용되는 재료는 저온에서도 우수한 강도와 인성을 유지할 수 있어야 하며, 해수에 대한 우수한 내식성과 조립되는 각 소재의 용접부의 결함관리 및 용접품질이 매우 좋아야 한다. 본 연구에서는 이러한 조건을 만족하는 재료인 오스테나이트계 스테인리스강 STS316L과 STS304L 소재를 사용하여 TIG 용접을 실시하였다. 특히 LNG선박 배관용 스테인리스강의 용접부의 결함 및 불량 발생의 억제를 목적으로 TIG 용접 최적화된 용접조건을 도출하고자 하였으며, 아크길이 제어를 통한 용접품질 향상을 목적으로 주전류 및 베이스전류, 주파수를 제어한 TIG 펄스용접 최적 용접조건을 도출하였다. 또한 용접 결함 및 미접합이 발생하기 쉬운 용접 중첩부에 대해서 다양한 매개변수들을 변화시키면서 중첩부를 제어하였다. 이에 대한 세부내용을 정리하면 다음과 같다.

(1) TIG 자동 용접 4축 제어 시스템의 특징

TIG 자동 4축 제어 시스템은 PC_NC 제어 기술을 적용하여 수치적인 3D CAM 데이터를 통해 동시제어 함으로써 작업자의 워빙 동작을 구현하고, 회전과 틸팅 시스템을 결합함으로써 용접사와 같은 작업을 할 수 있도록 구성하여 제작하여 기존 현장에서 많이 사용하고 있는 배관 회전 방식을 이용하였다.

(2) 스테인리스강의 TIG 비드용접 특성

비드용접은 형상인자를 배제한 용접으로써 스테인리스강의 비드 용접시 용접 전류와 용접속도에 대한 영향을 평가한 후 용가재의 송급속도를 변화시켜서 용가재의 영향에 대하여 특성을 파악하였다.

(3) 스테인리스강의 TIG 맞대기 용접 특성

맞대기 용접시에는 맞대기면 사이의 갭의 영향이 변수로 작용하기 때문에 비

드 용접시 적정한 조건을 선정하여 갭의 간격을 변화시켜서 그 특성을 파악하였고, 용접부 및 열영향부의 경도측정과 미세조직 관찰을 통하여 결합 유무를 평가하였다.

(3) 스테인리스강의 TIG 배관 용접 특성

비드용접과 맞대기 용접 실험을 바탕으로 배관 용접시 용접전류와 용가재 송급속도에 대한 영향을 평가하였고, 토치 위치 및 각도에 변화를 주어 용접조건을 도출하였다. 슬로프 제어(slope control)를 통한 용접조건을 최적화함으로써 배관 용접시 가장 주의해야 하는 중첩부의 용접을 제어하였으며, 중첩부와 배관 용접 중앙부 대하여 용접부 종단면의 미세조직 분석 및 경도측정을 하였다.



제 2 장 이론적 배경

2.1 TIG 용접 프로세스

2.1.1 TIG 용접법의 원리

TIG(tungsten inert gas welding) 용접은 Fig. 2.1과 같이 불활성가스(Ar, He)를 보호가스로 사용하면서 비소모성 텅스텐전극과 모재사이에 아크를 발생시켜 용접하는 방법으로, 가스텅스텐 아크용접(GTAW, gas tungsten arc welding)이라고 부르기도 한다. 용착금속량은 아크내에 삽입하는 용가재의 공급속도에 따라 모재의 용융과 독립해서 제어될 수 있는 특징이 있다. 실드가스는 모재와 전극의 산화를 방지하기 위해 Ar이나 He 등을 사용한다.

일반적으로 TIG용접시 아크는 안정적이기 때문에 용융지(weld pool)가 조용하며 그 결과 비드면이 평활하게 된다. 또한 모든 용접자세에서 적용할 수 있으므로 용접부 품질이 우수하고 산화나 질화 등에 민감한 재질의 용접 및 피복아크용접을 적용하기 곤란한 경우에 사용된다. 그러므로 탄소강, 스테인리스강, Al합금 등의 용접에 사용되지만 가스메탈아크용접(gas metal arc welding, GMAW)에 비하여 용접속도가 느리기 때문에 생산성이 낮다. TIG 용접기는 정전류를 사용하기 때문에 모든 전류영역에서 아크가 항상 안정적이며, 아크길이에 무관하게 용접전류가 일정하게 유지되므로 모재의 용융량 특히 용입이 일정하게 된다. 용융량은 극성에 의하여 영향을 받으며, 정극성(DCEN)을 사용하면 아크의 전자가 모재로 향하기 때문에 전극봉보다 모재에 열이 많이 가해지므로 모재의 용융량이 증가한다. 역극성(DCEP)의 경우는 전극봉보다 모재에서의 열 발생이 적기 때문에 열효율이 감소하여 박판용접에 적합하며, 청정효과가 발생하므로 산화막을 제거해야 하는 알루미늄 등의 용접에 사용한다. 그러므로 청정효과가 필요하지 않는 일반 탄소강의 용접시는 모재의 용융량을 증가시켜 생

산량을 높이기 위하여 정극성을 사용한다. 교류전류를 사용하면, 정극성과 역극성의 효과를 동시에 얻을 수 있지만 아크의 소멸과 생성이 반복되므로 아크의 안정성이 낮아져 항상 아크발생기를 작동시켜야 한다.

전극봉의 재질은 순수 텅스텐 전극봉을 사용하며, 정극성을 사용하는 경우에는 전극봉에서 전자의 방출이 쉽도록 일함수가 낮은 산화토륨(ThO_2 , thoria)을 1~2% 첨가한 용접봉을 사용한다. 역극성인 경우는 전극봉에서 발생하는 열이 많기 때문에 동일한 용접전류일 때 전극봉의 직경이 정극성의 전극봉 직경보다 크다. 용접전류가 증가하면 전극봉에서 저항열도 커지므로 직경이 큰 전극봉을 사용한다. 극성과 용접전류에 따른 전극봉의 직경은 **Table 2.1**과 같다⁵⁾.

보호가스는 불활성가스인 Ar이나 He을 사용하여 전극봉과 용융풀의 산화를 방지한다. Ar가스는 He가스에 비하여 가격이 저렴하고 아크의 발생이 용이하므로 널리 사용된다.



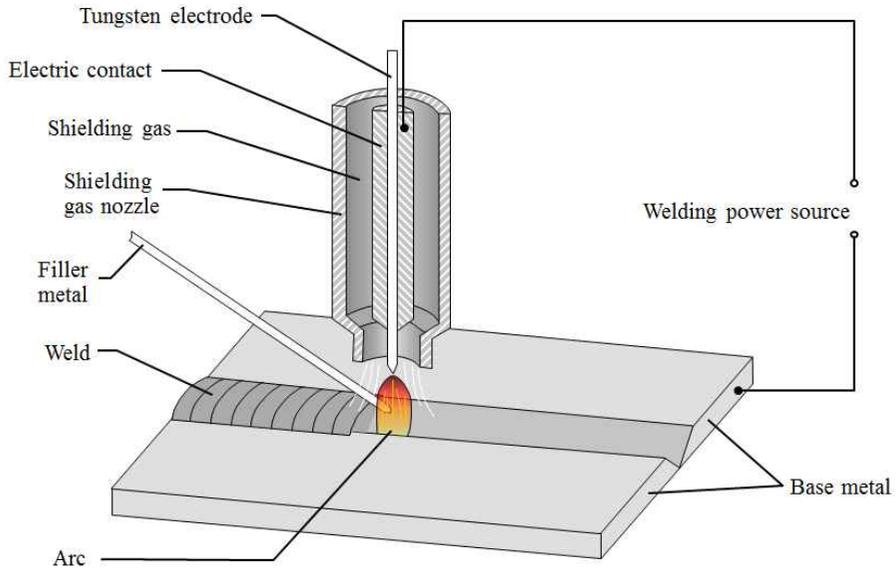


Fig 2.1 Tungsten Inert Gas Welding(TIG)

Table 2.1 The core diameter according with the welding current and the polarity

Core diameter (mm)	Welding current(A)			
	AC		DCEN	DCEP
	W	W-Th	W, W-Th	W, W-Th
0.5	5-15	5-20	5-20	-
1.0	10-60	15-80	15-80	-
1.6	50-100	70-150	70-150	10-20
2.4	100-160	140-235	150-250	15-30
3.2	150-210	225-325	250-400	25-40
4.0	200-275	300-425	400-500	40-55
4.8	250-350	400-525	500-800	55-80
6.4	325-475	500-700	800-1,100	80-125

2.1.2 TIG 용접의 제어변수

TIG 용접에서의 용접제어변수는 극성 및 전극봉, 용접전류와 전압, 용접속도, 펄스전류, 보호가스, 용가재, 흡 형상 등이 주요한 제어변수이다. 극성은 정극성 또는 역극성에 따라 아크로부터 모재와 전극봉에 가해지는 열량이 변화하므로 모재의 용융에 큰 영향을 준다. TIG용접시 정극성을 사용하면 전자가 모재인 양극에 충돌하면서 에너지를 방출하기 때문에 모재의 용융량이 증가한다. 정극성을 사용하는 경우 순수 텅스텐 전극봉을 사용하거나, 전극봉에서 전자의 발생이 쉽도록 텅스텐에 ThO_2 를 1~2% 첨가한 용접봉을 사용한다. 역극성을 사용하면 모재에 비하여 전극봉에 더 많은 열이 가해지므로 전극봉의 온도가 증가하여 정극성에서 사용하는 전극봉보다 지름이 큰 것을 사용한다. 역극성에서 아르곤(Ar)가스를 사용하면 청정효과가 발생하므로 모재의 표면에 산화막이 형성되어 있는 알루미늄 합금 등의 용접에 적합하며, 정극성과 비교하여 용입이 작고 비드폭이 크다. 정극성으로 산화막을 형성하는 재질을 용접하려면 용접하기 전에 기계적 또는 화학적 방법으로 산화막을 제거해야 용접 불량을 방지할 수 있다.

TIG 용접에서 용접전류와 전압, 용접속도는 용접조건 of 중요한 변수로 모재의 용융량, 열영향부의 크기와 냉각속도, 변형과 잔류응력에 영향을 미친다. 용접전류와 전압에 의하여 입열량이 결정되며, 용접전류가 결정되면 TIG 용접에서의 정전류 특성으로 인하여 아크길이가 변화하여도 전류는 일정하다. 용접전압은 아크의 길이에 의하여 결정되며 아크길이가 증가하면 용접전압은 선형적으로 증가한다⁶⁾. 용접전압이 증가하면 입열량이 증가하므로 모재의 용융량도 증가하지만 아크길이가 길어짐에 따라 아크가 주위로 퍼지므로 아크열이 분산되어 비드폭은 증가하고 용입은 감소한다. 용접전류와 전압이 일정한 상태에서 용접속도를 증가시키면 입열량이 감소하여 용입, 비드폭 및 열변형이 감소한다. 또한 용융풀의 형상은 용접속도가 증가함에 따라 타원형에서 긴 물방울(tear drop)형상으로 변한다.

펄스전류를 사용하는 경우에는 용접변수인 피크와 베이스전류 및 지속시간을 적절하게 선정해야 한다. 피크전류 구간에서는 모재를 충분히 용융시키고, 베이스전류구간에서는 아크와 용융부를 유지시키는 역할을 하므로 기본적으로 피크

전류 구간에서 모재가 충분히 용융되도록 변수를 조절해야한다. 펄스전류를 사용하면 평균값이 동일한 직류전류와 비교하여 용입이 증가하고 피크전류 구간에서 핀치력도 증가하므로 외란에 의한 영향을 감소시킬 수 있고 입열량이 감소하여 열변형과 잔류응력을 감소시킬 수 있기 때문에 박판 용접에 유용하며, 베이스전류구간에서는 용융부의 일부가 응고하기 때문에 수직용접이나 배관 용접에서 용융부가 중력에 의하여 아래로 흐르는 현상을 방지할 수 있다.

보호 가스는 불활성가스 혹은 혼합가스를 사용하며, Ar가스는 He가스에 비하여 이온화 에너지가 낮으므로 아크의 발생이 용이하고 공기보다 무겁기 때문에 아래보기용접자세에서 용융부의 보호성이 양호하다. He가스는 이온화 에너지가 높으므로 아크의 발생과 유지에 높은 전압이 요구되고, He아크온도는 Ar아크에 비하여 높기 때문에 용입이 증가하여, 열전도도가 높은 Al 합금 등을 용접하는데 적합하다. TIG 용접에서 용융부를 충분히 보호할 수 있도록 노즐의 크기와 가스량을 선정해야하며 가스량은 대략 5~10ℓ/min범위에서 선정한다. 스테인리스강이나 알루미늄 합금을 완전 용입상태로 용접하는 경우에는 이면의 산화를 방지하기 위하여 이면에도 보호가스를 공급하여 용융부를 보호해야 한다. TIG 용접에서 용가재는 후판의 용접시 사용하며, 용가재는 모재와 유사한 성분을 사용한다. 용가재의 직경은 용도에 따라 0.8~0.5 mm 범위에서 선정하고 송급 각도는 대략 10~30° 를 유지하며, 용가재의 용적이행이 원활하도록 중앙에 송급하는 것이 바람직하다.

모재의 두께가 1~2 mm인 경우에는 간극없이 용접이 가능하지만 모재의 두께가 증가하면 간극을 주거나 홈을 가공하여 용가재와 함께 용접한다.

2.2 스테인리스강의 특성 및 용접성

2.2.1 스테인리스강의 물성

스테인리스강은 Cr함유량이 12% 이상으로, Cr에 의해 재료표면에 치밀한 부동태 피막이 형성되어 내부의 재료가 쉽게 부식하지 않는 특성을 가진다. 스테인리스강은 크게 오스테나이트계, 페라이트계, 마르텐사이트계, 오스테나이트·페라이트계 스테인리스강으로 분류할 수 있다^{24,25}). 오스테나이트계 스테인리스강은 저온에서 취성을 나타내지 않는 특징 이외에도 자성이 없고 뛰어난 내식성을 나타낸다. 그리고 마르텐사이트계, 페라이트계에 비해 항복강도는 낮지만 충격에 강하고 연신율이 크며, 열처리에 의해 경화되지 않는 특성이 있다. 하지만 고온 균열 및 입계 예민화에 의한 입계부식으로 인해 용접시 주의가 필요하다. Table 2.2에 나타낸 오스테나이트계 스테인리스강과 페라이트계, 마르텐사이트계 스테인리스강의 물리적 성질을 비교해보면 밀도 및 비열은 비슷하지만 저항률, 열전도율, 선팽창계수는 큰 차이를 보이고 있다. 오스테나이트계 스테인리스강은 Cr과 Ni첨가로 인해 저항률이 높으며, 이 때문에 페라이트계, 마르텐사이트계에 비해 열전도율이 낮다. 그리고 선팽창계수가 다른 조직의 금속에 비해 1.5배 정도 높기 때문에 용접시 낮은 열전도율과 높은 팽창계수로 인해 변형이 발생하기 쉬운 단점이 있다.

스테인리스강의 응고모드는 조직이 발생하는 순서에 따라 A, AF, FA, F 모드로 구분할 수 있다. 각 모드에 따른 응고형태를 Table 2.3에 나타낸다. 응고모드를 보다 쉽게 이해하기 위해 Fe가 70%일 때의 pseudo-binary 도표의 일부를 확대하여 Fig. 2.2에 나타낸다.

A 모드는 액상의 금속이 냉각에 의해 a점을 지나게 되면 초정 오스테나이트가 석출되기 시작하고 b점에서 완전히 응고된 후 상변태 없이 상온까지 오스테나이트로 존재한다.

AF 모드는 c점에서 초정 오스테나이트상으로 응고를 시작한 후 d점에서부터 인접한 수지상정의 경계에서 공정페라이트가 정출되면서 e점에서 응고가 완료된다. 하지만 응고가 완료되는 온도가 고온이므로 상온으로 냉각되는 과정에서 상변태가 발생한다. e점을 지난 이후 공정 페라이트는 오스테나이트상으로 변태하기

시작하여 f점 아래에서는 완전한 오스테나이트 조직이 된다. 그러나 이것은 평형상태를 가정한 것으로, 실제 냉각속도는 훨씬 빠르기 때문에 오스테나이트로 변태하지 못한 페라이트상이 잔류하게 되는데 이것을 잔류 δ -페라이트라 한다.

FA 모드는 g점에서 초정 페라이트상으로 응고가 시작되고, h점에서 포정반응에 의해 오스테나이트가 정출되어 i점에서 응고가 완료된다. 완전히 응고된 이후 i점 이하로 냉각되면서 페라이트상은 오스테나이트로 상변태하여 j점 아래에서는 이론상으로 완벽한 오스테나이트 단상이 된다. 이것도 AF모드에서 설명한 바와 같은 이유로 δ -페라이트가 잔류하게 된다. 그러나 상변태가 시작되는 온도가 AF모드에 비해서 낮아서 상대적으로 확산이 어려우며, 완전응고된 시점에서의 페라이트비율이 더 높기 때문에 상대적으로 더 많은 δ -페라이트가 잔류한다.

F모드는 k점에서 초정 페라이트가 발생하고 l점에서 페라이트 단일상으로 완전히 응고된다. 그러나 페라이트의 양이 많고 냉각속도가 느린 경우 σ 상이 형성되어 재료의 물성을 저하시킬 수도 있다.

이와 같이 A모드에서 F모드로 갈수록 δ -페라이트량 증가하게 되며, δ -페라이트의 양은 당량의 변화에 비례함을 알 수 있다. 또한 Fig. 2.1과 연관시켜 분석하면 δ -페라이트의 존재가 고온균열에 미치는 영향을 살펴볼 수 있다. 그림에서 보듯이 응고모드가 A에서 AF로 변하게 되면 δ -페라이트량이 증가하면서 균열 감수성이 급격하게 낮아진다. FA일 때 가장 낮은 균열감수성을 나타내지만 당량비가 증가하여 δ -페라이트가 더욱 늘어나게 되면 오히려 균열감수성이 높아진다. 이러한 원인으로 δ -페라이트의 양이 과도하게 증가할 경우 오스테나이트와 δ -페라이트간의 변형률 차이로 두 상의 계면이 균열의 시발점이 될 수도 있다.

Table 2.2 Physical properties of stainless steel

STS type	Steel type	Density (kg/m ³ x10)	Specific heat (J/kg · K)	Heat conductivity (W/m · K)	Average coefficient of linear expansion			Resistivity x10 ⁻⁸ (Ω · m)
					273~373K	273~573K	273~973K	
Austenite	304	7.93	460~500	16.3~25.1	17.3	17.8	18.6	72~74
	310S	8.03	500	14.2	15.8	16.2	16.9	78
Ferrite	430	7.70	460	26.0	10.4	11.0	11.9	60
	447	7.64	500	26.0	10.4	11.0	11.9	64
Martensite	410	7.75	460	28.7	9.9	11.4	11.7	64

Table 2.3 Solidification forms with the mode of stainless steel

A mode	Only austenitic solidification
AF mode	Primary austenitic + binary(austenitic + ferritic) solidification
FA mode	Primary ferritic + binary(austenitic + ferritic) solidification
F mode	Only ferritic solidification

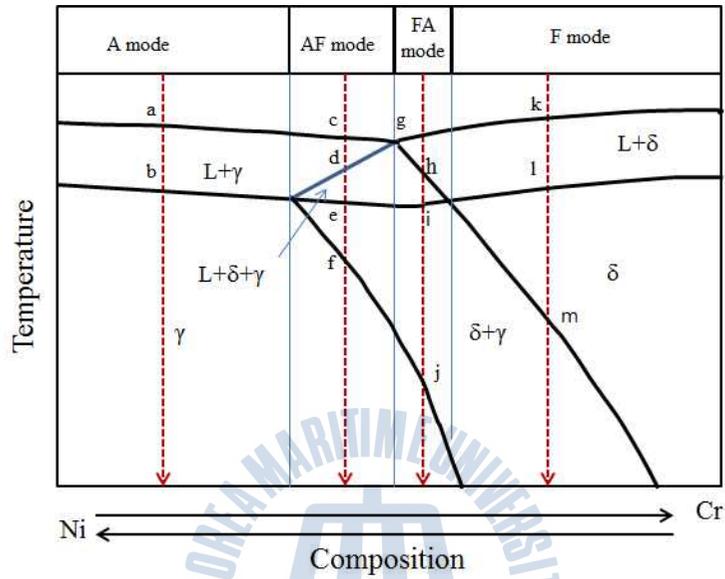


Fig. 2.2 Diagram of Peseudo-binary

2.2.2 스테인리스강의 용접성

오스테나이트계 스테인리스강은 다른 종류의 스테인리스강에 비해 매우 우수한 용접성을 가지고 있기 때문에 널리 사용되고 있다. 오스테나이트계 스테인리스강의 용접에는 아크, 플라즈마, 전자빔, 레이저, 마찰교반 용접에 이르기까지 대부분의 열원이 사용될 수 있다. 그러나 열영향부에서 입계예민화가 발생하기 쉬우므로 특별히 주의해야한다. Fig. 2.3은 예민화에 따른 입계부식의 대표적인 예를 보여준다. 스테인리스강이 400 ~ 800 °C에서 장시간 유지될 경우, Fig. 2.4의 모식도와 같이 Cr이 C와 결합하여 입계에 탄화물로 석출된다. 이 과정에서 입계주변의 Cr 비율이 낮아지게 되어 스테인리스강 고유의 내식성을 잃게 되는 현상이 입계예민화이다²⁶⁻³⁰. Cr 탄화물이 입계에 발생할 때, 입계주변의 Cr 농도변화를 Fig. 2.5에 모식도로 나타낸다. 그림에서와 같이, 석출된 탄화물의 Cr 농도는 모재에 비하여 크게 상승하는 반면 그 주위에서는 탄화물에 근접한 부분일수록 급격하게 감소한다. 이때에 Cr의 농도가 심각하게 낮아져, 부동태 피막을 형성할 수 있는 최소한의 농도인 12% 이하로 떨어지게 되면 부식이 발생할 수 있으며, 12% 이상으로 유지된다고 하더라도 Cr 농도차에 의한 전기화학적 전지가 형성되면 부식이 발생할 수 있다.

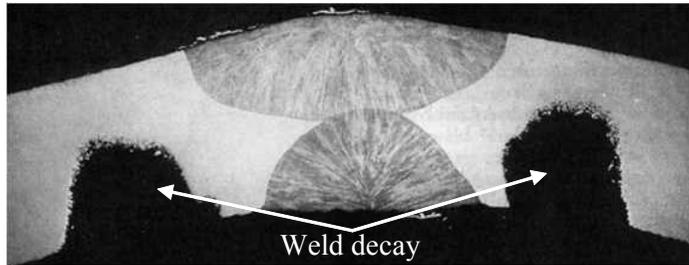
Fig. 2.6에 용접시 온도에 따른 입계예민화 발생범위를 모식적으로 나타낸다. 재료를 용접할 경우 용접부를 중심으로 정규분포에 가까운 열분포를 나타낸다. 이때 최고온도가 약 1,000 °C 이상인 부분에서는 C가 조직내에 고용되는 반면 Cr 탄화물 형성온도인 400 ~ 800 °C로 가열된 부분에서는 탄소가 쉽게 탄화물을 형성한다. Fig. 2.7는 C의 함량과 온도에 따른 Cr 탄화물의 석출시간을 나타낸 것이다. 그림에서 보듯이 C의 함량이 현저하게 낮은 경우에는 입계예민화가 일어나지 않는다. 따라서 탄화물을 형성할 수 있는 C의 양을 줄이기 위해 Ti, Nb 등과 같이 C와의 친화력이 Cr보다 높은 원소를 첨가하거나, 탄소의 함량을 감소시킨 강종을 사용하여 예방할 수 있으며, 또한 C함량에 따른 석출입계온도 범위를 피함으로써 어느 정도 완화시킬 수 있다^{27,30,31-37}.

δ -페라이트는 오스테나이트계 스테인리스강의 용접성을 크게 좌우하는 요소로, 용접부에 δ -페라이트가 존재하게 되면 열간균열이 크게 감소한다. 이러한 원인은 다음과 같이 열거되고 있다.

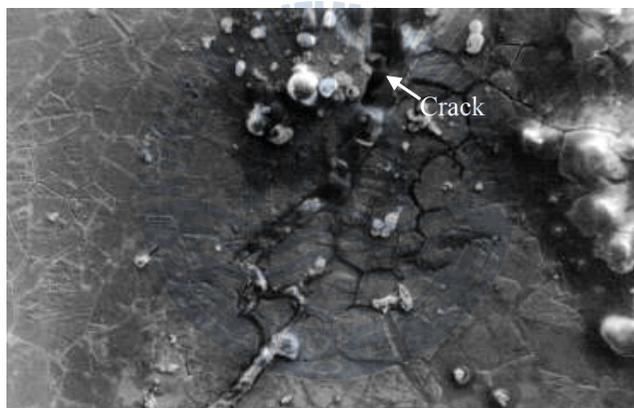
- ① 고온상인 δ -페라이트가 P, S 등의 양을 줄여주어 열간균열이 감소한다.
- ② δ -페라이트의 형성에 따른 상경계(phase boundary)의 증가로 단위계면당 편석 되는 불순물의 농도를 감소시키기 때문이다.
- ③ δ -페라이트의 낮은 열팽창계수가 열간균열을 야기 시키는 수축응력을 감소시켜 열간균열이 방지된다.

그러나 δ -페라이트는 550~900℃의 온도에서 σ 상으로 변태하여 심각한 인성저하를 초래하고 내부식성을 감소시키기 때문에 σ 상의 발생에 대한 적절한 예측이 중요하다. δ -페라이트 생성을 예측하기 위해서는 Ni 당량(Ni_{eq})과 Cr 당량(Cr_{eq})이라는 개념이 필요하다. 이것은 각각 Ni과 Cr에 작용하는 원소의 함유량 %에 그 작용효과에 따른 계수를 곱한 후 합계로 나타낸 값이다. 주로 사용되는 방식으로는 Schaeffler, Delong 및 WRC-1992 도표 등이 있다. 각 방법에 따라 당량식에서의 원소종류와 계수가 다르지만, 기본적인 분석방법은 유사하다. Table 2.4에 각 방식에서 사용되는 당량식을 나타낸다. 이 식에서 Ni 당량식에 포함되는 원소는 오스테나이트를, Cr 당량식에 포함되는 원소는 페라이트를 안정화하는 시키는 원소이다. 즉 Ni 당량이 상대적으로 증가하면 응고조직 내에 오스테나이트의 비율이 증가하고, Cr 당량이 증가하면 페라이트의 비율이 높아진다. δ -페라이트의 양을 예측할 수 있는 방식의 대표적인 예로 Fig. 2.8의 Schaeffler 도표가 있다.

앞에서 언급한 바와 같이 스테인리스강에서는 당량비(Cr_{eq}/Ni_{eq})에 따라 각 조직의 양이 결정되며, δ -페라이트의 비율에 따라 열간균열이 증감한다. Fig. 2.9에 당량비에 따라 발생하는 총균열의 길이와 구간을 나타낸다. 그림에 나타난 것과 같이 WRC-1992 방식의 당량식을 기준으로 당량비가 약 1.6일 때 균열이 가장 적게 발생한다. 이러한 결과는 응고모드의 변화에 따라 오스테나이트와 δ -페라이트의 비율이 변하기 때문이다.



(a) Weld corrosion of 304 stainless steel



(b) Chloride stress corrosion cracking of stainless steel

Fig. 2.3 Examples of welding corrosion by grain boundary sensitization in heat affected zone of stainless steel

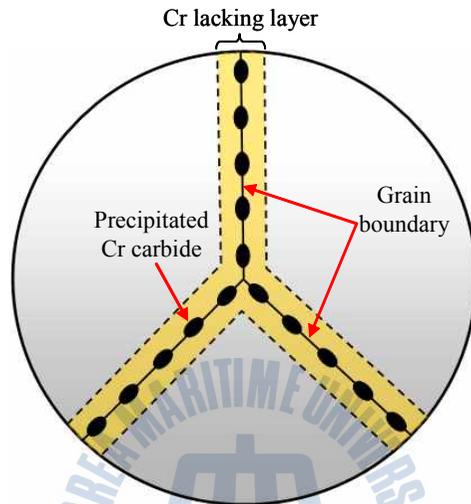


Fig. 2.4 Schematic illustration of grain boundary sensitization by Cr carbide formation

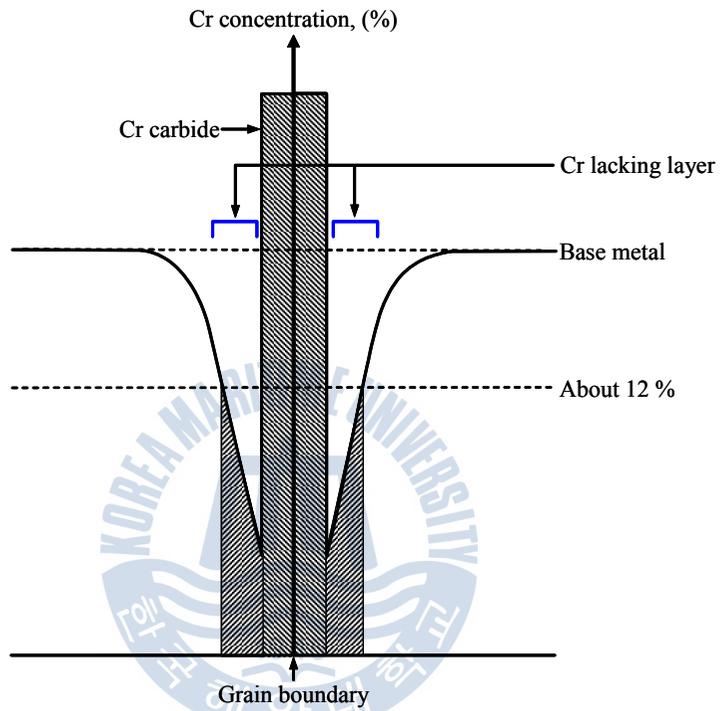


Fig. 2.5 Variation of Cr concentration by Cr carbide formation

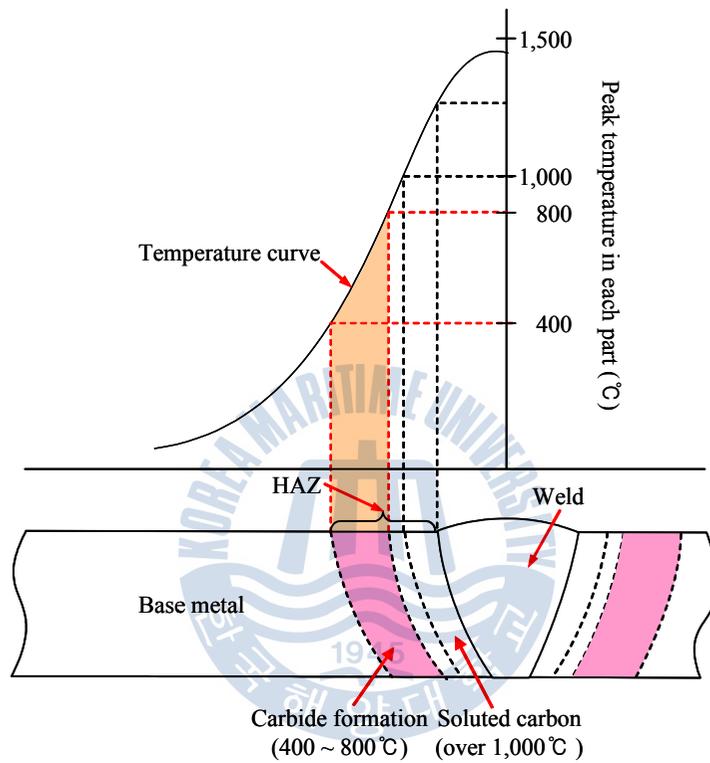


Fig. 2.6 Temperature range of grain boundary sensitization formation in heat affected zone

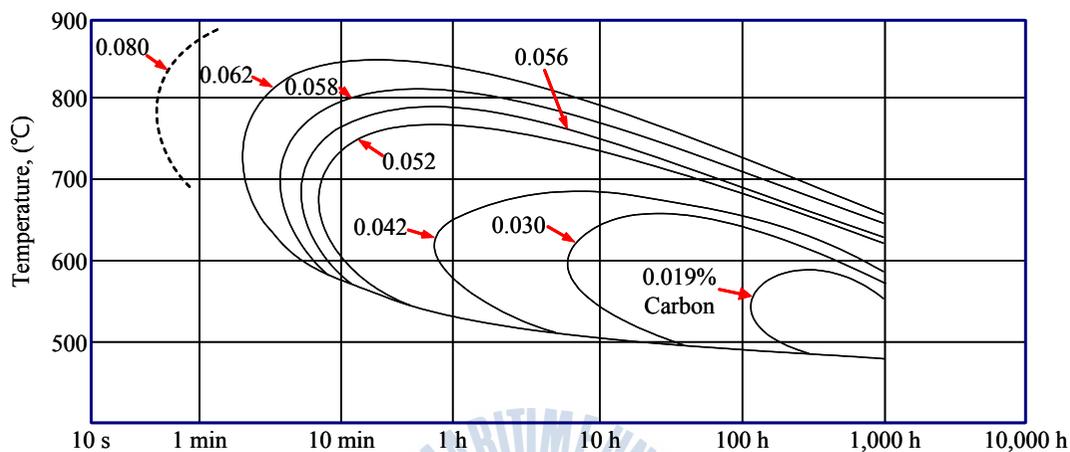


Fig. 2.7 Time-temperature variation of sensitization curve with carbon concentration

Table 2.4 Cr equivalent and equivalent formula with Ni equivalent

Equivalent Author	Cr _{eq} , wt.%	Ni _{eq} , wt.%
Schaeffler	Cr + Mo + 1.5Si + 0.5Nb	Ni + 0.5Mn + 30C
DeLong et al.	Cr + Mo + 1.5Si + 0.5Nb	Ni + 0.5Mn + 30C + 30N
Hull	Cr + 1.21Mo + 0.48Si + 0.14Nb + 2.27V + 0.72W + 2.20Ti + 0.21Ta + 2.48Al	Ni + (0.11Mn - 0.0086Mn ²) + 24.5C + 14.2N + 0.41Co + 0.44Cu
Hammar and Svenson	Cr + 1.37Mo + 1.5Si + 2Nb + 3Ti	Ni + 0.3Mn + 22C + 14.2N + Cu
Siewert and Kotecki (WRC-1992)	Cr + Mo + 0.7Nb	Ni + 35C + 20N + 0.25Cu

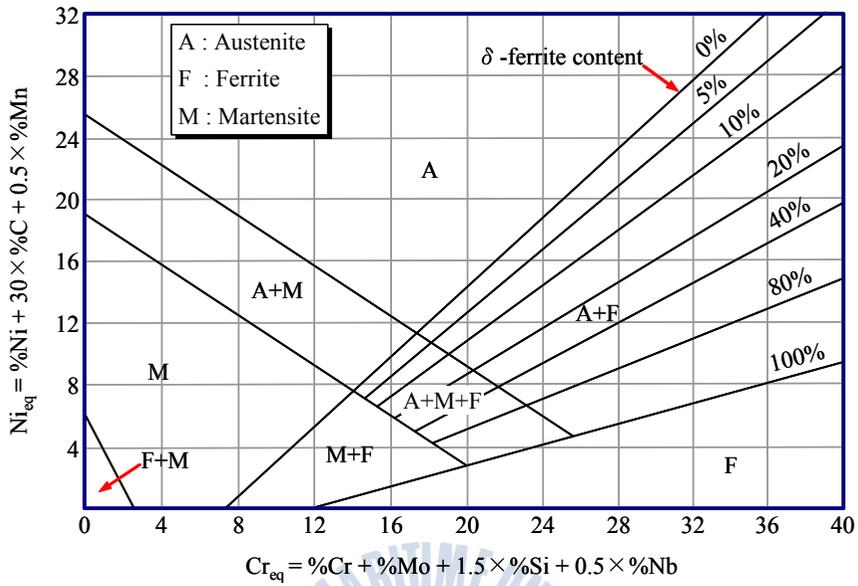


Fig. 2.8 Schaeffler diagram

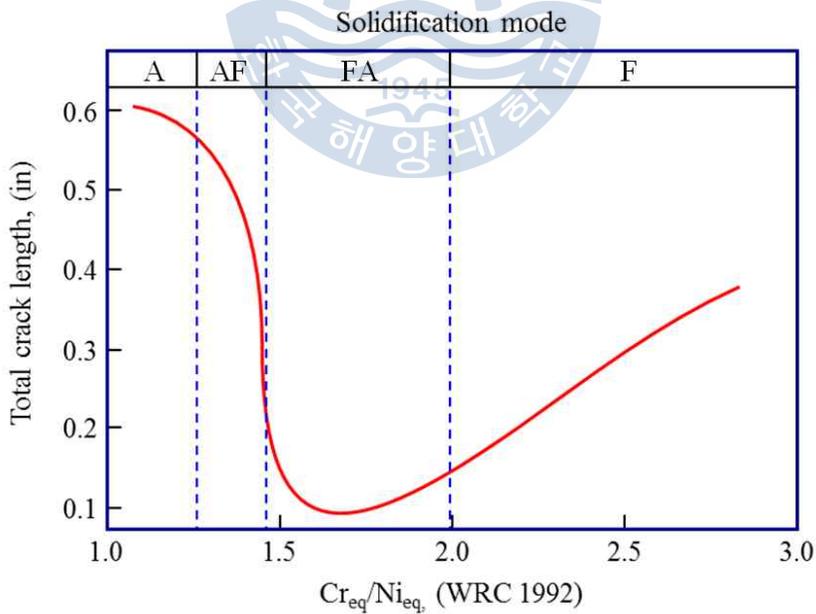


Fig. 2.9 Variation of crack length with Cr and Ni equivalent

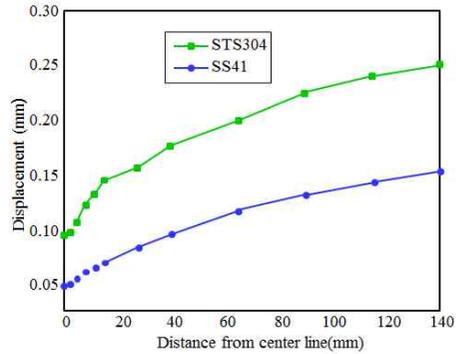
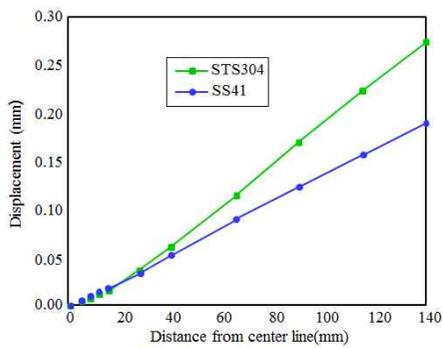
오스테나이트계 스테인리스 STS304와 연강 SS41의 용접 후 용접변형 비교 그래프를 Fig. 2.10에 나타내었다. Fig. 2.10에서 나타냈듯이 횡방향 수축량 및 종방향 수축량이 SS41에 비해 STS304에서 더 큰 것을 알 수 있다^{7,8)}. 이는 Table 2.5를 보면 STS304가 SS41보다 열전도도가 낮은 반면 열팽창계수가 다소 크기 때문에 사료된다²²⁻²³⁾. 이러한 변형을 감소시키기 위한 방법으로는 Fig. 2.11에서 나타낸 어스펙트비(aspect ratio)에 따른 변형정도를 보면 알 수 있듯이 어스펙트비가 큰 용접부가 작은 용접부에 비해 수축응력을 비교적 균일하게 받기 때문에 변형량이 더 적은 것을 알 수 있다^{9,10)}.

또한 용접을 실시하기 전에 MnO_2 , SiO_2 , TiO_2 와 같은 활성플럭스를 시편에 도포한 뒤 용접을 실시한 경우와 도포하지 않고 용접을 실시한 경우의 비드외관과 용접부를 Fig. 2.12의(a)에 나타내었다. 비드외관과 용접부를 비교해보면 C-TIG보다 A-TIG의 경우 비드폭이 좁고 용입깊이가 깊은 것을 관찰할 수 있었으며 C-TIG일 경우에는 전류가 증가할수록 비드폭은 큰 폭으로 증가하지만 용입깊이는 소폭 증가하는 것을 볼 수 있었다. A-TIG의 경우에는 전류가 증가할수록 비드폭은 소폭 증가하지만 용입깊이는 큰 폭으로 증가하는 것을 볼 수 있다. Fig. 2.12(b)는 C-TIG와 A-TIG의 각변형량을 나타내어 준 것으로서 상대적으로 비드폭이 좁고 용입깊이가 깊은 A-TIG의 경우의 각변형은 0.85로 1.14의 각변형을 나타내는 C-TIG에 비해 낮은 것을 알 수 있다^{9,10)}. 따라서 TiO_2 와 SiO_2 같은 활성플럭스를 사용할 경우, 용접 후 큰 변형을 나타내는 오스테나이트계 스테인리스강의 변형정도를 억제할 수 있을 것으로 사료된다.

Fig. 2.13 은 실드가스 중 산소의 함유량을 점점 증가시켰을 때 용접부 특성에 미치는 영향을 나타낸다. Fig. 2.13(a)는 실드가스 중 산소함유량에 따른 완전용입에 필요한 전류를 나타낸 그래프이다. 순수 Ar만 사용했을 때에는 160 A 이상으로 높여야지만 완전용입이 나타나고 그 이하에서는 부분용입이 나타나는 것을 알 수 있다. 하지만 실드가스 중 산소를 첨가함으로써 완전용입에 필요한 전류를 낮출 수 있으며 산소 함량이 증가하면 완전용입에 필요한 용접전류가 낮아지는 것을 확인할 수 있었으며, 산소함유량이 0.25 %에서는 100 A의 용접전류로도 완전용입이 이루어지는 것을 알 수 있다.^{11,12)} 이것은 Fig. 2.13(b)에 나타낸 마랑고니 효과(Marangoni effect)에 의해 설명할 수 있다. 산소를 첨가하

기 전에는 아크 중심부의 온도가 외부보다 높기 때문에 중심부의 표면장력이 외부보다 낮다. 따라서 용융풀의 유동이 내부에서 외부로 작용하게 되면서 비드폭이 넓고 용입깊이가 얇은 용접부를 얻게 된다. 하지만 산소를 첨가함으로써 오히려 아크 중심부의 표면장력이 외부보다 높아지고 용융풀의 유동이 외부에서 중심부로 작용함으로써 비드폭이 좁고 용입깊이가 깊은 용접부를 얻게 된다. 즉 같은 전류를 사용하더라도 산소를 소량 첨가함으로써 더욱 어스펙트비가 큰 용접부를 얻을 수 있음을 알 수 있다. 따라서 오스테나이트계 스테인리스강 용접시 실드가스 중 산소를 소량 첨가함으로써 어스펙트비가 큰 용접부를 얻을 수 있으므로 변형을 방지할 수 있을 것으로 사료 된다^{11,13)}.

TIG용접에서 용접전류와 전압, 용접속도 및 전극선단각은 용접조건에 선정에 있어 매우 중요한 변수로서 모재의 용융량, 열영향부의 크기와 냉각속도, 변형과 잔류응력 등에 영향을 미친다. Fig. 2.14에 나타냈듯이 용접전류가 증가하면 아크력이 강해지기 때문에 비드폭과 용입깊이 모두 증가한다. 용접전압이 증가하면 아크길이가 길어지면서 입열량이 증가하므로 모재의 용융량도 증가하지만 아크가 주위로 퍼지게 되면서 아크열이 분산되어 비드폭은 증가하는 반면 용입깊이는 감소한다. 그리고 전극선단각 또한 용접부 특성에 큰 영향을 미치게 되는데 일반적으로 아크는 전극 표면의 직각 방향으로 형성되기 때문에 전극선단각이 증가할수록 아크는 용융지 쪽으로 집중되고 전류밀도의 증가로 용입이 증가하게 된다. 또한 용접전류와 전압이 일정한 상태에서 용접속도를 증가시키면 단위시간당 입열 에너지가 감소하여 용입, 비드의 폭 및 열변형을 감소한다¹⁰⁾.



(a) Shrinkage of transverse direction (b) Shrinkage of longitudinal direction

Fig. 2.10 Shrinkage of butt weld

Table 2.5 Physical mechanical properties of STS304 and SS41

Note	Physical properties			Mechanical properties		
	Density (g/cm ³)	Thermal conductivity (cal/cmK)	Coefficient of expansion (10 ⁻⁶ /K)	Yield strength (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Modulus of elasticity (kg/mm ²)
STS304	7.9	0.04	17.61	26	60	19600
SS41	7.8	0.17	11.7	31	45	21000

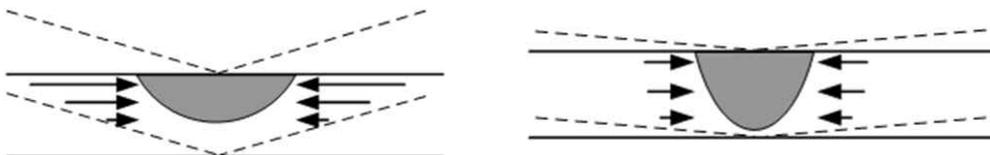
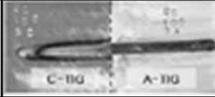
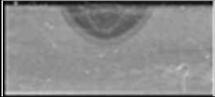
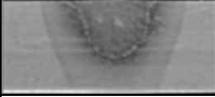
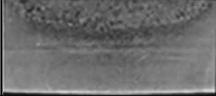
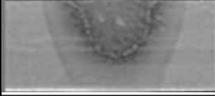
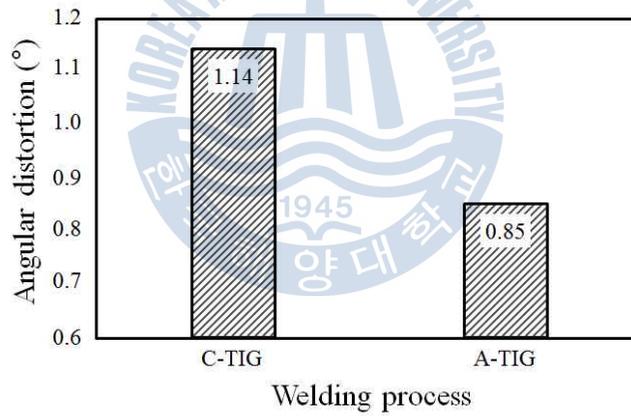


Fig. 2.11 Angle distortion with aspect ratio

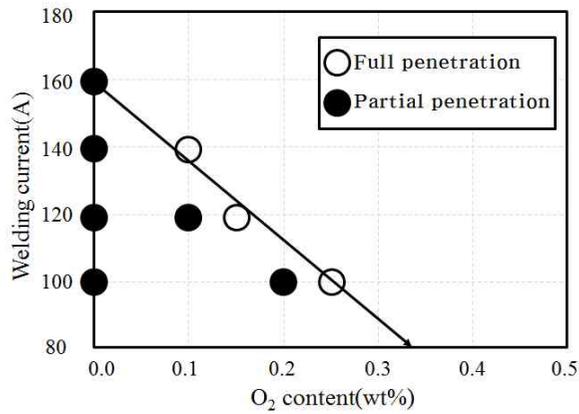
Current	Weld surface	C-TIG	A-TIG
100A			
200A			
300A			

(a) Bead appearance and cross-section with welding current

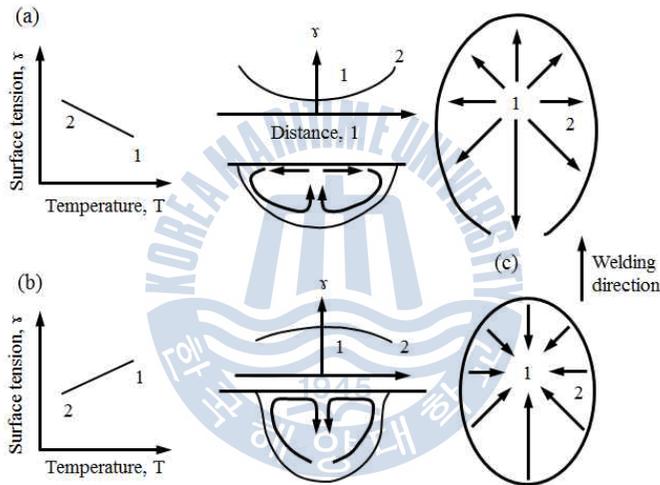


(b) Angle distortion with welding process

Fig. 2.12 Welding properties of A-TIG and C-TIG



(a) Effect of oxygen content for penetration characteristic



(b) Molten pool behavior with surface activation element

Fig. 2.13 Effect of oxygen content for weld characteristic in shield gas

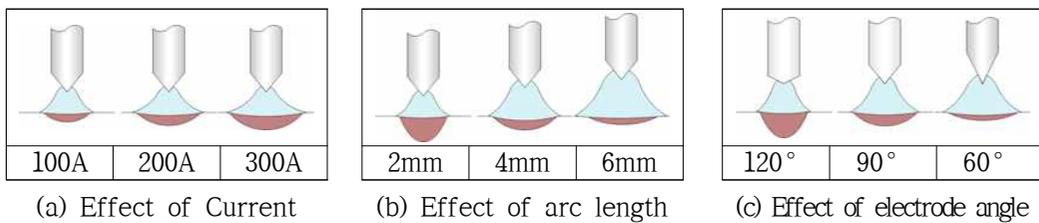


Fig. 2.14 Penetration characteristic with welding parameters

2.3 배관 자동 용접법

2.3.1 오비탈 용접

오비탈 용접(orbital welding)이란 용어는 라틴어 ORBIS=Circle(원형)이란 용어에서 유래 하였으며 주로 우주공학에서 주로 적용되어 왔다. 명사로 Orbit 또는 형용사의 Orbital의 용어로 사용이 되었으며 인공위성이나 탄도 로켓 몸체의 궤적 등의 용어에 사용이 되었다.

오비탈과 용접의 조합은 Fig. 2.15와 같이 통상적으로 튜브나 배관의 주위를 따라 돌며 행해지는 용접을 가리키는 말로 쓰인다. 오비탈 용접은 기본적으로 아크가 장애 없이 작업되는 배관 주위를 360° 이상 회전하며 용접되는 과정을 가리키는 용어다. 따라서 종종 MIG/MAG 용접에서 2개의 반원형으로 용접되는 과정 즉 360° 용접 과정의 방해를 받는 용접은 엄밀한 의미에서 오비탈 용접이라 할 수 없다.

오비탈 용접의 위치 정의는 고정 배관의 원주 용접시 일반적으로 Fig. 2.16과 같이 구간을 정의한다. 배관을 시계라고 생각했을 때 12시 방향에서는 아래보기자세(flat position), 3시 방향에서는 수직하진자세(vertical down position), 6시 방향에서는 위보기자세(overhead position), 9시 방향에서는 수직상진자세(vertical up position)가 된다. 오비탈 용접의 각 위치별 용접 특성은 배관 원주 용접 시에는 배관의 각 구간에 따라 용접 현상이 변하게 된다. 그에 따라서 용접 전류, 전압과 용접 속도 등의 매개변수의 영향을 고려하지 않으면 안 된다. 용접 시 용융 풀에 영향을 주는 인자는 중력, 표면장력, 아크력, 액상·고상의 계면장력 등의 인자가 있으며, 배관 용접 시 용융풀에 가장 크게 영향을 미치는 인자는 중력과 표면장력, 아크력 등이다.

아래보기자세에서 힘의 방향은 중력의 방향과 아크력의 방향이 일치한다. 아래보기자세에서는 이러한 두 힘의 방향 일치에 의하여 용융금속에는 하부의 이면비드 쪽으로 큰 힘이 작용하므로 쉽게 이면비드가 블록해지거나 심하면 용락(burn-through)이 생길 수 있는 구간이다

수직하진자세에서 힘의 방향은 중력의 방향은 밑으로 향하는데 아크력은 모재를 향하고 있다. 따라서 용융금속은 밑으로 쳐지는 경향을 보이므로 용융금

속이 아크를 선행하기 때문에 아크가 용융금속 위에서 발생을 한다. 이 때문에 수직하진자세에서는 모재 두께와 용융금속의 두께가 더해진 상태에서 균일 비드를 형성시키기 위해서 높은 전류로 큰 아크력을 발생시켜 용입을 크게 한다.

위보기자세에서는 중력의 방향과 아크력의 방향이 반대로 작용을 하므로 용융금속을 모재쪽으로 밀어붙이는 힘은 아크력 하나에만 의존하게 된다. 그러나 위보기자세에서 아크력이 용융금속으로 인한 중력을 감당하는 것은 한계가 있으므로, 오목한 이면비드 및 용입 부족이 될 가능성이 높다. 만약 아크력이 허용하는 용융금속의 무게보다 용융금속이 커지게 되면 중력의 영향으로 인하여 용융금속이 밑으로 떨어져 버리는 현상이 발생을 하게 되고, 또한 아크력이 작으면 이면비드의 형성이 불가능하게 된다.

수직상진자세에서는 중력의 방향은 아래로 향하는 반면, 아크력의 방향은 모재쪽으로 향하고 있다. 힘의 방향은 수직하진자세과 같으나 용접방향이 다르다. 수직상진자세에서는 그림에서 보는 바와 같이 용융금속이 중력의 영향으로 인해 밑으로 처지는 경향을 보이므로 아크가 용융금속의 위가 아닌 앞의 모재위에서 발생하게 된다. 즉 아크가 모재의 루트부에서 발생하므로 같은 용접전류라도 용입이 깊어지기 쉽게 된다. 따라서 수직하진자세와 같은 전류로 용접을 하게 되면 높은 아크력에 의해 용락될 가능성이 아주 높게 된다. 수직상진자세에서의 용접전류는 다른 포지션에서와는 달리 이면비드가 형성될 정도로 전류를 유지하면서 용락을 방지해야 한다¹⁾.

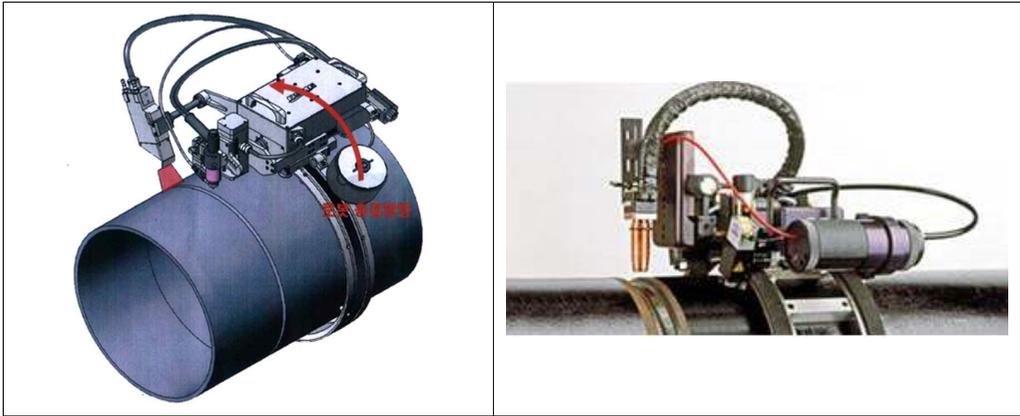


Fig. 2.15 Orbital welding

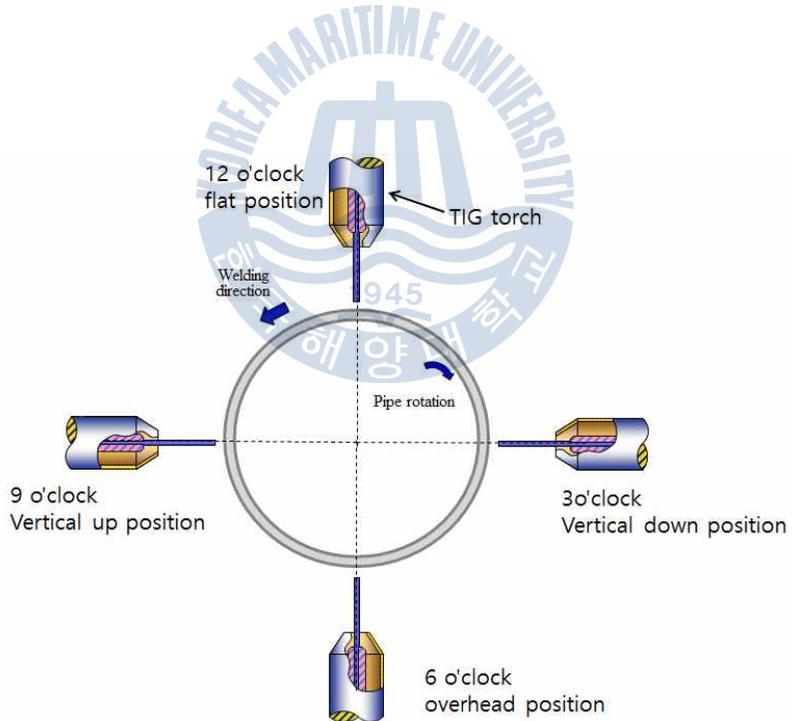


Fig. 2.16 Definition of section

2.3.2 배관 회전식 용접

배관 회전식(pipe rotator type)은 오비탈용접과 달리 용접기를 고정시켜놓고 피용접물인 배관을 회전체(rotator)를 통하여 회전시켜서 용접하는 방식이다. 용접자세는 아래보기자세이기 때문에 힘의 방향은 중력의 방향과 아크력의 방향이 일치한다. 또한 피용접물(직관, 엘보우 등의 강관, 강관에 용접되는 플랜지 등)의 크기에 대응하여 수평이동 조정되는 한쌍의 수평롤러, 승강되는 수직롤러에 의해 피용접물을 클램핑한 후 용접하고, 이들이 장착된 몸체를 구동수단에 의해 소정각도로 틸팅(tilting) 시킴에 따라 피용접물의 용접각도가 확보되어 용접 작업할 수 있고 용접공정은 SMAW, GMAW, GTAW 등 모든 용접공정을 적용할 있으며, 용접 토치가 고정된 상태에서 배관이 회전하기 때문에 토치의 각도와 위치가 매우 중요한 변수로 작용한다.

오비탈 용접에서 고려해야 매개변수로 용접 토치의 각 위치별 용접 특성은 배관의 각 구간에 따라 용접 현상이 변하게 되므로 용접 전류, 전압과 용접 속도 등의 매개변수의 영향을 고려하지 않으면 안 된다. 용접 시 용융풀에 영향을 주는 인자는 중력, 표면장력, 아크력, 액상·고상의 계면장력 등의 인자가 있으며, 배관 용접시 용융풀에 가장 크게 영향을 미치는 인자는 중력과 표면장력, 아크력 등을 고려해야 한다.

따라서 배관 회전식 용접은 오비탈용접에서 고려해야하는 위보기자세, 수직상진자세 등에서 고려해야 하는 이면비드가 오목하게 되는 현상 및 각 구간에 따라 용융 풀에 미치는 중력과 표면장력, 아크력 등의 오비탈용접기의 단점인 보완할 수 있다.

제 3 장 실험방법

3.1 실험재료 및 장치

3.1.1 실험재료

LNG선은 약 $-160\text{ }^{\circ}\text{C}$ 의 극저온 및 해수환경에 노출되기 때문에 LNG선박에 사용되는 재료는 저온에서 우수한 강도와 인성을 유지할 수 있어야 하며, 해수에 의한 내식성이 좋아야한다. 이를 만족시키기 위한 재료로써 오스테나이트계 스테인리스강이 사용되고 있다. 따라서 본 연구에서는 오스테나이트계 스테인리스강인 STS316L과 STS304L 소재를 사용하여 TIG 용접을 실시하였다.

스테인리스강의 비드용접과 맞대기 용접에 사용된 시험편은 STS316L이며, 시험편의 두께는 4 mm^t 이다. 배관용접에 사용된 시험편은 두께 3 mm^t 의 STS304L이며, 직경 50 mm 의 배관이다. 각 시험편의 조성을 Table 3.1에 나타낸다. TIG 용접시 사용된 용접봉의 직경은 비드 및 맞대기 용접시 $\phi 2.4$ 용접봉, 배관용접에서는 $\phi 3.2$ 의 용접봉을 사용하였다.

Table 3.1 Chemical composition of stainless 316L and 304L

Element(%) Material	Cr	Ni	C	Mn	Si	P	S	Mo
STS316L	16.85	9.95	0.027	1.49	0.65	0.023	0.004	2.15
STS304L	18.81	10.05	0.017	1.27	0.38	0.024	0.007	0.101

3.1.2 실험장치

본 연구에서 사용한 실험 장비는 Fig. 3.1에서와 같이 4축제어 자동 용접시스템과 TIG 용접기, 용접시스템 컨트롤러로 구성되어 있다. 용접 시스템에 TIG 용접토치를 장착하여 용접을 실시하였으며, 토치가 고정된 상태에서 배관이 회전하면서 용접이 진행되었다. 용접시 와이어는 토치의 오른쪽에서 공급되었다. Fig. 3.2에 용접 진행의 모식도를 나타낸다.

TIG 용접시 용접전류와 전압 그리고 용접속도는 용접조건 선정에 있어 매우 중요한 변수로써 모재의 용융량, 열영향부의 크기와 냉각속도, 변형과 잔류응력 등에 영향을 미친다. 용접전류와 전압에 의하여 입열량이 결정되며, 용접전류와 전압이 일정한 상태에서 용접속도를 증가시키면 입열 에너지가 감소하여 용입, 비드폭 및 열변형이 감소한다. Table 3.2에 사용된 TIG 용접 장치의 사양을 나타낸다.



Fig. 3.1 Experiment setup

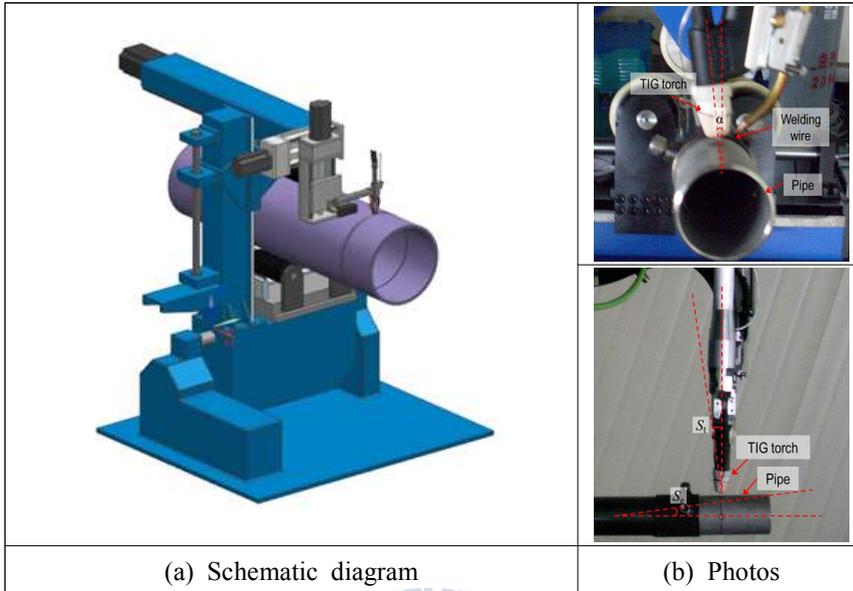


Fig. 3.2 Constitution of welding equipment

Table 3.2 Specifications of TIG welding equipment

Parameter	Range
Main voltage, 50-60Hz	$3 \times 400 \text{ V}$
Main voltage tolerance	+/-15 %
Main fuse protection(slow-blow)	35 A
Primary continuous voltage (100% d.c.)	15.5 kVA
Cos phi 1	0.99
Welding current	3-400 A
Keying circuit voltage	86 V
Working voltage	10.1-26.0 V
Firing voltage	9.5 kV
International Protection	IP23
Cooling tpye	AF
Insulation classification	F
Length L/W/H mm	625/290/705
Weight	58.2 kg

3.2 실험 및 분석방법

3.2.1 실험 방법

용접봉의 각도와 용가재의 송급속도는 모재 또는 용가재를 용융시키는데 있어서 큰 역할을 하기 때문에 그 영향을 검토할 필요가 있다. 본 연구에서는 비드용접과 맞대기 용접, 그리고 배관용접에 있어서 각각의 매개변수에 대한 용융특성을 평가하고 가공 지배인자를 도출하기 위한 실험을 진행하였다.

배관 용접시 용접 시작부분과 종료 부분은 용접부위가 중첩되어 이 부분에서 용접 결함이 발생하기 쉽다. 따라서 배관 비드 중첩부와 같은 용접이음 형상에 따른 용접성을 평가하기 위해서 비드 및 맞대기 용접에서 얻어진 기초자료를 바탕으로 하여 배관 용접성을 평가하였다.

(1) 비드 용접

TIG 용접의 비드용접은 형상인자를 배제한 용접으로써 스테인리스강의 비드 용접시에는 용접전류와 용접속도에 대한 영향을 평가한 후 용가재의 송급속도를 변화시켜서 그 영향을 살펴보았다. 토치각도는 시험편과 수직방향으로 0° 를 유지하고 측면에서 용가재를 송급 하였다. 단면관찰용 시편은 재현성을 확보하기 위하여 비드가 안정적으로 얻어지는 용접 후 50 mm 이상 진행된 지점에서 10 mm 간격으로 횡단면을 채취하여 그 평균값을 취하였다. 용접부는 비드폭과 용입깊이를 측정하였다.

(2) 맞대기 용접

비드용접에서 얻어진 결과를 바탕으로 맞대기 용접을 진행하였다. 맞대기 용접시 가장 큰 변수는 맞댐면의 갭의 간격이다. 갭의 간격과 송급속도를 변화시키면서 용접을 실시하였다. 단면관찰용 시편은 비드 용접과 같은 방법으로 분석하였다.

(3) 배관 용접

배관 용접시 우선 용접속도를 고정하고 용접전류를 변화시키면서 그 경향을 파악한 후, 용가재의 송급속도를 변화시켜 적절한 용접 조건을 선정하였다. 또

한 배관 용접시에는 용접 토치가 고정된 상태에서 배관이 회전하기 때문에 토치의 각도와 위치가 매우 중요한 변수로 작용한다. 따라서 용접 토치의 위치와 각도를 바꿔가면서 용접을 진행하여 용접부의 용융 흐름이 안정적으로 형성될 수 있도록 하였다. 배관용접부의 분석은 Fig. 3.3 에서와 같이 총 6부분으로 나누어 실시하였다. 용접이 시작되는 지점을 기준으로 60° 간격으로 시험편을 채취하여 각 부분의 용입특성을 살펴보았다.

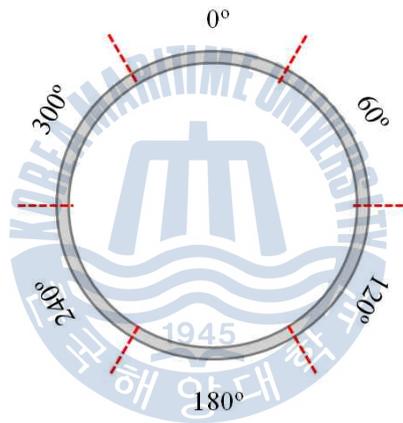


Fig. 3.3 Analysis position of pipe

3.2.2 분석 방법

용접부는 비드폭과 용입 깊이 두 가지를 측정하였다. 배관 용접시에는 평판 용접과 다르게 시작 부분과 종료 부분이 중첩되기 때문에 이 부분에 대해서 정밀한 제어가 필요하다. 본 연구에서는 중첩부에 대해서 다양한 변수들을 변화시키면서 그 부분을 제어하였다. 또한 결함의 유무를 확인하기 위하여 중첩부의 시험편을 종단면으로 채취하여 광학현미경을 통해 기공 및 결함을 관찰하였다.

(1) 용접부 경도 측정방법

경도측정은 Shimadzu HMV-2T 마이크로 비커스 경도기를 사용하였으며, 모든 시험편의 부하하중과 유지시간은 980.7 mN, 10초로 설정하였다. 측정위치는 압흔의 크기 간격을 고려하여 시험편의 정중앙부분인 표면에서부터 2 mm 아래를 500 μ m의 간격을 두어 경도를 측정하였다.

(2) 용접부의 미세조직 분석방법

용접된 시험편은 미세조직 분석을 위해 절단되고, 시편 표면을 연마한 후 에칭을 통해 조직을 관찰하였다. STS316L은 에칭액(60 % 질산 + 10 % 염산 수용액) 내에서 전압 2 V의 조건에서 전해 에칭 하였다. 이후 광학현미경(optical microscopy, OM)을 이용하여 모재와 용접부의 조직을 관찰하였다.

제 4 장 실험 결과 및 고찰

4.1 TIG 자동용접 4축 제어 시스템의 구성 및 특징

본 연구에 사용된 TIG 자동 4축 제어 시스템은 PC_NC 제어 기술을 적용하여 수치적인 3D CAM 데이터를 통해 동시제어 함으로써 작업자의 위빙 동작을 구현하고, 회전과 틸팅 시스템을 결합함으로써 숙련된 전문 용접사와 같은 작업을 할 수 있도록 구성하여 제작하였다. 시스템의 구성은 기존 현장에서 사용을 많이 하고 있는 배관 회전 방식을 채택하였다. 원통 플랜지 제품을 로딩(loading), 언로딩(unloading) 및 클램핑 시스템(clamping system)으로 고정하고 4축의 NC자동 축과 1축의 수동축을 사용하여 TIG용접 실현이 가능하도록 구성하였다.

4.1.1 기구부 및 용접부 시스템

3축을 이용한 자동용접 시스템을 구성하기 위한 기구부는 배관을 눌러주기 위한 베이스 위에 배관 길이의 다양함에 대응하기 위해 Fig. 4.1과 같이 길이 1,710 mm의 X축 슬라이드를 설계하였으며, 그 끝단에 Y, Z축 슬라이드를 부착하였다. X축 슬라이드와 Y, Z축 슬라이드는 PC_NC로 제어하며, 배관을 회전시켜주기 위한 롤러와 연동 가능하게 설계하였다. 동일한 사양 및 성능 적용한 Y, Z축 슬라이드는 주행정밀도 및 시스템 반복정밀도의 오차를 $\pm 50 \mu\text{m}$ 이하로 제작하기 위해 고정밀 6002볼베어링을 적용하였으며, 수직축으로 장착되어 있어도 각 축에 대한 하중을 견디기 위한 브레이크 시스템을 적용하였다. Table 4.1에 각 축 슬라이드의 사양을 나타낸다.

반자동 틸팅 및 배관 회전 제어 시스템은 원형 배관을 로딩과 언로딩 및 클램핑하기 위한 것으로서, Fig. 4.2의 틸팅부는 용접품질의 향상을 위하여 배관과 플랜지 용접부의 내측, 외측 용접 시 용접부 모서리가 중력방향을 향하여 기울일 수 있도록 제작하였다. 기울인 상태에서 배관을 회전시켰을 경우에도 배관의 미끄러짐이나 진동 등이 발생하지 않도록 롤러의 표면에 우레탄 소재를 적용하였다. Fig. 4.3의 배관 회전부는 배관의 크기, 용접량에 따라 회전속도를

조절하고 3축 자동용접 시스템과 연동하여 시작 및 종료위치 등을 조절할 수 있도록 제작하였다. 상부의 롤러는 최대 2,000 kg의 클램핑력으로 배관을 고정 시킨 후 회전을 하게 하는 역할을 하며, 하부 두 개의 롤러는 배관이 회전하는 것을 돕는 역할로써, 배관의 크기에 따라서 좌우 거리가 조절이 되며 웜기어 방식을 사용하여 유격을 최소화 시킨다.

최종적인 기구부의 구성을 Fig. 4.4에 나타낸다. 각각의 축에 대해서는 PC_NC 기반의 서보모터가 장착되어 축을 구동하며, 다양한 크기의 배관을 적용하기 위한 지그가 장착되어 있다. 또한 AVC(auto voltage control) 시스템을 적용하여 위빙폭 및 아크길이에 대한 정밀제어가 가능하도록 하였다.

기구부와 함께 주된 시스템을 구성하는 자동 용접기에 장착된 장비는 TIG DC 인버터 용접기, 냉각장치, 콜드와이어 송급장치, 호스팩 및 TIG DC 자동 용접토치 등이 있다. TIG DC 인버터 용접기의 기본 원리는 마이크로 프로세스에 의해 제어되는 완전 디지털 인버터 용접기이며, 운용중인 용접기 처리기는 디지털 시그널 프로세서와 연결되어 있어 용접시 양호한 용접 상태를 항상 유지할 수 있게 하였다. 또한 실제 데이터가 연속 측정되므로 변경사항이 발생하면 용접기가 즉각 반응하여 컨트롤 알고리즘에 의해 특정 상태를 항상 유지할 수 있다. 따라서 용접 프로세서가 매우 정교하고 용접 결과를 정확하게 재연할 수 있으므로 용접성을 극대화할 수 있도록 시스템을 구축하였다.

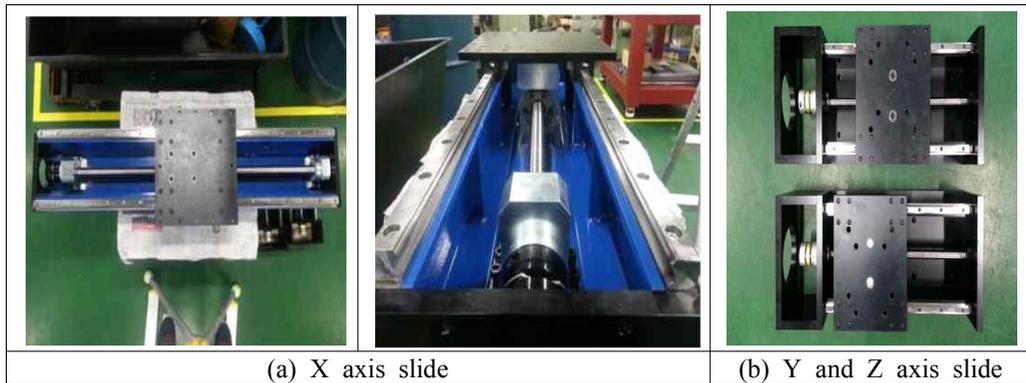


Fig. 4.1 Photographs of X, Y and Z axis slide

Table 4.1 The slide specifications of X and Y, Z axis

Note		Specification
X	Capacity	W 300 mm × L 1,710 mm × H 190 mm
	Bearing	6205 ball bearing
	Server motor	LF12-CB01
	Feed rate	max. 5.0 m/min
	Stroke	1,300 mm
Y, Z	Capacity	W 240 mm × L 450 mm × H 240 mm
	Bearing	6002 ball bearing
	Server motor	LF12-CB11
	Feed rate	max. 5.0 m/min
	Stroke	200 mm

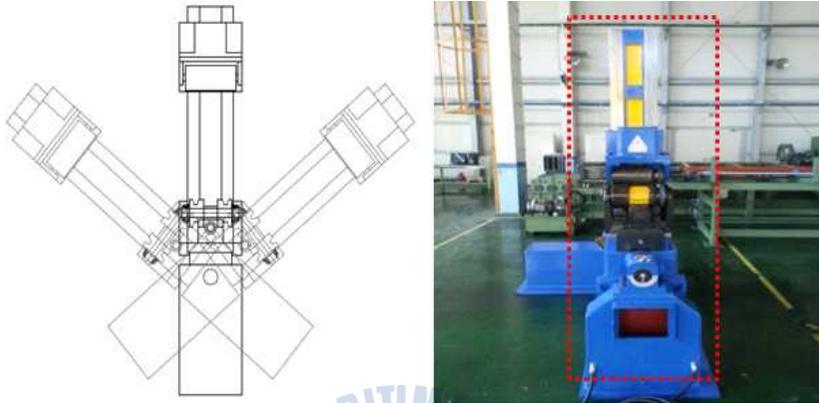


Fig. 4.2 Semiautomatic tilting system

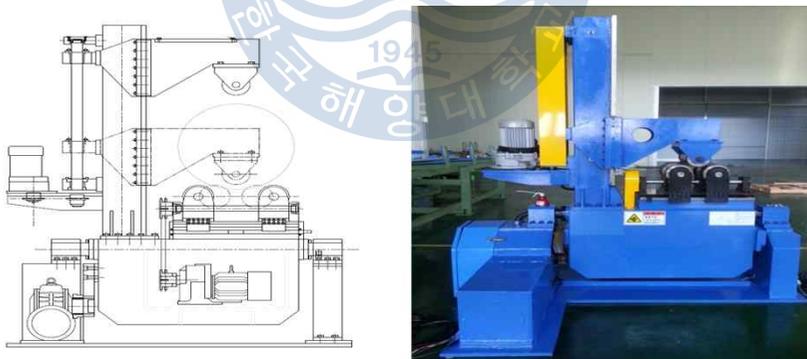


Fig. 4.3 Pipe rotate system

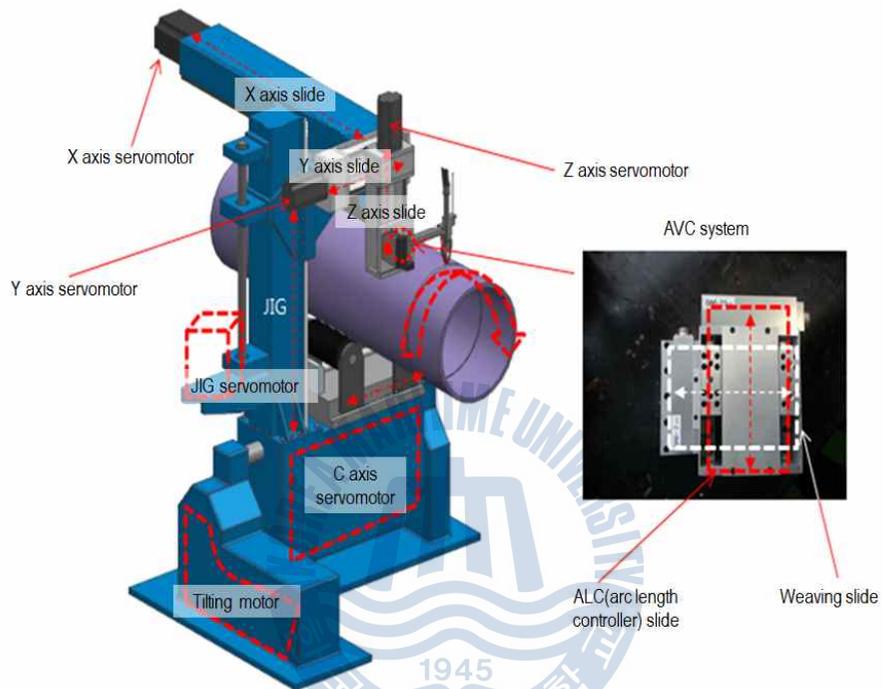


Fig. 4.4 Schematic illustration of mechanical section

4.1.2 제어부 시스템

본 연구에 사용된 장비의 최적 구현을 위한 제어부는 크게 AVC 시스템과 PC_NC 컨트롤러로 구분할 수 있다. AVC 시스템은 배관 용접시 미려한 비드를 형성하기 위한 용접 제어부이며, PC_NC 컨트롤러는 모터 제어 입출력 신호에 따른 제어시스템 구성을 완료하여 자동 용접기의 전체 구동을 위한 제어부이다. AVC 시스템의 구현을 위해서 하드웨어를 디지털 제어방식으로 설계하고, 내부의 매개변수를 시각화하기 위한 디지털 LCD 제어 모듈을 내장하였다. 일반적으로 제어모터와 컨트롤러는 직접적인 결선을 통해 제어가 이루어져 과도한 케이블 무게 및 그에 따른 전선의 길이 제한이 문제가 되지만, 본 실험에 사용된 AVC 시스템은 AVC와 위빙축의 제어를 위해 RS-422 통신을 사용하여 매우 가볍고 간단한 결선으로 원격거리를 조정할 수 있으며, 유지보수 또한 매우 편리하게 제작하였다. Fig. 4.5에 보이는 바와 같이 통신을 이용한 모터 제어방식으로 매우 작은 크기의 컨트롤러를 확인할 수 있다.

AVC 시스템 구현시 용접위빙은 위빙 슬라이드에 의하여 용접 토치가 좌측에서 우측으로 반복적으로 움직이게 되며, 이때 움직이는 속도를 설정하여 토치가 설정 시간 동안 정지한 후 움직이게 된다. AVC 동작시 전류를 달리하여 용접하게 되면 토치 전압 및 전류가 변화하게 되므로 AVC의 기준전압 또는 전류도 함께 변화를 주어야 정상적인 AVC 기능이 작동하게 된다. 위빙을 AVC와 동기화하여 용접을 진행하면 보다 효과적인 용접시임을 얻을 수 있다. AVC가 작동하는 상황에서 위빙을 단순히 좌우로만 작동을 시키면 비드 높이가 높아지고 토우 앵글(toe angle)도 높아져 중첩부에서 결함이 발생하기 쉽지만 위빙시 유지시간에 따른 전류값을 다르게 세팅함으로써 매우 미려하고 결함이 없는 시임을 얻을 수 있다. AVC 시스템은 TIG 용접에서 와이어 송급기의 송급속도와도 동기화하여 용접을 진행할 수 있기 때문에 이와 같은 자동 동기식 용접을 위해서는 용접 장치의 인터페이스 출력신호 중 SYNC I/O 단자의 신호를 용접기 전류제어 및 와이어 송급기의 송급속도를 제어하여야 한다.

전체적인 용접기의 구동 제어는 PC_NC 컨트롤 시스템에서 담당한다. Fig. 4.6에 자동 용접기 구동 메커니즘을 나타낸다. 그리고 자동 용접 시스템의 전체적인 순서는 Fig. 4.7와 같이 진행하게 된다. 최초 자동 용접기를 구동하기 위

하여 전원을 공급하고, 메인 컨트롤러, NC, 용접기, AVC, 각 축 서보 드라이브 등을 동기화시켜 용접 시작하기 전 각 기구부 및 제어부의 상태를 점검하게 된다. 동기화가 완료된 후 3개의 롤러 사이에 용접하고자 하는 배관을 세팅하고 X, Y, Z 축을 구동하여 용접 토치를 배관의 용접 부위에 위치시킨다. 용접 세팅이 완료되면 PC 컨트롤러 메인화면에 각 제어부의 가동 조건을 입력한 후 최종적으로 용접을 시작하게 된다.

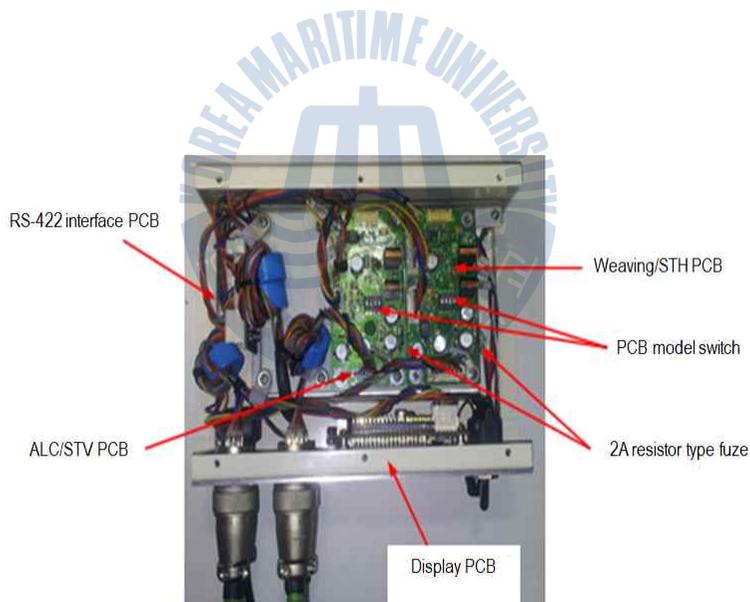


Fig. 4.5 Composition of AVC controller

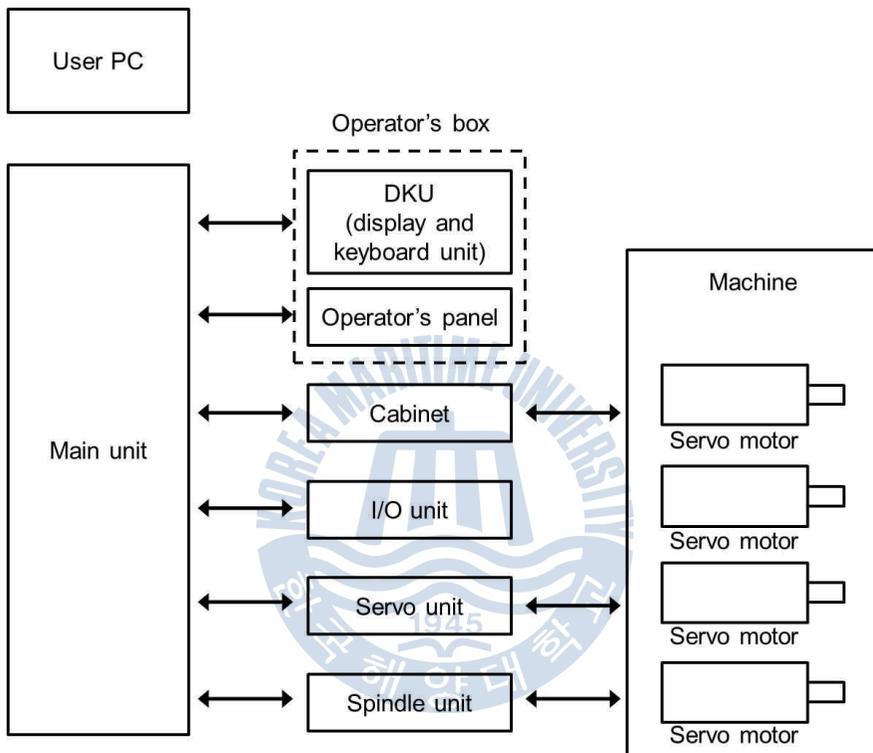


Fig. 4.6 Actuation mechanism of automatic welding system

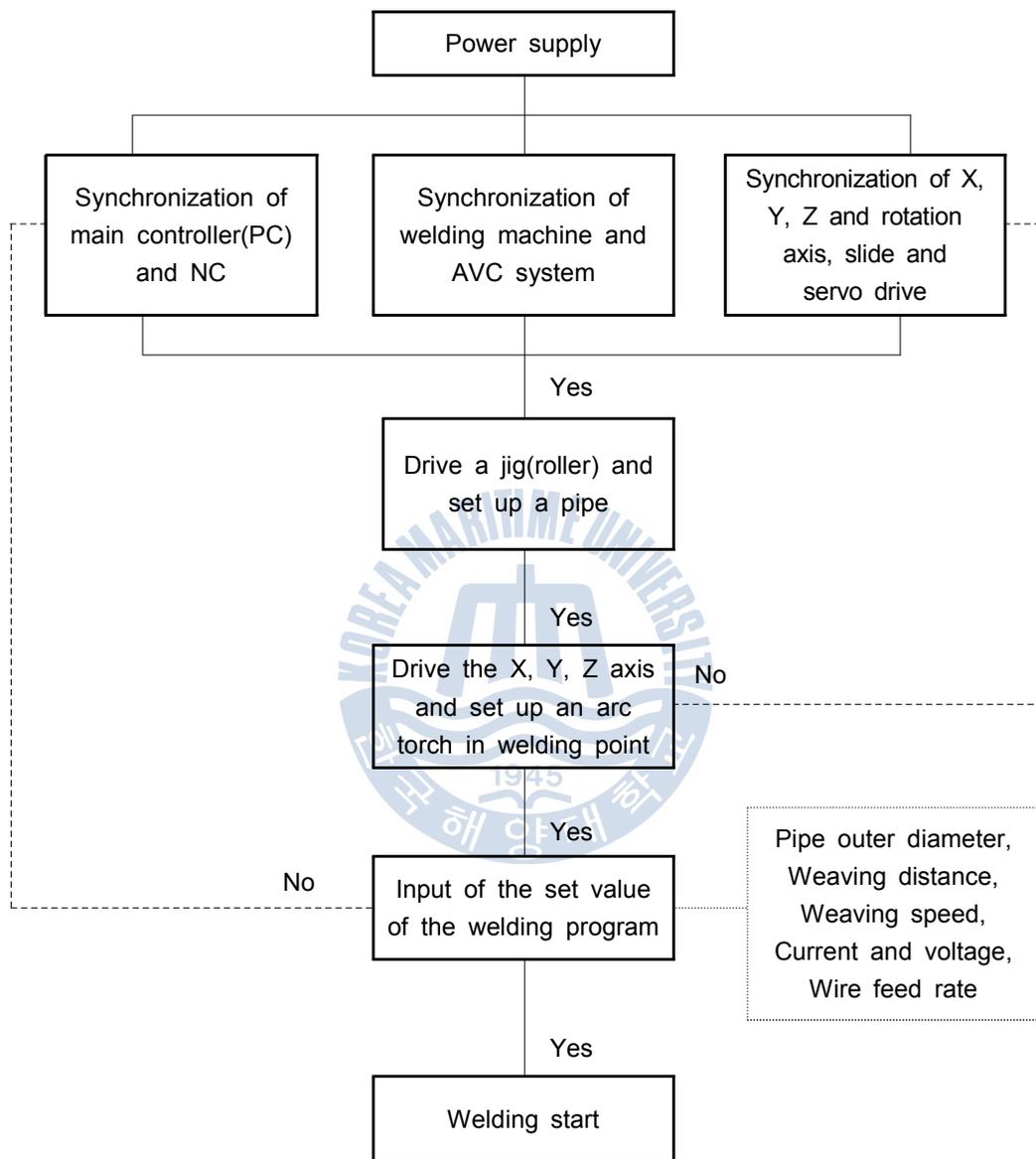


Fig. 4.7 Flow chart of automatic welding system

4.2 스테인리스강의 TIG 비드 용접 특성

4.2.1 용접 전류 및 속도의 영향

비드용접은 형상인자를 배제한 용접으로써 스테인리스강의 비드 용접시에는 용접전류(I)와 용접속도(v)에 대한 영향을 평가한 후 용가재의 송급속도를 변화시켜서 그 영향을 살펴보았다. 토치각도(α)는 시험편과 수직방향으로 0° 를 유지하고 측면에서 용가재를 송급 하였다.

스테인리스강의 TIG 용접시 용접속도와 용접전류의 변화에 대한 용입 특성을 검토하기 위하여 용접속도를 20 ~ 80 cpm까지 20 cpm 단위로 고정하고, 용접전류(I)를 100 A에서 400 A까지 50 A 단위로 변화시키면서 실험을 실시하였다. 이때의 용가재 송급속도(R_f)는 1 m/min으로 고정하였다. 이러한 조건별 용접 비드 및 단면 형상과 용입깊이의 변화를 Fig. 4.8 ~ Fig. 4.15에 나타낸다.

우선 Fig. 4.8의 용접속도를 20 cpm으로 고정하고 용접전류를 변화시켰을 때의 비드 외관과 단면 형상을 살펴보면, 용접전류가 낮은 100 A에서는 모재가 거의 용융되지 않는 상태에서 용가재만이 용착되어 둥근 형상을 나타내고 있다. 용접전류가 150 A에서 부터는 모재로의 용입이 일어났으며, 250 A에서 높은 전류로 인하여 비드 처짐이 일어나서 300 A에서부터는 용융부가 녹아서 떨어졌다. Fig. 4.9의 비드폭과 용입깊이의 변화를 살펴보면 용접전류가 증가함에 따라서 비드폭도 증가하지만 250A에서는 비드 처짐에 의하여 다소 감소하였다. 용입깊이는 용접전류가 증가하면서 상대적으로 낮은 전류에서보다 높은 전류에서 그 증가폭이 현저하였다.

용접속도가 40 cpm으로 증가한 Fig. 4.10에서는 단위면적당 입열량이 감소하여 350 A까지 용접이 가능하였으며, 400 A에서는 험핑비드가 발생하였다. Fig. 4.11를 살펴보면 비드폭과 용입깊이는 용접전류가 증가할수록 점차 증가하였으며, 350 A에서 비드폭은 현저하게 증가한 반면 용입깊이는 300 A에서 큰 증가폭을 나타내었다. 용접속도가 더욱 증가한 60 cpm의 Fig. 4.12와 Fig. 4.13을 보면 용접전류의 증가와 함께 비드폭과 용입깊이가 선형적으로 증가하는 것을 확인할 수 있다. 또한 400 A에서도 관통 용접이 되지 않았다.

용접속도가 80 cpm일 때는 상대적으로 가장 빠른 용접속도로 인하여 Fig. 4.14와 같이 언더컷이 발생하였으며, 저전류 구간에서는 용입이 거의 이루어지지 않는다는 것을 Fig. 4.15에서 확인할 수 있다.

비드용접 실험에서 용접전류와 용접속도의 영향을 살펴본 결과, 용접속도가 40 cpm과 60 cpm에서, 그리고 용접전류 300 A에서 안정적인 비드 표면과 용입 깊이를 얻을 수 있었다.



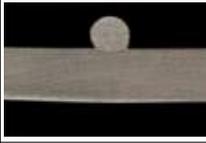
STS316L; $v = 20$ cpm, $R_f = 1$ m/min, $\alpha = 0^\circ$		
Bead I (A)	Surface bead	Cross section
100A		
150A		
200A		
250A		
300A		-

Fig. 4.8 Bead appearance and cross-section of shape with welding current ($v = 20$ cpm)

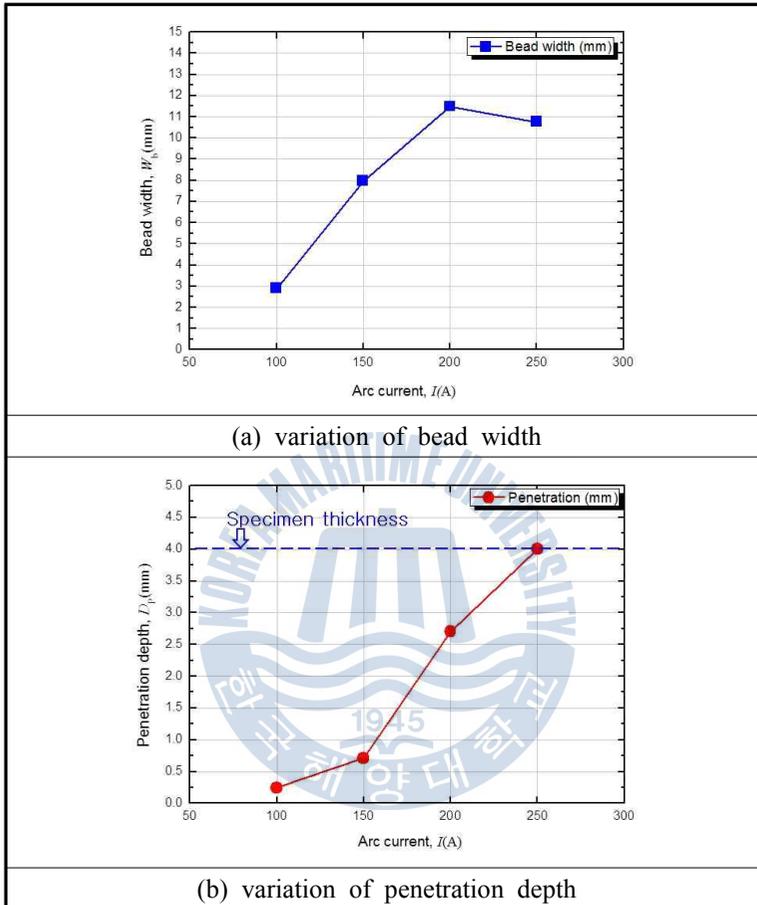


Fig. 4.9 Variation bead width and penetration depth with current in welding of STS316L ($v = 20$ cpm)

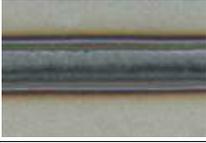
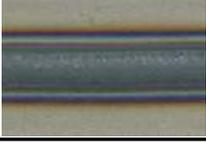
STS316L; $v = 40$ cpm, $R_f = 1$ m/min, $\alpha = 0^\circ$					
Bead I (A)	Surface bead	Cross section	Bead I (A)	Surface bead	Cross section
100A			300A		
150A			350A		
200A			400A		-
250A				-	-

Fig. 4.10 Bead appearance and cross section of shape with welding current ($v = 40$ cpm)

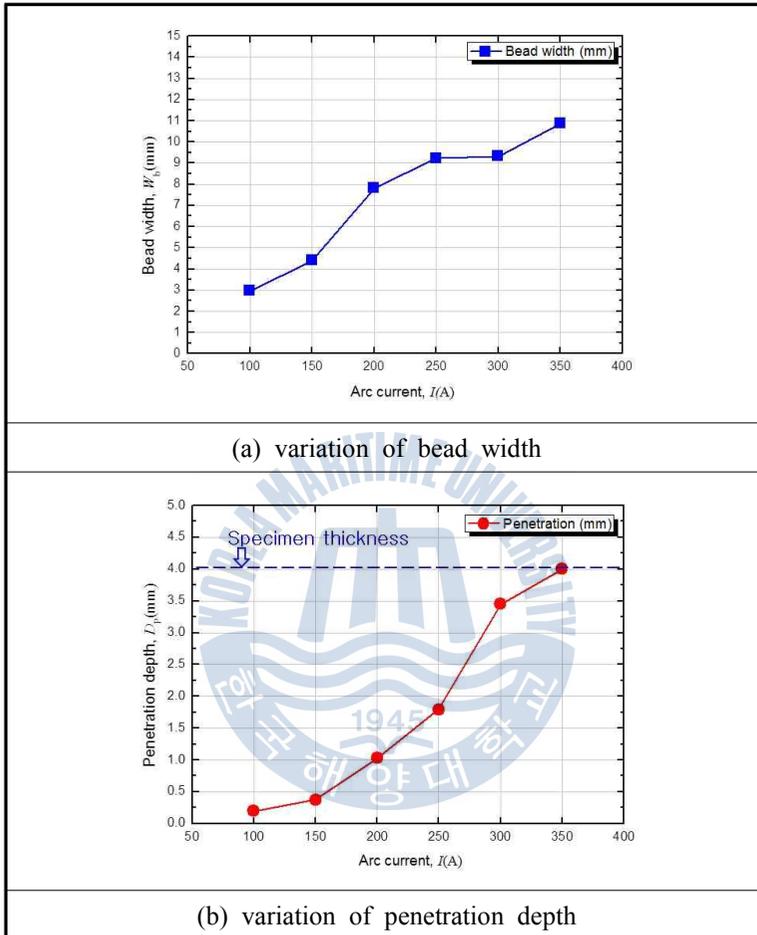


Fig. 4.11 Variation bead width and penetration depth with current in welding of STS316L ($v = 40$ cpm)

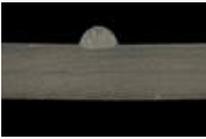
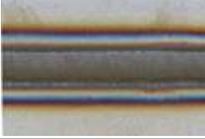
STS316L; $v = 60 \text{ cpm}$, $R_f = 1 \text{ m/min}$, $\alpha = 0^\circ$					
Bead $I \text{ (A)}$	Surface bead	Cross section	Bead $I \text{ (A)}$	Surface bead	Cross section
100A			300A		
150A			350A		
200A			400A		
250A			X	-	-

Fig. 4.12 Bead appearance and cross section of shape with welding current ($v = 60\text{cpm}$)

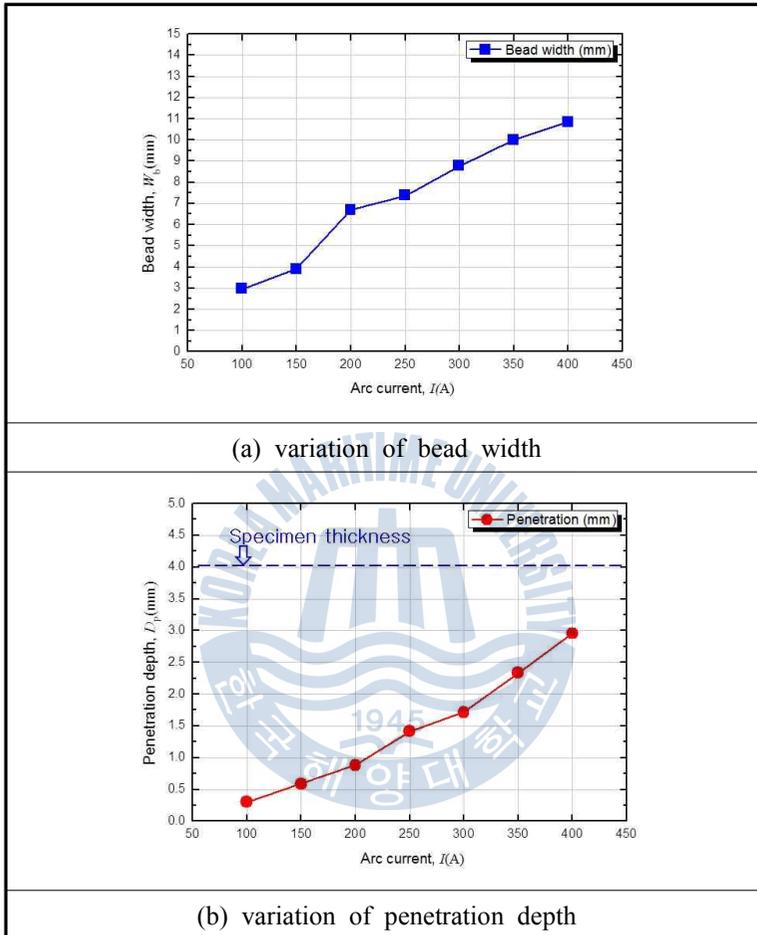


Fig. 4.13 Variation bead width and penetration depth with current in welding of STS316L ($v = 60$ cpm)

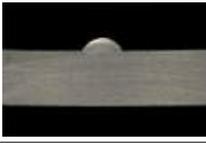
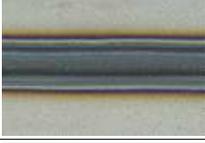
STS316L; $v = 80$ cpm, $R_f = 1$ m/min, $\alpha = 0^\circ$					
Bead I (A)	Surface bead	Cross section	Bead I (A)	Surface bead	Cross section
100A			300A		
150A			350A		
200A			400A		
250A			X	-	-

Fig. 4.14 Bead appearance and cross section of shape with welding current ($v = 80$ cpm)

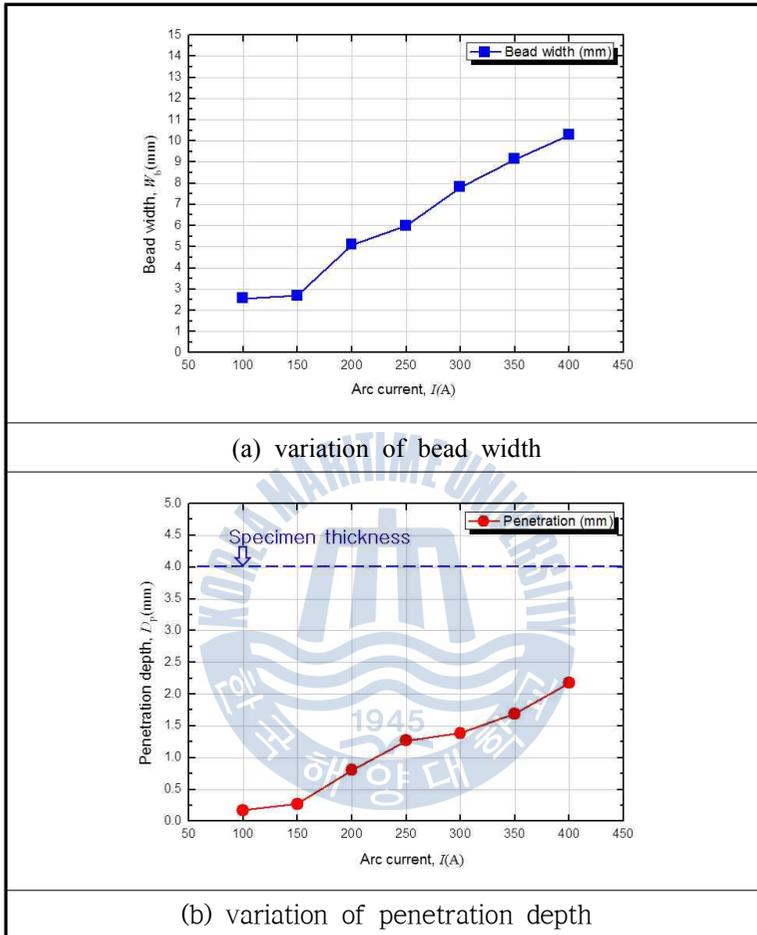


Fig. 4.15 Variation bead width and penetration depth with current in welding of STS316L ($v = 80$ cpm)

4.2.2 용가재 송급속도의 영향

비드용접은 4.2.1항에서의 실험을 통하여 용접속도(v)가 40 cpm과 60 cpm에서 용접전류(I)가 300 A일 때 비드 외관이 건전하고 용입깊이가 안정적으로 형성된다는 것을 확인하였다. 따라서 용접속도와 용접전류를 그 조건으로 고정하고 용가재의 송급속도(R_f)를 0~5 m/min으로 변화시키면서 용가재의 영향에 대하여 검토하였다.

용접속도 $v = 40$ cpm, 용접전류 $I = 300$ A에서 용가재의 송급속도를 변화시킨 결과, Fig. 4.16과 같이 송급속도가 증가할수록 덧살높이가 증가하면서 용입깊이는 감소하는 것을 확인할 수 있다. 하지만 비드폭의 변화는 Fig. 4.17에서 볼 수 있듯이 크지 않는 것을 알 수 있다. 용가재의 송급속도에 따라서 용가재가 용융되는 양이 변화하는데, 즉 용가재의 송급속도가 낮으면 그만큼 모재로의 입열이 증가하여 모재가 용융되는 양이 증가하고, 그에 따라서 용입깊이가 증가한다. 반면 용가재의 송급속도가 증가할수록 아크 열원이 용가재를 녹이는 만큼 모재로의 입열이 감소하여 용입깊이가 감소하고, 또한 많은 양의 용가재가 모재 표면으로 쌓여 덧살높이가 증가한다.

Fig. 4.18과 Fig. 4.19의 용접속도 $v = 60$ cpm에서도 이와 같은 경향을 나타내고 있는 것을 확인할 수 있다. 하지만 용접속도가 증가함에 따라서 용고속도가 상대적으로 증가하여 용접부 근방에 언더컷이 다소 발생하였다. 또한 빠른 속도로 인해 입열량이 감소하여 용입깊이와 덧살높이가 낮은 것을 볼 수 있다.

용가재의 송급속도는 비드용접시 관통되기 어려운 조건에서 그 경향만을 확인할 뿐 최적의 조건을 선정하기에는 어려움이 있다. 맞대기 용접시 갭이 존재하면 그 갭의 간격에 따라서 용가재의 송급속도가 큰 영향을 주기 때문에 송급속도의 변수는 맞대기 용접에서 더욱 자세히 살펴볼 필요가 있다.

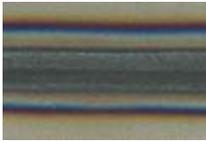
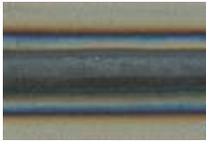
STS316L; $v = 40\text{cpm}$, $I = 300\text{ A}$, $\alpha = 0^\circ$					
Bead R_f	Surface bead	Cross section	Bead R_f	Surface bead	Cross section
0 m/min			3 m/min		
1 m/min			4 m/min		
2 m/min			5 m/min		

Fig. 4.16 Bead appearance and cross-section of shape with filler metal feed rate ($v = 40\text{ cpm}$)

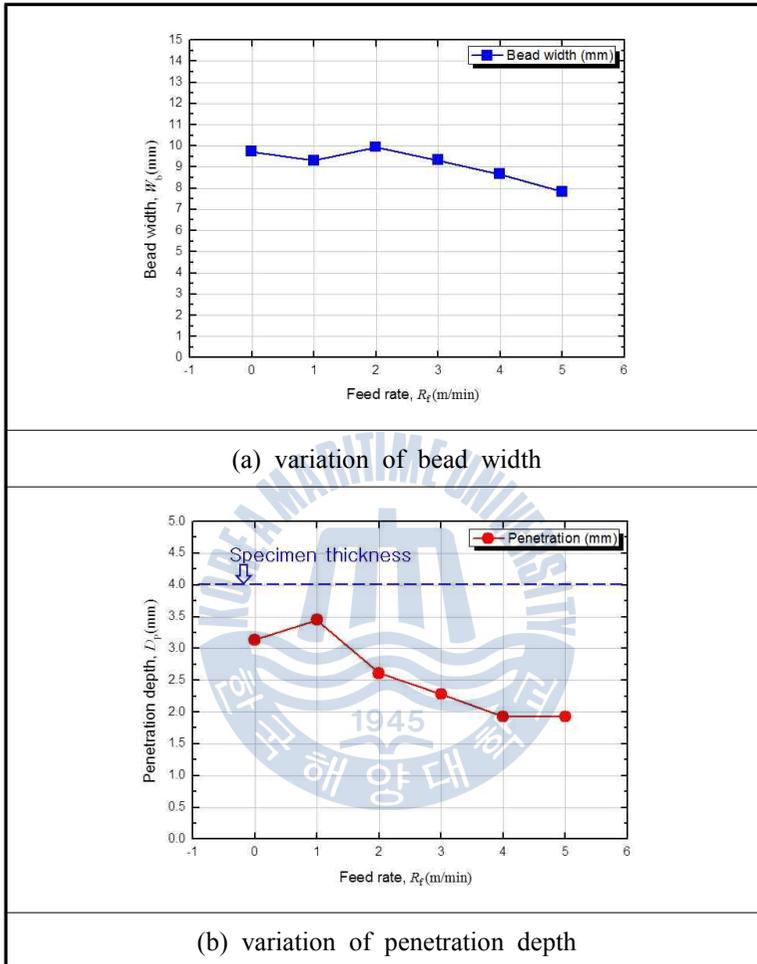


Fig. 4.17 Variation bead width and penetration depth with filler metal feed rate in welding of STS316L ($v = 40$ cpm)

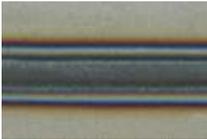
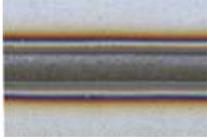
STS316L; $v = 60\text{cpm}$, $I = 300\text{ A}$, $\alpha = 0^\circ$					
Bead R_f	Surface bead	Cross section	Bead R_f	Surface bead	Cross section
0 m/min			3 m/min		
1 m/min			4 m/min		
2 m/min			5 m/min		

Fig. 4.18 Bead appearance and cross-section of shape with filler metal feed rate ($v = 60\text{ cpm}$)

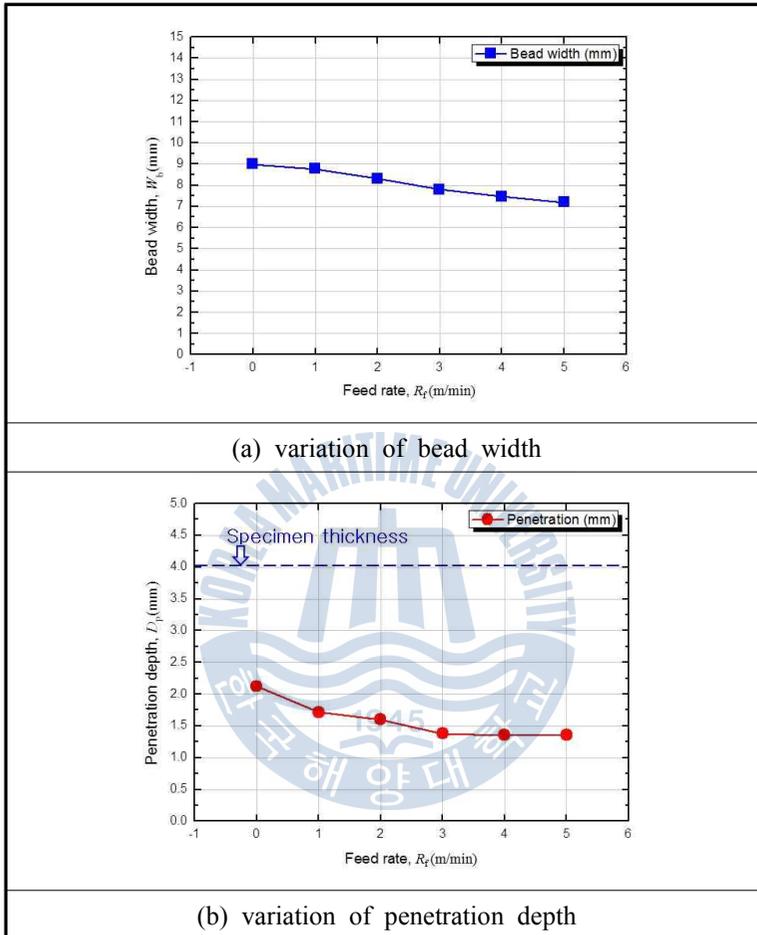


Fig. 4.19 Variation bead width and penetration depth with filler metal feed rate in welding of STS316L ($v = 60$ cpm)

4.3 스테인리스강의 TIG 맞대기 용접 평가

4.3.1 갭(gap) 간격의 영향

4.2절의 비드용접 조건을 기초로 하여 스테인리스강 STS316L의 TIG 맞대기 용접을 실시하였다. 맞대기 용접시에는 맞대기면 사이의 갭의 영향이 가장 큰 변수로 작용하기 때문에 비드용접시 적절한 조건을 선정하여 갭의 간격을 변화시켜서 그 특성을 검토하였다. 또한 용접부 및 열영향부의 경도측정과 미세조직 관찰을 통하여 결함 유무를 평가하고 결함이 없는 용접조건을 도출하고자 하였다. 비드용접 실험을 통해서 도출한 조건인 용접전류 $I = 300$ A, 용가재 송급속도 $R_f = 1$ 또는 2 m/min, 용접속도 $v = 40, 60$ cpm을 고정변수로 하고 맞대기면의 갭(G_B)을 $0.5 \sim 2.5$ mm까지 변화시키면서 용접을 실시하였다.

Fig. 4.20과 Fig. 4.21은 용접전류 $I = 300$ A, 송급속도 $R_f = 1$ m/min, 용접속도 $v = 40$ cpm일 때 갭 간격(G_B)에 따른 용입 형상과 특성을 나타낸 것이다. 갭이 $0.5, 1.0$ mm일 때는 관통용접이 일어나지 않았으며, 1.5 mm에서 관통용접이 일어나서 2.0 mm 이상에서는 비드 처짐이 발생하면서 험핑비드를 형성하였다. 비드폭의 변화는 1.5 mm 까지 큰 변화를 보이지 않지만 비드처짐이 발생한 2.0 mm에서 감소하였다. 용입깊이는 0.5 mm와 1.0 mm 사이에서 크게 증가하여 1.5 mm에서 관통이 이루어졌다. 이 조건에서 가장 적당한 갭의 간격은 1.5 mm 였다.

용접전류와 속도를 고정하고 송급속도를 $R_f = 2$ m/min으로 설정한 후 갭의 변화에 따른 용입 형상과 특성을 Fig. 4.22와 Fig. 4.23에 나타낸다. 앞선 조건과 비교하면 거의 같은 경향을 나타내지만 비드 단면을 확인한 결과 덧살높이가 약간 증가한 것을 볼 수 있었다. 이는 용가재의 송급속도가 증가하여 용가재의 용융량이 증가하였기 때문인 것이다. 하지만 용가재의 용융량이 증가하여도 용입깊이에는 변화가 없었다. 다만 갭(G_B)이 2.0 mm일 때의 비드 처짐이 다소 감소한 것을 확인할 수 있다.

용접속도를 다소 빠른 $v = 60$ cpm으로 설정하고 갭의 영향을 살펴보았다. 그 결과 Fig. 4.24 및 Fig. 25와 같이 빠른 용접속도로 인하여 2.0 mm까지 갭을 채우지 못하였으며, 갭이 2.5 mm일 때는 넓은 갭으로 인해 언더컷이 발생하였다.

맞대기 용접 실험 결과, 용접속도가 40 cpm일 때 송급속도가 1 m/min 혹은 2 m/min에서 1.5 mm의 갭(G_B)이 존재하면 건전한 표면비드와 적절한 용입깊이를 도출할 수 있었다.

STS316L; $v = 40$ cpm, $I = 300$ A, $R_f = 1$ m/min, $\alpha = 0^\circ$		
Bead G_B (mm)	Surface bead	Cross section
0.5 mm		
1.0 mm		
1.5 mm		
2.0 mm		
2.5 mm		-

Fig. 4.20 Bead appearance and cross-section of shape with gap clearance ($v = 40$ cpm, $R_f = 1$ m/min)

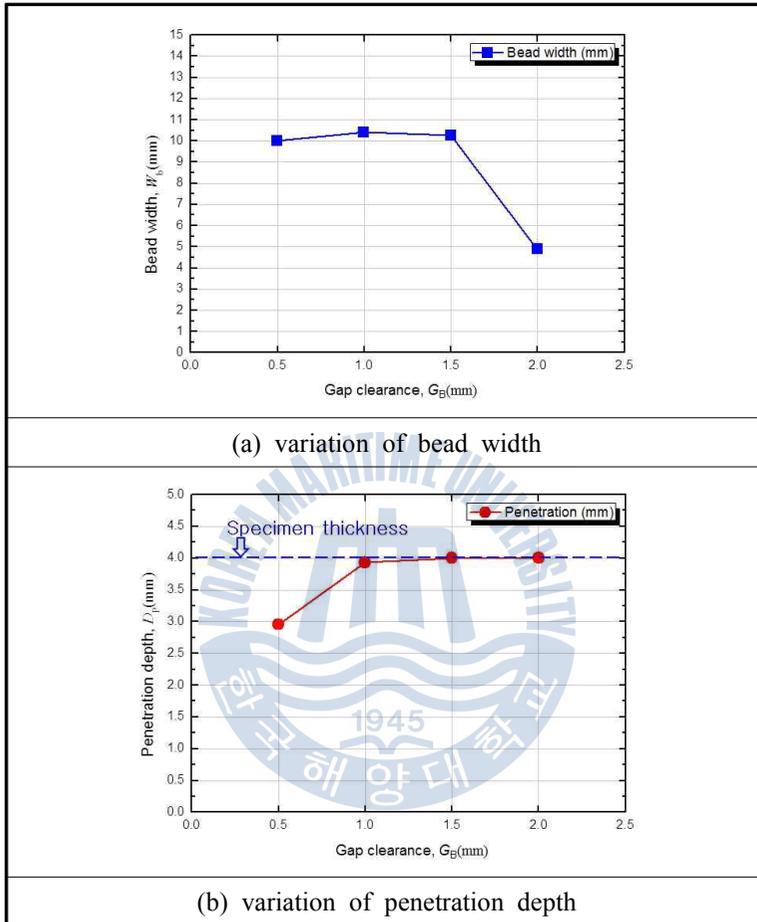


Fig. 4.21 Variation bead width and penetration depth with gap clearance ($v = 40$ cpm, $R_f = 1$ m/min)

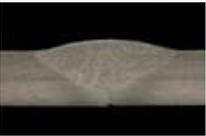
STS316L; $v = 40$ cpm, $I = 300$ A, $R_f = 2$ m/min, $\alpha = 0^\circ$		
Bead G_B (mm)	Surface bead	Cross section
0.5 mm		
1.0 mm		
1.5 mm		
2.0 mm		
2.5 mm		-

Fig. 4.22 Bead appearance and cross-section of shape with gap clearance ($v = 40$ cpm, $R_f = 2$ m/min)

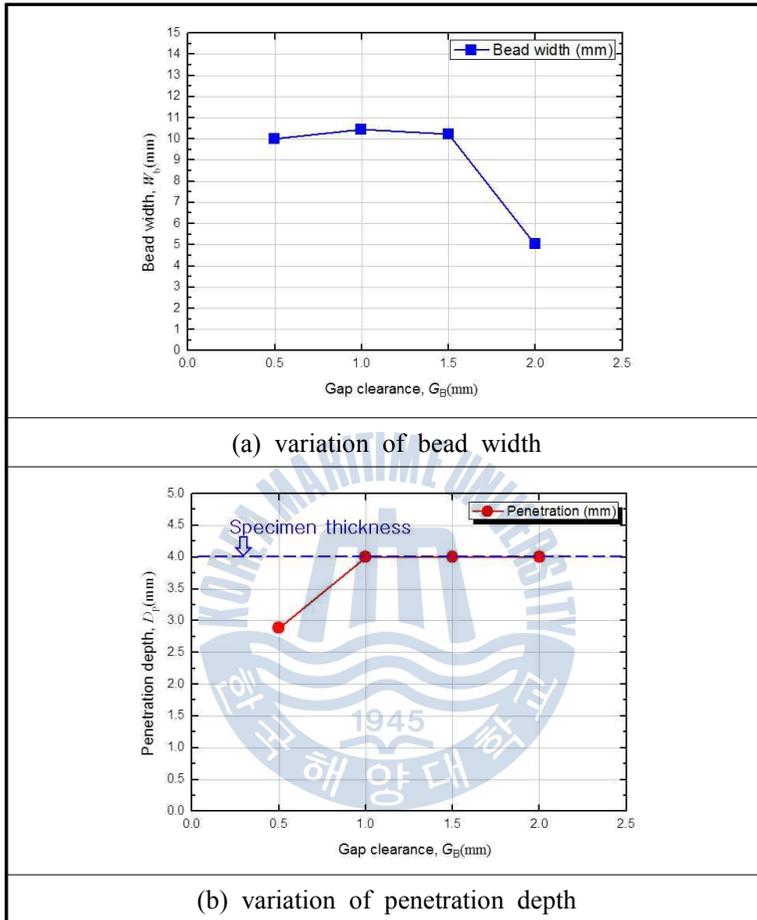


Fig. 4.23 Variation bead width and penetration depth with gap clearance ($v = 40$ cpm, $R_f = 2$ m/min)

STS316L; $v = 60$ cpm, $I = 300$ A, $R_f = 2$ m/min, $\alpha = 0^\circ$		
Appearance G_B (mm)	Surface bead	Cross section
0.5 mm		
1.0 mm		
1.5 mm		
2.0 mm		
2.5 mm		

Fig. 4.24 Bead appearance and cross-section of shape with gap clearance ($v = 60$ cpm, $R_f = 2$ m/min)

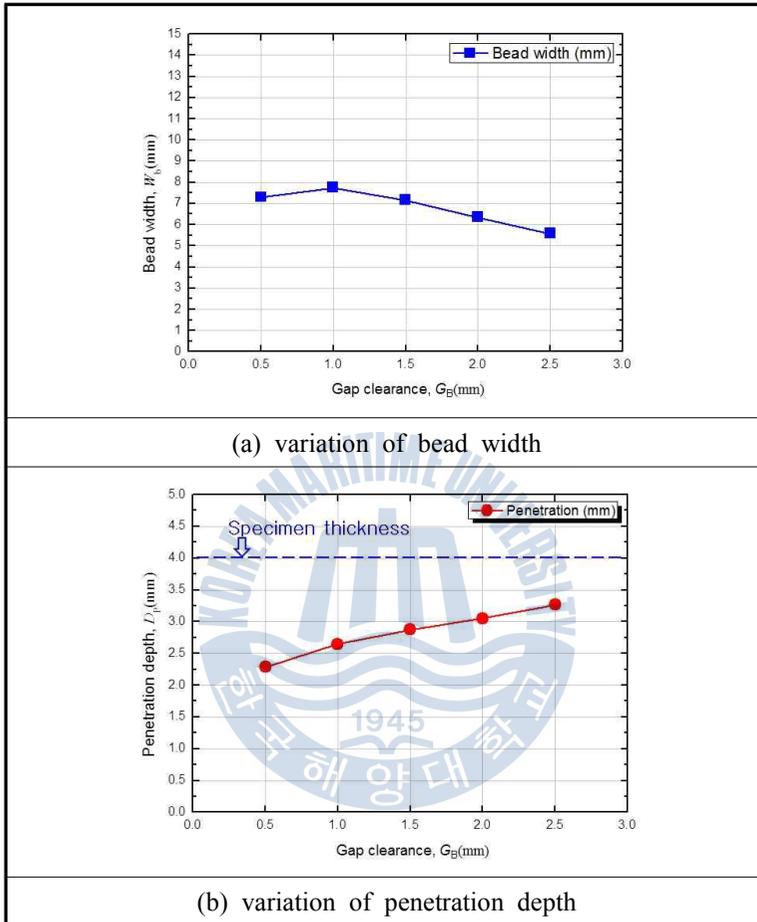


Fig. 4.25 Variation bead width and penetration depth with gap clearance ($v = 60$ cpm, $R_f = 2$ m/min)

4.3.2 용접부의 경도분포

경도는 시험편의 폭방향을 500 μm 간격으로 측정하였다. Fig. 4.26과 Fig. 4.27에 맞대기 용접시의 대표적인 조건에서 측정한 경도분포를 나타낸다. 측정 위치는 시험편의 중앙부인 표면에서 2 mm의 깊이에서 측정하였다. 재료의 모재 경도는 185 ~ 205 Hv(vickers hardness)였다.

용접전류 $I = 300 \text{ A}$, 송급속도 $R_f = 1 \text{ m/min}$, $v =$ 용접속도 40 cpm, 갭 $G_B = 1.5 \text{ mm}$ 의 조건에서 얻어진 Fig. 4.26의 경도분포를 살펴보면 용접부의 경도는 약 180 ~ 220 Hv 정도였다. 열영향부의 경도 역시 용접부와 크게 다르지 않았다. 모재와 열영향부, 용접부 모두 거의 같은 경도값을 나타내고 있는데, 본 연구에 사용된 재료가 저탄소 스테인리스강이기 때문에 탄소 C에 의한 경도의 변화는 극히 적다고 판단된다. 또한 아크 용접에 의해 용접부 역시 응고 속도가 빠르지 않기 때문에 결정 미세화에 의한 경도 상승도 나타나지 않았다.

이러한 경향은 송급속도가 $R_f = 2 \text{ m/min}$ 으로 증가한 Fig. 4.27에서도 유사하게 나타난다. 모재와 열영향부 그리고 용접부의 경도값이 큰 차이 없이 나타나고 있다. 다만 경도값이 180 ~ 220 Hv 사이를 불균일하게 분포하고 있는 이유는 오스테나이트계 스테인리스강 내의 결정사이에 존재하는 페라이트 조직에 의해 다소 차이가 발생하는 것으로 생각된다.

경도분포를 통하여 용접부와 열영향부의 경도는 모재와 크게 다르지 않다는 것을 확인하였으며, 이는 용접 입열에 의해서도 기계적 특성에 큰 변화 없이 용접이 이루어졌다는 것을 의미한다.

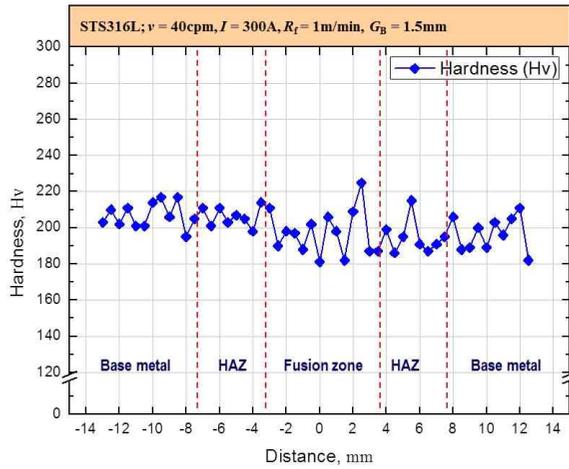


Fig. 4.26 Hardness distribution ($R_f = 1\text{ m/min}$, $G_B = 1.5\text{ mm}$)

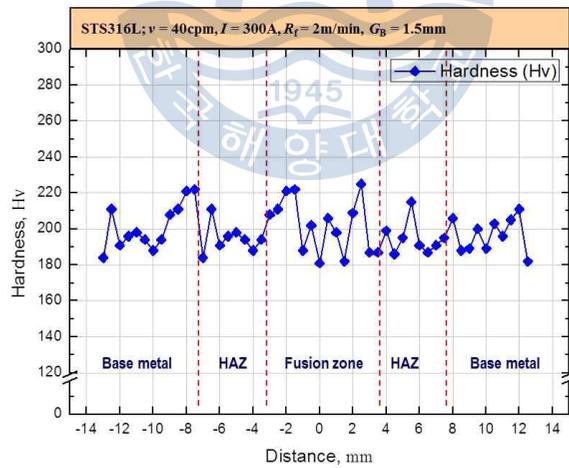


Fig. 4.27 Hardness distribution ($R_f = 2\text{ m/min}$, $G_B = 1.5\text{ mm}$)

4.3.3 용접부의 미세조직

일반적으로 스테인리스강은 통상 12% 이상의 Cr과 Cr-Ni을 포함하는 고합금 강으로써 대기 중에서 뿐만 아니라 각종 환경에서 내식성과 내열성이 우수하고, 가공성 및 기계적 특성도 양호한 특수강이다. 하지만 스테인리스강의 용접시 용접부 주위에 입계예민화로 인하여 결함이 발생할 우려가 있으며, 용접부에 존재하는 δ -페라이트의 양도 용접특성에 큰 영향을 미친다. 따라서 용접부 및 열영향부의 미세조직 관찰을 통하여 결함 유무를 평가하고 결함이 없는 용접조건을 도출하여야 한다.

여기에서는 맞대기 용접시 적정 조건에서의 용접부 미세조직을 관찰하여 그 확대사진을 Fig. 4.28에 나타낸다. 전체적인 미세조직을 살펴보면 어떠한 균열이나 기공이 없는 매우 건전한 단면사진을 나타내고 있다. 특히 균열이 발생하기 쉬운 (a)의 경계부를 살펴보면, acicular 페라이트가 형성되었으며, 용융부 중앙인 (b)영역에서는 vermicular 페라이트가 형성되어 있다. 이것은 TIG 아크의 용접속도가 느리기 때문에 입열량이 크게 증가하여 응고 초기에 δ -페라이트의 형성이 촉진되면서 먼저 응고된 용융경계부 주변에 페라이트가 안정화 원소의 비중이 높아졌기 때문이라고 생각된다.

조직사진 관찰 결과, 용접부 및 용융 경계부 그리고 열영향부에는 어떠한 결함이 발견되지 않았으며, 전형적인 FA 응고모드의 미세조직을 나타내었다.

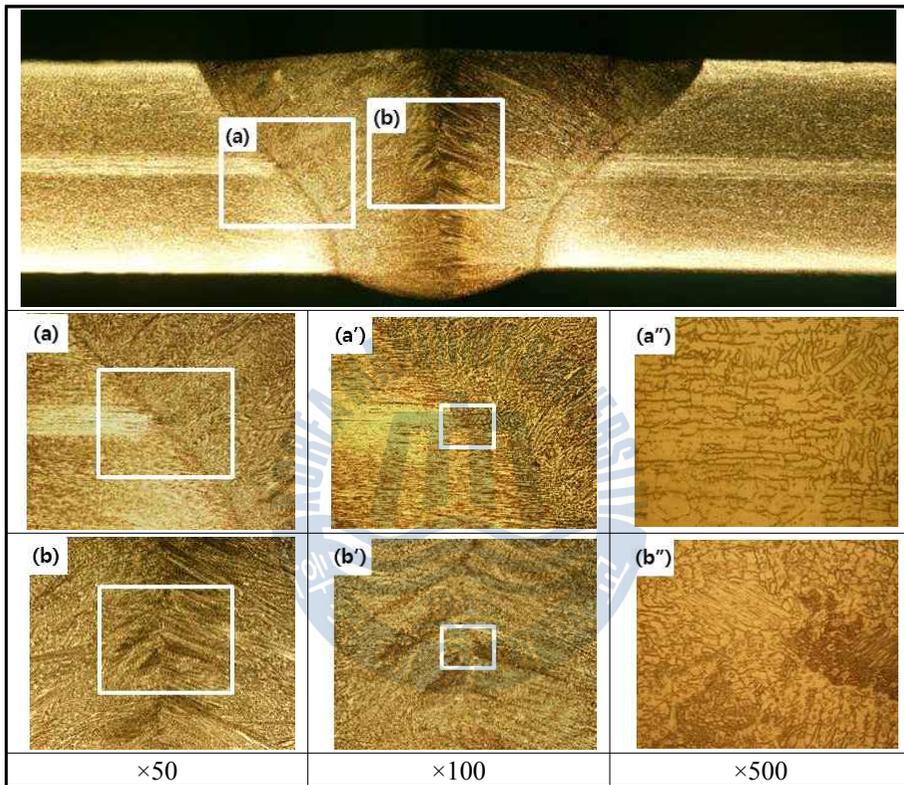


Fig. 4.28 Microstructure photo of weld zone and HAZ in butt welding

4.4 스테인리스강의 TIG 배관 용접 분석

4.2절 및 4.3절의 비드용접과 맞대기 용접 실험을 기준으로 하여 스테인리스강의 배관용접을 실시하였다. 배관용접시 주의해야 할 점은 역시 시작부분과 종료 부분의 중첩부의 제어이며, 이 부분을 제어하지 못하면 용접 이음이 제대로 형성되지 않거나 결함이 발생하게 된다. 배관용접에서는 앞선 실험들을 토대로 생산성과 효율을 높이기 위해 원패스 관통용접을 목표로 실험을 진행하였다. 갭과 개선각을 없애고 배관을 맞대어 용접을 실시함에 있어서 용접전류와 용가재 공급속도에 대한 영향을 평가하고, 토치 위치 및 각도에 변화를 주어 최적의 용접조건을 도출하고자 하였다.

4.4.1 용접전류의 영향

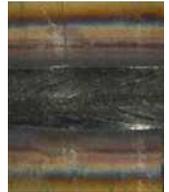
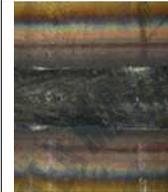
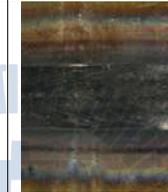
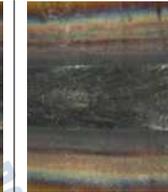
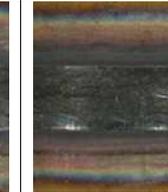
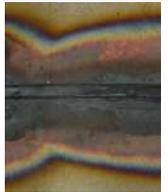
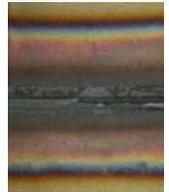
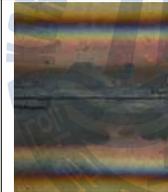
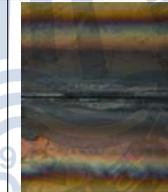
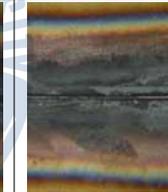
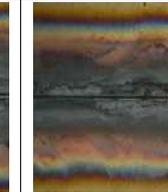
배관용접에서는 생산성 및 효율을 높이기 위하여 갭과 개선각을 없애고 용가재를 공급하면서 원패스 용접을 구현하고자 우선적으로 용접전류의 영향을 살펴보았다. 용접속도(v)를 36 cpm으로 고정하고 송급속도(R_f)를 1 m/min으로 설정한 다음 용접전류(I)를 200 ~ 240 A까지 10 A 단위로 변화하였다.

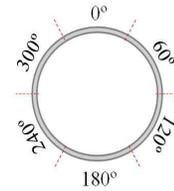
Fig. 4.29 ~ Fig. 4.33은 Fig. 3.3에서 언급한 바와 같이 배관을 총 6부분으로 나누어 용접이 시작되는 지점을 기준으로 60° 간격으로 시험편을 채취하여 각 부분의 용입특성을 나타낸 것이다. Fig. 4.29와 Fig. 4.30은 용접전류 200 A와 210 A일 때의 비드 외관과 단면 형상을 나타낸 것이다. 이 조건에서는 용접 전류가 낮아 충분한 용입이 발생하지 않아서 관통용접이 이루어지지 않았다. 용접전류가 220 A 이상인 Fig. 4.31과 Fig. 4.32 그리고 Fig. 4.33에서는 용접전류의 증가로 인하여 충분한 입열이 모재를 녹여 관통용접이 이루어지는 듯 보이지만 이면비드를 자세히 살펴보면 몇몇 구간에서 이면비드가 발생하지 않았다. 이는 맞댐면의 갭이 없고 개선각이 존재하지 않기 때문에 용접전류를 높이더라도 관통용접이 되지 않았으며, 250 A 이상의 전류에서는 큰 입열로 인하여 용융부가 처지면서 험핑비드가 발생하였다. 따라서 용접전류를 고정하고 용가재의 공급속도를 0.5 m/min으로 변화시켜보니 관통용접이 이루어졌다. 앞선 비드용접 실험

험에서 확인한 바와 같이 송급속도가 감소하면 용가재의 용융량이 감소하여 모재로의 입열이 증가하게 된다. 따라서 송급속도가 1.0 m/min에서 0.5 m/min으로 감소하면서 관통되지 않았던 용접전류에서 관통용접이 이루어졌다.

본 실험을 통하여 배관용접시 용접전류는 220 ~ 240 A임을 확인하였으며, 송급속도는 0.5 ~ 1.0 m/min임을 짐작할 수 있었다. 다만 Fig. 4.33의 300° 위치를 보면 비드가 상당히 쳐져있는 것을 볼 수 있다. 이 부분은 TIG 용접의 종료 지점으로, 종료시의 용접전류 및 아크 지속시간 등을 제어하여 종료 부분의 비드 및 용입을 제어할 필요가 있다.



STS304L; $I = 200$ A, $v = 36$ cpm, $R_f = 1$ m/min, $\alpha = 0^\circ$						
Position	0°	60°	120°	180°	240°	300°
Weld bead						
Front bead						
Back bead						
Cross section						



Analysis position of pipe
(in Fig. 3.3)

Fig. 4.29 Bead appearance and cross-section of shape with welding current in pipe welding ($I = 200$ A)

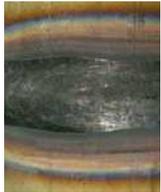
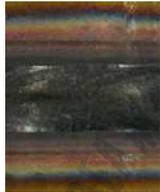
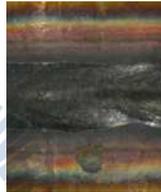
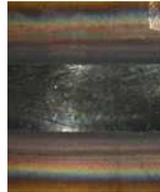
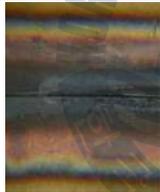
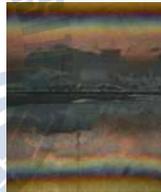
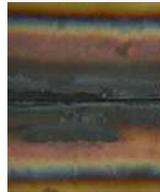
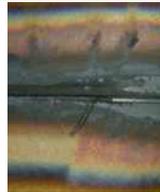
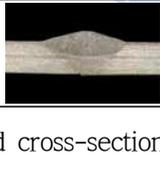
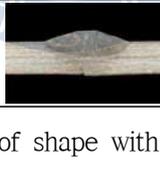
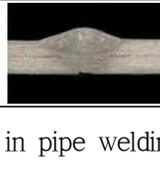
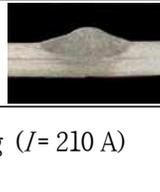
STS304L; $I = 210$ A, $v = 36$ cpm, $R_f = 1$ m/min, $\alpha = 0^\circ$						
Position	0°	60°	120°	180°	240°	300°
Weld bead						
Front bead						
Back bead						
Cross section						

Fig. 4.30 Bead appearance and cross-section of shape with welding current in pipe welding ($I = 210$ A)

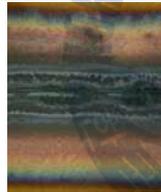
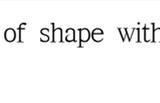
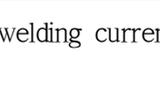
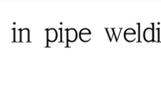
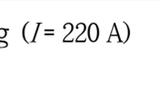
STS304L; $I = 220$ A, $v = 36$ cpm, $R_f = 1$ m/min, $\alpha = 0^\circ$						
Position	0°	60°	120°	180°	240°	300°
Weld bead						
Front bead						
Back bead						
Cross section						

Fig. 4.31 Bead appearance and cross-section of shape with welding current in pipe welding ($I = 220$ A)

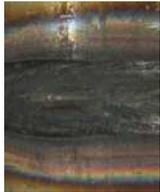
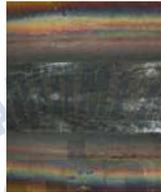
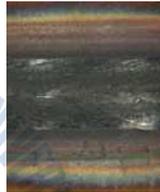
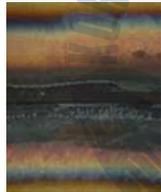
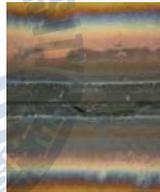
STS304L; $I = 230 \text{ A}$, $v = 36 \text{ cpm}$, $R_f = 1 \text{ m/min}$, $\alpha = 0^\circ$						
Position	0°	60°	120°	180°	240°	300°
Weld bead						
Front bead						
Back bead						
Cross section						

Fig. 4.32 Bead appearance and cross-section of shape with welding current in pipe welding ($I = 230 \text{ A}$)

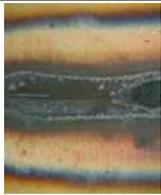
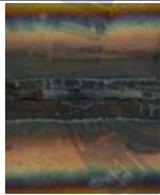
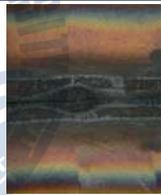
STS304L; $I = 240$ A, $v = 36$ cpm, $R_f = 1$ m/min, $\alpha = 0^\circ$						
Position	0°	60°	120°	180°	240°	300°
Weld bead						
Front bead						
Back bead						
Cross section						

Fig. 4.33 Bead appearance and cross-section of shape with welding current in pipe welding ($I = 240$ A)

4.4.2 용접 토치의 위치 및 각도의 영향

TIG 용접에서 용접 토치의 위치(P) 및 각도(α)는 중요 변수 중 하나이다. 특히 배관 용접시 용접 토치가 고정되어 있는 상태에서 용접이 진행된다면 어느 부분에서 용융이 일어나는지는 비드의 형성에 매우 중요한 역할을 한다. 따라서 본 연구에서는 용접 토치의 위치 및 각도를 Fig. 4.34와 같이 변화시키면서 용접을 진행하였다. Fig. 4.34(a)는 용접 토치의 위치를 변화시킨 것으로, 지표면의 수직방향을 12시로 설정하고 시계방향으로 위치를 정하였다. Fig. 4.34(b)는 지표면의 수직방향으로 전진각(forehand, F.H) 10° 와 후진각(backhand, B.H) 10° 로 용접토치 각도를 변화시켜 용접을 진행하였다. 용접 토치의 각도에 따라서 토치의 끝단이 용접의 진행방향으로 향한 상태를 전진각, 반대로 토치의 끝단이 용접 진행방향의 반대를 향한 상태를 후진각이라고 구분할 수 있다.

용접의 위치를 11시 방향으로 한 Fig. 4.35의 비드 형상을 살펴보면 전체적으로 험핑비드가 발생하여 용접이 이루어지지 않았다. 반면 Fig. 4.36의 1시 위치에서는 단면 형상이 평평한 용접부를 형성하면서 용접이 수행되었다. 이와 같이 11시 위치와 1시 위치의 용접이 상이한 이유는, 11시의 위치에서 용접을 진행하면 아크 열원에 의해 용융된 용융부가 응고되기 전에 9시 방향으로 이동하여 중력에 의해 아래쪽으로 쏠리기 때문이다. 이는 응고까지의 충분한 시간이 주어지지 않아서 용액이 처지고, 그로 인해 험핑비드가 형성된 것이다. 하지만 1시의 위치에서는 용액이 응고되기 전에 12시 쪽으로 이동하여 중력의 영향을 덜 받게 되어 용접이 이루어졌다. 하지만 용가재가 공급되는 방향이 아래쪽에서 위쪽으로 향하기 때문에 용융된 용가재는 모재로 용착되지 않고 아래쪽으로 떨어져서 덧살의 높이가 거의 없는 용접부를 형성하였다.

Fig. 4.37은 용접 토치를 2시에 위치한 것으로, 1시 방향과 마찬가지로 험핑비드는 형성되지 않았지만 관통이 되지 않았으며, 역시 용가재가 용착되지 않아서 평평하고 관통되지 않는 용접부를 형성하고 있다. 용접 토치의 위치에 변화를 주어 용접을 실시한 결과, 위치를 변경하게 되면 험핑비드가 발생하거나 용가재가 용착되지 않아서 건전한 용접부를 형성하기에 어려움이 발생하였다. 따라서 용접 토치의 위치는 12시로 고정하고 용접 토치의 각도를 전진각과 후진각으로 나누어 용접을 진행하였다.

Fig. 4.38과 Fig. 4.39는 전진각 10° 와 후진각 10° 일 때의 비드 외관을 각각 나타낸 것이다. 비드를 살펴보면 두 조건 모두 험핑비드가 발생하면서 매우 조악한 비드 표면을 나타내고 있다. 전진각 10° 인 경우에는 용접 토치의 위치가 1시일 경우와 마찬가지로 용가재의 공급이 원활하지 못하여 높은 입열로 인해 부분적으로 관통이 일어나 비드가 처지는 험핑비드가 발생하였다. 하지만 후진각 10° 일 경우에는 용가재가 모재로 용착됨에도 불구하고 험핑비드가 형성되었다. 이는 후진각을 부여함으로써 용입깊이가 증가한다는 것을 단편적으로 확인할 수 있었으며, 이로 인해 전진각에서 용접 전류를 조절하면 용입 깊이를 제어할 수 있을 것으로 판단되어 전진각인 상태에서 용접 전류의 변화에 따른 용접을 실시하였다.

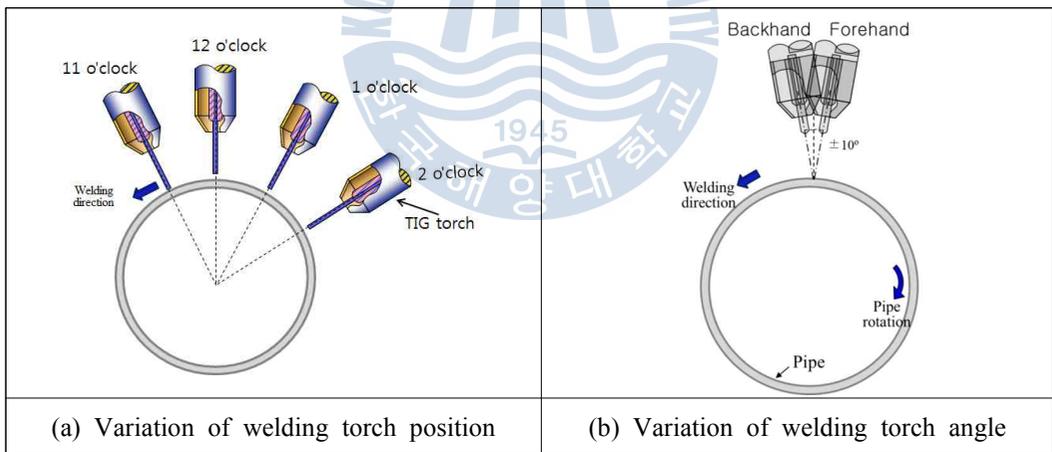


Fig. 4.34 Variation of welding torch position and angle in pipe welding

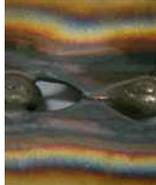
STS304L; $I = 220$ A, $v = 36$ cpm, $R_f = 0.5$ m/min, $P_t = 11$ o'clock				
Position				
Weld bead	0°	180°	0°	180°
Front bead				
Back bead				

Fig. 4.35 Bead appearance with position of welding rod in pipe welding ($P_t = 11$ o'clock)

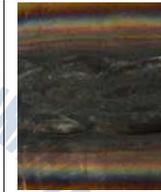
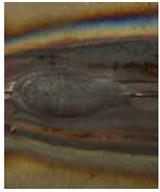
STS304L; $I = 220$ A, $v = 36$ cpm, $R_f = 0.5$ m/min, $P_t = 1$ o'clock						
Position	0°	60°	120°	180°	240°	300°
Weld bead						
Front bead						
Back bead						
Cross section						

Fig. 4.36 Bead appearance with position of welding rod in pipe welding ($P_t = 1$ o'clock)

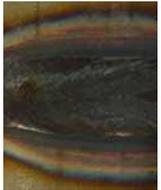
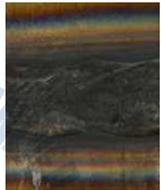
STS304L; $I = 220 \text{ A}$, $v = 36 \text{ cpm}$, $R_f = 0.5 \text{ m/min}$, $P_t = 2 \text{ o'clock}$						
Position	0°	60°	120°	180°	240°	300°
Weld bead						
Front bead						
Back bead						

Fig. 4.37 Bead appearance with position of welding rod in pipe welding ($P_t = 2 \text{ o'clock}$)

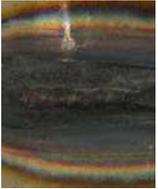
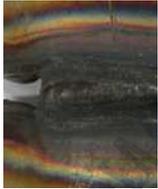
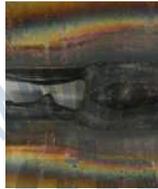
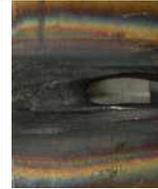
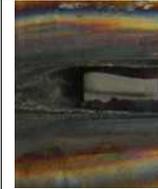
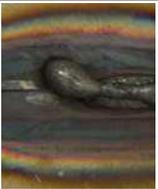
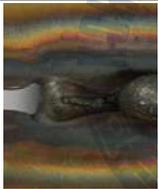
STS304L; $I = 220$ A, $v = 36$ cpm, $R_f = 0.5$ m/min, $\alpha = \text{F.H } 10^\circ$						
Position	0°	60°	120°	180°	240°	300°
Weld bead						
Front bead						
Back bead						

Fig. 4.38 Bead appearance with angle of welding rod in pipe welding ($\alpha = \text{F.H } 10^\circ$)

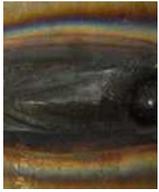
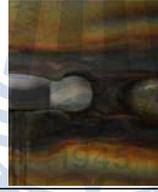
STS304L; $I = 220 \text{ A}$, $v = 36 \text{ cpm}$, $R_f = 0.5 \text{ m/min}$, $\alpha = \text{B.H } 10^\circ$						
position weld bead	0°	60°	120°	180°	240°	300°
Front bead						
Back bead						

Fig. 4.39 Bead appearance with angle of welding rod in pipe welding ($\alpha = \text{B.H } 10^\circ$)

용접 토치 각도를 전진각 10° 로 고정하고 용접전류를 180 ~ 210 A까지 변화시키면서 용접한 결과를 Fig. 4.40 ~ Fig. 4.44에 나타낸다. Fig. 4.40의 용접전류 180 A의 경우와 Fig. 4.41의 200 A에서는 관통용접이 되지 않았다. 하지만 비드 표면은 양호한 상태를 보이고 있다. Fig. 4.42의 용접 전류 205 A에서는 관통 용접이 이루어졌지만 몇몇 조건에서 언더컷이 발생하였다. 비드 단면을 자세히 살펴보면 전체적으로 용융부가 한쪽으로 쏠리면서 언더컷이 발생하였는데, 이는 배관 용접 장치의 접지 부분이 용접부와 너무 멀리 떨어져 있기 때문으로 사료되며, 이를 개선하기 위하여 Fig. 4.43과 같이 용가재의 송급속도를 약간 상승시켜 용접을 진행하였다. 그 결과 다소 개선이 되었지만 일부 언더컷이 발생하였다. 이를 개선하기 위해서는 용접 토치를 배관 뒤쪽으로 기울여 용접을 진행할 필요가 있다. 용접전류가 210 A일 경우에는 Fig. 4.44와 같이 험핑비드가 발생하였다.

이와 같이 배관 용접은 약간의 용접전류 차이에도 그 용접 특성에 큰 차이를 나타내었다. 따라서 배관 용접시 용접전류와 용접속도 그리고 용가재의 송급속도와 같은 주요 매개변수 외에 용접 토치 각도나 위치, 혹은 용가재 송급 위치 등과 같은 변수들도 반드시 검토하여야 한다.

STS304L; $I = 180$ A, $v = 36$ cpm, $R_f = 0.5$ m/min, $\alpha = \text{F.H } 10^\circ$						
position weld bead	0°	60°	120°	180°	240°	300°
Front bead						
Back bead						

Fig. 4.40 Bead appearance with welding current in pipe welding ($\alpha = \text{F.H } 10^\circ$, $I = 180$ A)

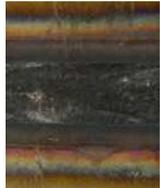
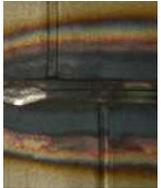
STS304L; $I = 200$ A, $v = 36$ cpm, $R_f = 0.5$ m/min, $\alpha = \text{F.H } 10^\circ$						
position weld bead	0°	60°	120°	180°	240°	300°
Front bead						
Back bead						

Fig. 4.41 Bead appearance with welding current in pipe welding ($\alpha = \text{F.H } 10^\circ$, $I = 200$ A)

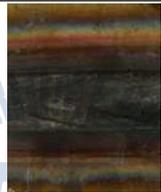
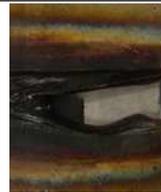
STS304L; $I = 205$ A, $v = 36$ cpm, $R_f = 0.5$ m/min, $\alpha = \text{F.H } 10^\circ$						
position weld bead	0°	60°	120°	180°	240°	300°
Front bead						
Back bead						
Cross section						

Fig. 4.42 Bead appearance with welding current in pipe welding ($\alpha = \text{F.H } 10^\circ$, $I = 205$ A, $R_f = 0.5$ m/min)

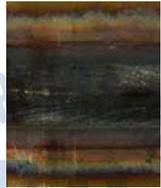
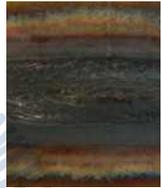
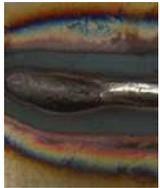
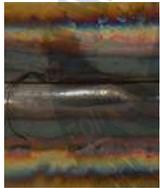
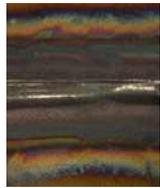
STS304L; $I = 205 \text{ A}$, $v = 36 \text{ cpm}$, $R_f = 0.8 \text{ m/min}$, $\alpha = \text{F.H } 10^\circ$						
position weld bead	0°	60°	120°	180°	240°	300°
Front bead						
Back bead						
Cross section						

Fig. 4.43 Bead appearance with welding current in pipe welding ($\alpha = \text{F.H } 10^\circ$, $I = 205 \text{ A}$, $R_f = 0.8 \text{ m/min}$)

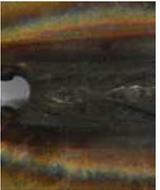
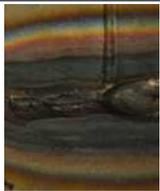
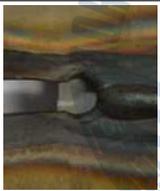
STS304L; $I = 210$ A, $v = 36$ cpm, $R_f = 0.5$ m/min, $\alpha = \text{F.H } 10^\circ$						
position weld bead	0°	60°	120°	180°	240°	300°
Front bead						
Back bead						

Fig. 4.44 Bead appearance with welding current in pipe welding ($\alpha = \text{F.H } 10^\circ$, $I = 210$ A)

4.4.3 슬로프 제어를 통한 용접조건의 최적화

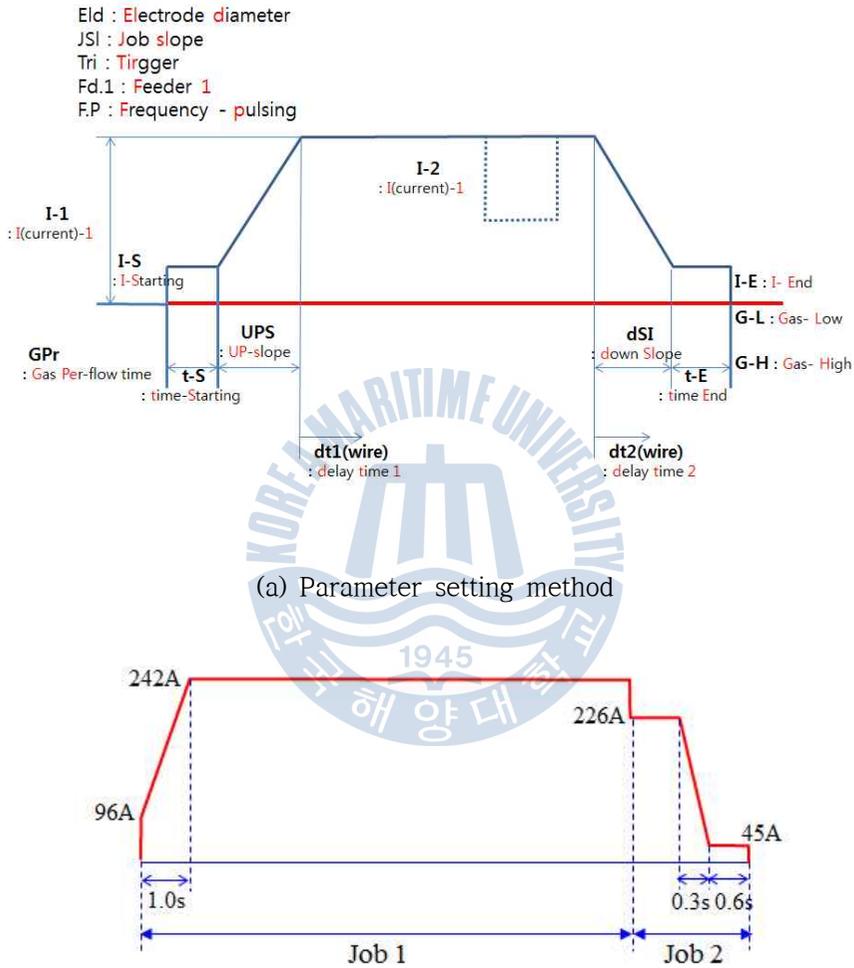
지금까지의 배관 용접 실험을 통하여 용접전류와 용접속도, 용가재의 송급속도 외에도 용접 토치의 위치 및 각도 등에 대한 영향을 살펴보았다. 그 결과 건전한 용접부를 얻기 위해서는 매우 제한적인 용접 조건을 나타낸다는 것을 확인할 수 있었다. Fig. 4.45에 TIG 용접시 장비의 매개변수 선정에 있어서 그 설정 방법에 대하여 나타내었다. 본 연구에서 사용한 용접기는 용접 시작부분의 전류와 종료 부분의 전류를 Fig. 4.45(a)와 같이 슬로프 제어할 수 있는 특징을 가지고 있다. 앞서 언급한 매개변수와 더불어 그림의 변수들은 매우 중요한 역할을 하기 때문에 신중히 선정할 필요가 있다. 따라서 실제 용접시 중첩부의 용입을 제어하기 위하여 Fig. 4.45(b)와 같이 용접 시작부분과 종료직전까지의 조건을 job 1, 그리고 종료 및 중첩부분의 조건 job 2로써 두 조건으로 나누어 설정하였다. job 1과 job 2의 세부 조건들은 Table 4.2에 각각 나타내었다. 실제 최적의 용접조건은 job 1구간의 시작시 안정적인 비드를 얻기 위하여 주 전류의 40%인 낮은 전류에서 시작하여 주전류인 242 A까지 1초에 걸쳐 전류를 상승시켜 종료 직전까지 용접을 진행한다. 용접 종료 직전에 중첩부의 용입을 제어하기 위하여 job 2로 변경하게 되어 전류가 226 A까지 하강하여 중첩부를 용접한 후 용접 종료시에 건전한 비드를 위하여 45 A로 0.3초간 하강하고 0.6초 지속 후 용접이 종료된다.

Fig. 4.46은 최적 조건에서의 용접 상황을 나타낸다. 용접 토치의 위치와 각도에 따른 실험 결과를 토대로 용접 토치를 전진각 10° 를 유지하고 뒤쪽으로 토치 기울기 $\xi = 5^\circ$, 장비 기울기 $\xi_b = 20^\circ$ 를 준 후 용접을 진행하였다. 뒤쪽으로 5° 를 기울인 이유는 비드 쓸림을 개선하기 위해서이며, 장비를 기울인 이유 역시 비드 쓸림의 영향과 함께 중력의 영향을 최소화하기 위함이다.

이상의 최적 조건에서 용접한 배관 시험편의 모습을 Fig. 4.47에 나타내며, 시험편의 비드 표면과 단면 형상을 Fig. 4.48에서 볼 수 있다. 배관 시험편의 전체 모습을 보면 건전한 용접부를 확인할 수 있으며, 비드 표면 사진을 통하여 자세히 살펴볼 수 있다. 어떠한 험핑 비드 및 언더컷과 같은 결함을 찾아볼 수 없으며, 적당한 덧살높이와 이면비드를 확인할 수 있다. 시작과 종료 부분의 중첩부 역시 모두 이면비드가 형성되었으며, 백퍼징을 통해 산화가 일어나지 않는 비드를 얻을 수 있었다. 백퍼징은 배관 양쪽을 막고 한쪽으로 아르곤 가스를 흘려보내면서 실시하였다.

이와 같이 최적의 용접 조건에서 실시한 배관 용접부는 전면과 이면 모두 건

전한 비드를 형성하였으며, 덧살 높이도 적당하였음을 확인하였다. 하지만 중첩부 및 용접부에 결함이 발생할 수 있기 때문에 미세조직 분석을 통해 결함을 확인할 필요가 있다.



(b) Parameter setting in this experimental

Fig. 4.45 Parameter setting method of TIG welding equipment

Table 4.2 Optimal welding parameter setting in pipe welding

(a) job 1 : start and middle part

I-S	UPS	I1	I2	dSL	I-E
40%	1.0s	242A	50%	0.3s	30%
JSL	GPr	CL	CH	tAC	FP
off	0.1s	5.0s	auto	off	off
tr1	SPT	t5	tE	Fd1	Fd2
2t	off	off	0.4s	0.8m/min	0%
dt1	dt2	Fdb	Ic		
0.3s	0.4s	5mm	0%		

(b) job 2 : overlap part of end

I-S	UPS	I1	I2	dSL	I-E
100%	off	226A	50%	0.3s	20%
JSL	GPr	CL	CH	tAC	FP
off	0.2s	10.0s	auto	off	off
tr1	SPT	t5	tE	Fd1	Fd2
2t	off	off	0.6s	0.8m/min	0%
dt1	dt2	Fdb	Ic		
off	0.4s	5mm	0%		

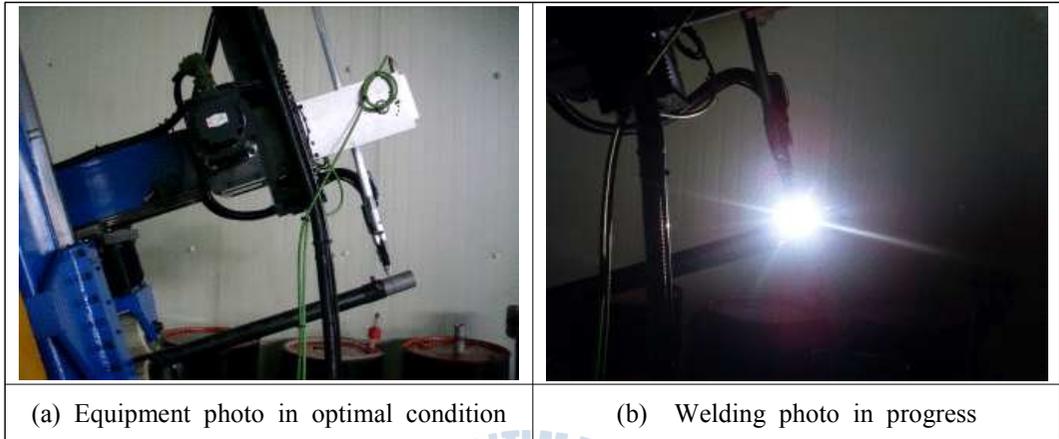


Fig. 4.46 Welding pictures in TIG Welding optimal conditions

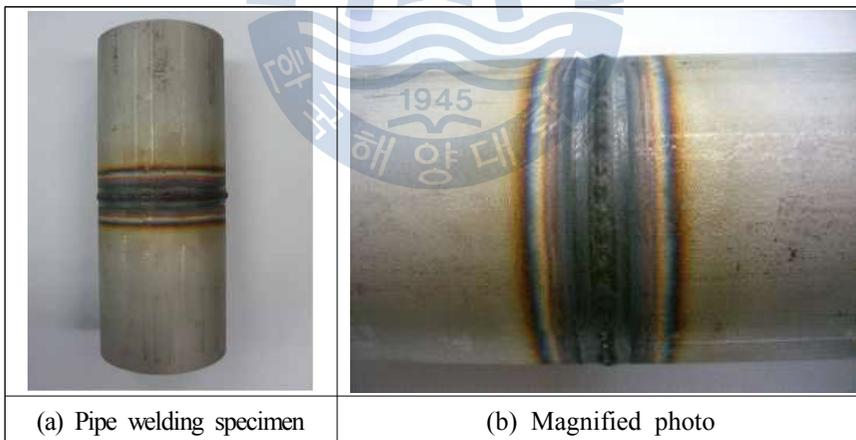


Fig. 4.47 Pipe welding specimens of welding optimal conditions

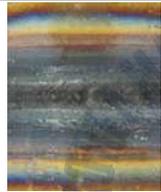
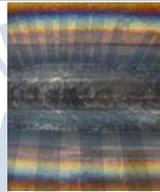
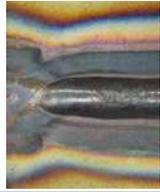
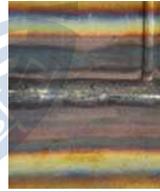
STS304L; $I = 220 \sim 240$ A, $v = 36$ cpm, $R_f = 0.8$ m/min, $\alpha = \text{F.H } 10^\circ$, $S_t = 5^\circ$, $S_c = 20^\circ$						
position weld bead	0°	60°	120°	180°	240°	300°
Front bead						
Back bead						
Cross section						

Fig. 4.48 Bead appearance and cross section of optimal condition in pipe welding

4.4.4 배관 용접부의 경도 분포 및 미세조직

지금까지의 최적의 용접 조건에서 실시한 배관 용접부는 전면과 이면 모두 건전한 비드를 형성하였으며, 그 높이도 적당하였음을 확인하였다. 하지만 중첩부 및 용접부에 결함이 발생할 수 있기 때문에 경도측정 및 미세조직 분석을 통해 결함을 확인할 필요가 있다. 따라서 본 연구에서는 중첩부와 배관 용접 중앙부 두 곳에 대하여 용접부 종단면을 채취하여 경도측정 및 미세조직을 분석하였다.

용접부에 대한 경도분포를 통해 용접부의 기계적 성질을 평가하였으며, Fig. 4.49는 중첩부와 배관 용접 중앙부의 경도 측정 결과를 나타낸다. 용접부 및 열영향부의 경도는 180 ~ 220 Hv 정도로 모재와 크게 다르지 않았다. 이는 본 연구에 사용된 재료가 저탄소 스테인리스강이기 때문에 탄소에 의한 경도 변화가 극히 적었으며, 또한 아크 용접에 따른 느린 응고 속도가 결정 미세화에 의한 경도 상승을 야기하지 않았기 때문이다. 따라서 아크 용접 열원에 의해서 기계적 특성에 큰 변화가 일어나지 않았음을 의미한다.

Fig. 4.50은 중첩부의 종단면 사진과 미세조직을 나타낸다. 결함이 발생하기 가장 쉬운 부분인 중첩부를 자세하게 살펴보면 어떠한 균열이나 기공이 없는 매우 건전한 용접부를 확인할 수 있다. Fig. 4.51의 배관 중앙 용접부의 종단면 역시 어떠한 결함이 발견되지 않는 매우 양호한 용접이 이루어졌다. 이는 앞서 언급한 바와 같이 스테인리스강의 경우 용접부 주위에 입계예민화로 인한 결함의 발생이 우려되지만, 본 연구에서 사용한 것과 같이 탄소의 함량을 낮춘 저탄소스테인리스강의 경우에는 탄화물의 발생이 극히 제한되어 예민화 감수성이 감소함으로써 결함 발생 확률이 저하된다. 또한 입열이 큰 아크 열원에 의해서 천천히 응고가 일어나기 때문에 급속응고에 의한 균열이 발생하지 않았다. 중첩부 역시 용접 조건을 변화시켜 용접을 행하여 입열을 제어하였기 때문에 결함이 발생하지 않았다고 판단된다. 두 용접부의 미세조직은 vermicular 페라이트가 형성되어 있으며, 이는 TIG 아크의 용접속도가 느리기 때문에 입열량이 크게 증가하여 응고 초기에 δ -페라이트의 형성이 촉진되면서 먼저 응고된 용융경계부 주변에 페라이트 안정화 원소의 비중이 높아졌기 때문이다.

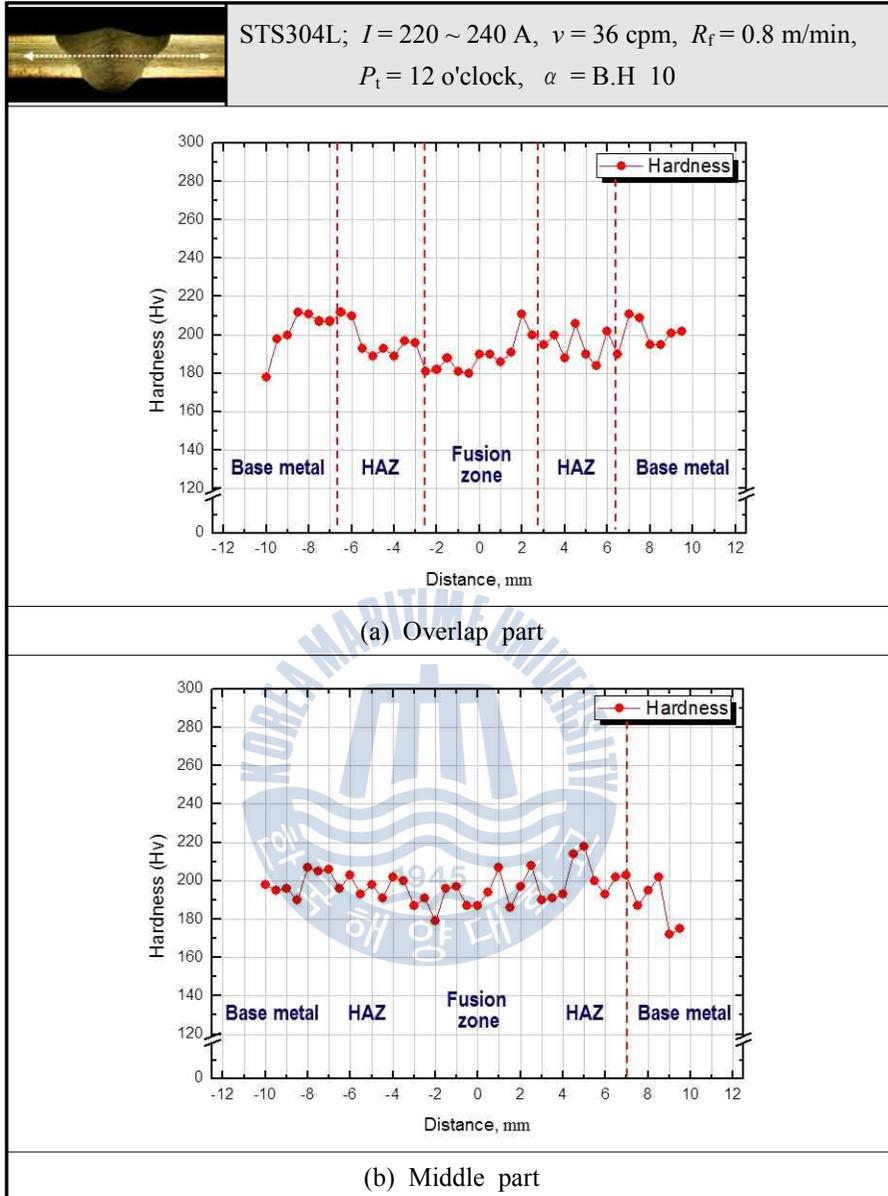


Fig. 4.49 Hardness distribution of pipe welds

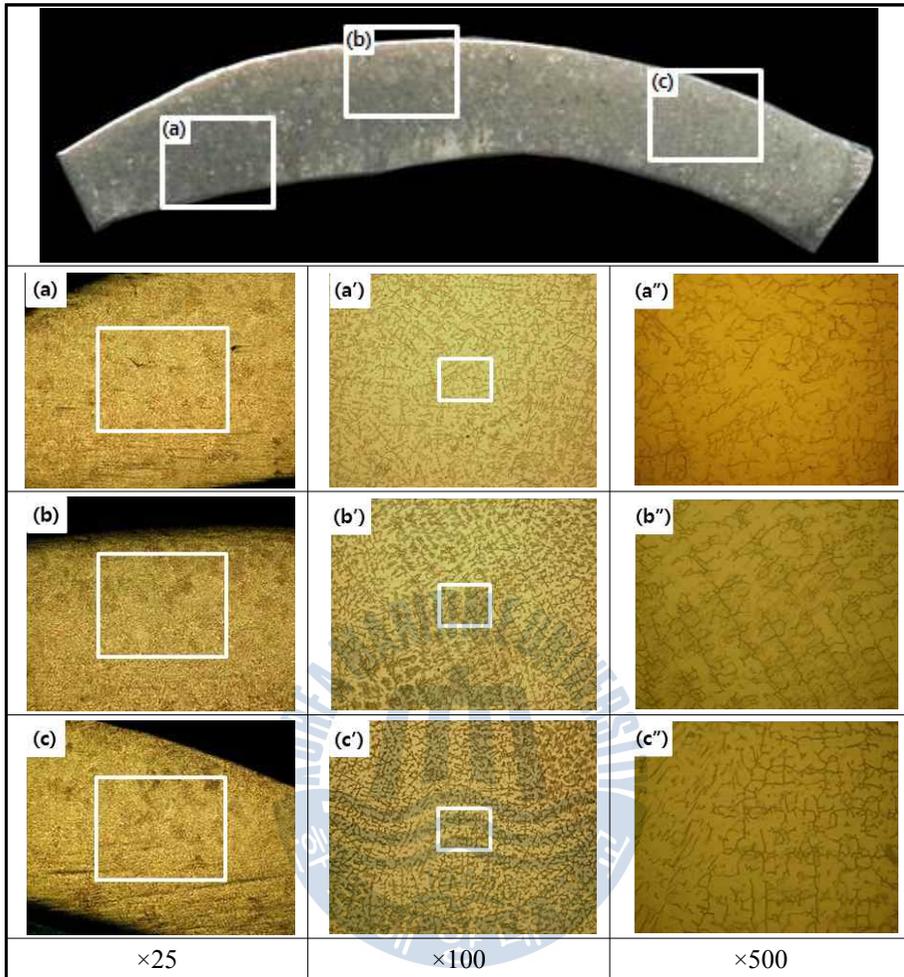


Fig. 4.50 Microstructure of longitudinal section in overlap part

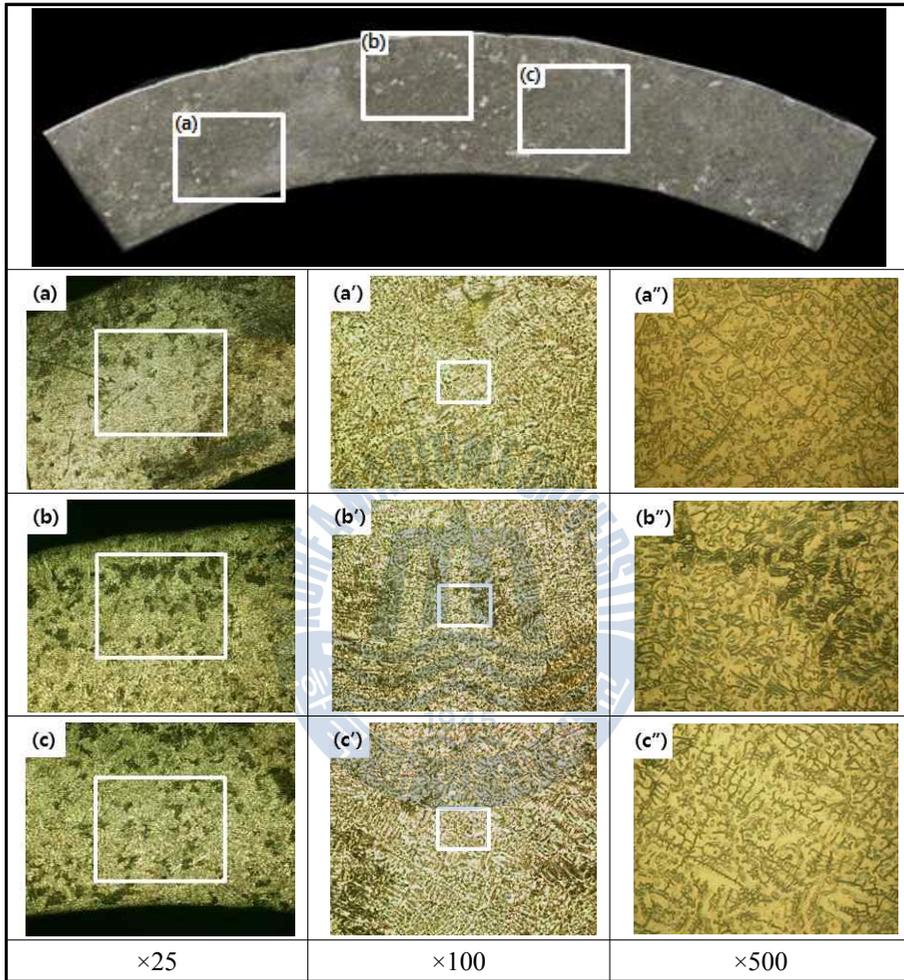


Fig. 4.51 Microstructure of longitudinal section in middle weld of pipe

제 5 장 결 론

본 연구에서는 자동 용접 4축 제어 시스템을 이용한 스테인리스강 배관의 TIG 용접성에 대하여 연구하였으며, 본 연구로부터 얻어진 결론은 다음과 같다.

1. 스테인리스강의 비드용접시 용가재의 송급속도(R_f)를 1 m/min으로 고정한 상태에서 용접전류(I)와 용접속도(v)의 영향을 살펴본 결과, 용접속도가 40 cpm 혹은 60 cpm일 때 용접 전류 300 A에서 안정적인 비드 표면과 용입 깊이를 얻을 수 있었다.
2. 비드용접시 용가재의 송급속도가 증가할수록 아크 열원이 용가재를 녹이는 만큼 모재로의 입열이 감소하여 용입깊이가 감소하고, 또한 많은 양의 용가재가 모재표면으로 쌓여 덧살높이가 증가한다. 한편 비드용접시 용가재의 송급속도는 그 경향만을 확인할 뿐 최적의 조건을 선정하기에는 어려움이 있다.
3. 맞대기 용접에서 가장 큰 매개변수는 맞대기 면의 갭 간격이며, 본 연구의 결과로는 갭이 좁으면 관통용접이 어려웠으며, 갭이 너무 넓은 경우에는 비드가 쳐지는 험핑 비드가 발생하였다.
4. 맞대기 용접 실험 결과, 용접속도(v)가 40 cpm일 때 송급속도(R_f)가 1 m/min 혹은 2 m/min에서 1.5 mm의 갭(G_B)이 존재하면 건전한 표면 비드와 용입깊이를 얻을 수 있었다.

5. 맞대기 용접부의 경도측정 결과, 용접부와 열영향부의 경도는 모재와 유사한 수준을 나타내었고, 조직사진 관찰 결과, 균열이 발생하기 쉬운 용융 경계부 및 용융부에서는 어떠한 균열이나 기공과 같은 결함이 발견되지 않았으며, 열영향부에서도 결함이 없는 매우 건전한 용접부를 나타내었다.
6. 본 연구에서는 생산성과 효율을 높이기 위해서 깎과 개선각을 없애고 배관을 맞대어 원패스 관통용접을 목표로 실험을 진행하였고, 배관 용접시 주요 변수로는 용접전류, 용가재 송급속도, 토치 위치 및 각도 등이며, 각각의 변수를 만족하기 위해서 매우 제한적인 범위의 조건을 나타내었으며, 그 조건을 만족하지 못하면 용입부족 혹은 험핑비드와 같은 결함이 발생하였다.
7. 다양한 실험을 토대로 본 연구에서 사용된 스테인리스강의 배관 용접시 최적의 용접조건은 용접전류(I) 240 A, 용접속도(v) 36 cpm, 송급속도(R_f) 0.8 m/min, TIG 토치각도 전진각(α) B.H 10° , 기울기(S) 5° , 장비 기울기(S_e) 20° 이다.
8. 시작부분과 종료부분의 중첩부는 용접 시작과 진행되는 부분의 용접조건과 종료 지점에서의 용접조건 두 가지로 선정하여 용입 특성을 제어하였고, 중첩부와 배관 중앙부 두 곳에 대하여 용접부의 종단면을 채취하여 미세조직을 관찰한 결과, 두 용접부 모두 균열이나 기공이 발생하지 않는 매우 건전한 상태를 나타내었다.

참고문헌

1. 김철희, 박영도, 이성규, 손중우 “파이프 벧 용접의 TIG 자동화 용접 기술 연구” 대한용접·접합학회 2012년도 추계학술발표대회, pp.200, 2012
2. Ki-Joung Kim, Jin-Woo Kim, Youn-Bae Kang, Sang-Myung Cho “Heat transfer simulation and temperature measurement for heat input control in orbital welding” The Korean Welding and Joining Society, pp.115-158, 2003
3. Jin-Woo Kim, Sang-Myung Cho “The effect of the arc pressure variation on the penetration by the filler wire feed rate in pulsed TIG welding” The Korean Welding and Joining Society, pp.169-171, 2004
4. Ki-Joung Kim, Jin-Woo Kim, Youn-Bae Kang, Sang-Myung Cho, “Heat input control in orbital GTA welding to stainless steel and mild steel pipes” The Korean Welding and Joining Society, pp.2881-2885, 2002
5. 溶接學會: 接合·溶接便覽, 丸善株式會社, pp.253, 1990
6. 조상명, 김진우 “펄스 TIG용접에서 필러와이어 송급속도에 따른 아크압력 변동이 용입에 미치는 영향” 대한용접학회지, pp.74, 2004
7. 장경복, 김하근, 강성수 “304 스테인리스강 용접부의 용접변형 및 잔류응력 특성에 관한 연구” 대한용접·접합학회 춘계학술발표 개요집, pp.84-86, 1998
8. 이진희, ” 스테인리스강”, LG 건설
9. 함효식, “깊은 용입을 얻기 위한 A-TIG 용접에서 아크 특성이 용융효율과 각변형에 미치는 영향”, 부경대학교 석사학위논문, 2007
10. 함효식, ” 고효율 TIG용접을 위한 용융지 제어 방법에 관한 연구”, 부경대학교 박사학위논문, 2011
11. 이원배, 엄상호, 우인수, “페라이트계 스테인리스강 GTA 용접부 특성에 미치는 보호가스 중 산소의 영향”, 대한용접·접합학회지, Vol.28, pp.93-98, 2010
12. 강남현, “오스테나이트계 스테인리스강의 소재개발 및 용접기술”, 대한용접·접합학회지, Vol. 28, pp.10-14. 2010
13. Kiang-Hung Tseng, Chih-Yu Hsu, “Performance of activated TIG process in

- austenitic stainless steel welds” , Journal of materials processing technology, Vol. 211, pp. 503-512, 2011
14. 김효원 “플라즈마 용접에 의한 오비탈 용접의 경사상진자세에서 이면비드 형성에 관한 연구” 부경대학교 석사학위논문, 2009
 15. K. S. Kim, S. H. Boo, C.Y. Park, Y.G. Cho, and J.S.Lee, “An Experimental Study on The Tensile and Fatigue Strength of SUS304L Lap Weld at The Cryogenic Temperature” , Journal of Ocean Engineering and Technology, Vol.22 No.3 pp.96-102, 2008
 16. 배병덕, 김종성, 윤귀호 공저, “액화천역가스운반선 개관” 경안기획, 2008
 17. 최수중, “미래를 나르는 배-LNG선” 지성사, 2004
 18. 윤재덕 “LNG란 무엇인가” , 대한석유협회지, No.64, pp.56-62, 1986
 19. D. S. Lee, “A Developing Tendency of Liquefied Natural Gas Carriers” Journal of The Korean Society of Marine Environment & safety, Vol.15 No.3, pp269-274, 2009
 20. 김종호, “LNG선박의 이해” 다솜출판사, 2006
 21. 김연중, 여세동, 김성인, “GAZ Transport & Techniga Membrane(Mark-III) 방식 LNG선의 건조” , 대한조선학회지, Vol.33 No.6, pp42-49, 1996
 22. 한봉희, “금속재료” , 인터뷰전, 2003
 23. 권혁상, 김희산, 박찬진, 장희진, “스테인레스강의 이해” (주)한국철강신문, 2007
 24. 系出直之, “LNG船 における 輕金屬の使用” 輕金屬鎔接, Vol.38 No.5, pp16-25, 2000
 25. 문종현, 윤동렬, 김동철, 이동우, 장태원 “플라즈마 아크 용접에 의한 SUS304L Lap 용접부 형상이 강도에 미치는 영향” 대한용접·접합학회 2004년도 춘계 학술발표대회 개요집, pp.42-49, 2004
 26. 한봉희, “금속재료” 인터뷰전, 2003
 27. 西本和俊, 夏目松吾, 小川和傳, 松本, “ステンレス鋼の鎔接” , 産報出版, (2001)
 28. H. W. Lee, Y. T. Shin, J. U. Park, J. W. Lee, C. Y. Kang, “A Study of Low Temperature Strength and Fatigue Strength of Austenitic Stainless Steel for Membrane Type LNG Tank“ Journal of Korea Welding Society, Vol, No.3,

- pp.198-202, 1999
29. H. Kokawa, "Weld Decay-Resistant Austenitic Stainless Steel by Grain Boundary Engineering", Journal of Materials Science, Vol.40, No.4, pp927-932, 2005
 30. 도서출판 과학기술 편집부, "스테인리스 핸드북" 도서출판 과학기술, 2000
 31. E. A. Trillo, R. Beltran, J. G. Maldonado, R. J. Romero, L. E. Murr, W. W. Fisher and A. H. Advani, "Combined Effects of Deformation (Strain and Strain State), Grain Size, and Carbon Content on Carbide Precipitation and Corrosion Sensitization in 304 Stainless Steel", Materials Characterization, Vol.35, No.2. pp.99-112, 1995
 32. 문영훈, 허성도, "오스테나이트계 스테인리스강 용저부의 Delta-ferrite 생성 인자" 대한용접접합학회지, Vol.5, No.1, pp.16-22, 1987
 33. B. S. Rho, H. U. Hong and S. W. Nam, "The Effect of δ -ferrite on Fatigue Cracks in 304L Steels", International Journal of Fatigue, Vol.22, pp683-690, 2000
 34. P. S. Korinko and S. H. Malene, "Considerations for The Weldability of Types 304L and 316L Stainless Steel", Practical Failure Analysis, Vol.1, No.4, pp61-68, 2001
 35. L. Quintino, A. Costa, R. Miranda, D. Yapp, V. Kumar and C. J. Kong, "Welding with High Power Fiber Lasers - A Preliminary Study", Materials and Design, Vol.28, pp.1231-1237, 2007
 36. M. Y. Lee, "A Multi Killowatts CW Fiber Laser Welding", Journal of Korean Welding and Joining Society, Vol.26, No.4, pp.318-323, 2008
 37. 이영호, 이규천, "최신 접합 공학", 인터비전, 2008

감사의 글

“대학원”이란 평생 나의 인생에서는 관계없는 단어로만 여겨졌는데, 직장생활을 열심히 하면 할수록 목마를 때 마시는 바닷물처럼 나의 알 수 없는 갈증은 더해갔습니다. 그리고 한해 두해 지나감에 따라 나이가 더는 것은 두렵지 않았으나 열정을 잃어버리는 것이 두려웠고, 두려움을 없애기 위해 노력하던 중 대학원이라는 단어가 나의 인생에서 현실이 되었습니다. 그리고 이제 논문의 마지막인 “감사의 글”을 접하고 보니 “다시 처음부터 시작하자, 가장 기본부터 다시 시작하자 !!” 이렇게 다짐하며 시작했던 지난 대학원 생활이 주마등처럼 떠오릅니다.

대학을 졸업하고 17년 만에 다시 공부한다는 것은 나에게서는 대단한 용기가 필요했습니다. 그것도 대학에서의 전공과 전혀 다른 공학을 한다는 건 하나의 도전이었으며 두려움이었습니다. 또 학교와 회사 두마리 토끼를 놓치지 않으려고 무던히도 발버둥쳤던 제 모습과 그 모습에 지지와 격려를 아끼지 않으셨던 지인들께 감사의 말을 전하고 싶습니다.

먼저 학위과정 동안 부족한 저를 진심어린 관심과 지도로 저를 이끌어주시고, 또 다른 세상을 볼 수 있도록 제 눈을 밝혀주신 김종도 교수님께 머리 숙여 감사드립니다. 그리고 바쁘신 가운데에도 조언과 격려를 아끼지 않으셨던 이명훈 교수님과 부족한 제 논문을 지도 및 심사해주신 문경만 교수님께도 감사드립니다.

레이저 실험실의 실장이자 이번 논문에 부족한 나를 도와 주고 해준 송무근님 정말 수고 많았습니다. 그리고 우리 연구실의 1.2호 박사인 이창제, 이정환, 실험실의 꽃(?) 최소영, 이은진, 그리고 빵을 좋아하는 김지성, 나와 같이 구름과자를 즐겼던 명기훈, 김태훈, 열정이 넘치는 박용호, 오상진, 석종민, 인생의 선배로써 귀감이 되어주신 오재환, 김평수, 조규장님 에게도 감사의 마음을 전합니다. 또한, 표면공학실험실 식구들(경민, 혜민, 슬기, 승호) 에게도 감사의 안부 인사를 전합니다.

마지막으로 항상 변함없이 내가 가는 길을 묵묵히 지켜주고 응원해준 나의 영원한 내편이자 반려자인 천시현에게 이 논문을 바칩니다.

2015년 1월
문 찬 희