

工學碩士 學位論文

플라즈마-MAG 탠덤 용접에 의한 증후판 맞대기
용접 공정의 개발

指導教授 趙相明

이 論文을 釜慶大學校 工學碩士 學位論文으로 提出함



2006年 2月

釜慶大學校 大學院

소재프로세스공학과

金寅泰

金寅泰의 工學碩士 學位論文을 認准함

2005年 12月

主 審 工學博士 金 雨 烈 (印)

委 員 工學博士 徐 源 贊 (印)

委 員 工學博士 趙 相 明 (印)

목 차

Abstract	1
제 1장 서론	2
1.1 연구 배경 및 필요성	2
1.2 연구 목적 및 개요	4
제 2장 플라즈마 용접과 MAG 용접의 원리	5
2.1 Plasma 용접의 원리	5
2.1.1 Plasma의 정의	5
2.1.2 Plasma의 특성	6
2.1.3 Plasma arc torch 명칭 및 역할	8
2.1.4 Plasma arc 발생 방식	10
2.1.5 Plasma 용접의 방식	11
2.1.6 중요 공정 변수	14
2.1.7 TIG 용접과 Plasma 용접의 비교	19
2.2 MAG(Metal Active Gas)용접의 원리	21
2.2.1 입열량(Heat input)의 정의	22
2.2.2 CTWD와 Stickout의 정의	22
2.3 횡 수축(Transverse shrinkage) 변형의 정의	24
2.4 플라즈마 용접의 응용 방법에 관한 검토	25
제 3장 Plasma keyhole 용접에 관한 실험	30
3.1 서언	30
3.2 실험 재료 및 실험 방법	30
3.2.1 실험 재료	30
3.2.2 실험 방법	31
3.3 실험 결과 및 고찰	33

3.3.1 Plasma keyhole 안정성에 대한 메커니즘	33
3.3.2 평판의 plasma keyhole 용접 실험 결과	36
3.3.3 Y-groove butt joint의 plasma keyhole 용접 실험 결과	40
3.4 결론	42
제 4장 MAG 용접의 CTWD 변동에 따른 입열량 검토	43
4.1 서언	43
4.2 실험 재료 및 실험 방법	43
4.2.1 실험 재료	43
4.2.2 실험 방법	44
4.3 실험 결과 및 고찰	46
4.3.1 평판의 MAG 용접 실험 결과	46
4.3.2 Y-groove butt joint의 용접 실험 결과	49
4.4 결론	51
제 5장 플라즈마-MAG 탄뎀 용접 공정 개발 실험	52
5.1 서언	52
5.2 실험 재료 및 실험 방법	53
5.2.1 실험 재료	53
5.2.2 실험 방법	53
5.3 실험 결과 및 고찰	55
5.3.1 안정된 이면비드 형성을 위한 플라즈마-MAG 탄뎀 1pass 용접	55
5.3.2 플라즈마-MAG 탄뎀 용접의 최소 torch pitch 실험 결과	57
5.3.3 수축량 감소를 위한 플라즈마-MAG 탄뎀 용접	59
5.4 결론	62
제 6장 결론	63
참고 문헌	65

**Development of middle-thick butt welding process
by plasma-MAG tandem welding**

In-tae Kim

Department of Materials Processing Engineering, The Graduate School,
Pukyong National University

Abstract

It is very important to form stable back bead, to decrease the distortion of weldments and to improve productivity in middle-thick butt joint welding of ships or steel structures. In a welding field, because SAW, FCAW or MAG welding has been generally applied to V-groove butt joint with root gap and root face, it is very difficult to make stable back bead without backing. therefore due to the increase in heat input and reduction in productivity caused by excessive groove area, the distortion of weldments is unavoidably increased. According, to solve the problems, a new welding process is necessary.

The purpose of this study is to develop a plasma-MAG tandem 1pass welding process without backing for middle-thick Y-groove butt joint, forming stable back bead, reducing the distortion of weldments and improving productivity.

We got the stable back bead in plasma keyhole welding and reduced the distortion of weldments in MAG welding. Therefore we developed a plasma-MAG tandem 1pass welding process.

Key Words : Plasma keyhole welding, Orifice & Shield gas, Surface tension, Undercut, MAG welding, CTWD, Heat input, Arc stability, Plasma-MAG tandem welding, Shrinkage

제 1 장 서 론

1.1 연구 배경 및 필요성

선박이나 강구조물의 중후판 맞대기 용접에 있어서 안정된 이면비드 형성, 용접부의 변형감소 및 생산성 향상은 매우 중요하다. 현장에서는 루트면과 루트갭을 가진 V-그루브 맞대기 용접에 주로 SAW, FCAW 및 MAG 용접을 실시하기 때문에 backing 없이 안정된 이면비드 형성은 매우 어렵고, 그루브 단면적 과대로 인한 생산성 저하 및 입열량 증가 때문에 용접부의 변형은 클 수밖에 없다.

이러한 문제점들에 대해 고 밀도 에너지 용접인 전자빔(Electron Beam)과 레이저 빔(Laser Beam) 및 plasma keyhole 용접 공정이 하나의 대안이 될 수 있다. 그러나 전자빔(Electron Beam)과 레이저 빔(Laser Beam) 용접 공정은 plasma keyhole 용접보다 용접되는 모재의 루트갭, 단차 및 edge penetration 등의 이음준비와 용접 전 seam tracking의 어려움 및 작은 경제적 효율성¹⁾을 때문에 중후판 맞대기 용접에 대해 가장 적합한 용접 프로세스라고 판단되지는 않는다.

따라서 전자빔(Electron Beam)과 레이저 빔(Laser Beam) 용접의 이러한 어려운 점을 보완해 줄 수 있는 Plasma Arc Welding(PAW)의 plasma keyhole 용접 공정이 하나의 대안이라고 판단된다.

김대주 등의 연구에 따르면 루트면 4mm를 가진 Y-그루브에 filler wire 송급없이 루트갭은 0~1mm, 단차는 0~2mm, 루트갭과 단차의 동시발생은 0~2mm까지 안정된 이면 비드를 형성시킬 수 있었다.²⁾

PAW를 적용함에 있어서 plasma keyhole의 안정된 상태는 매우 중요한 관심사였다.

J. C. Metcalfe와 J. Kroos 등의 연구에서는 keyhole 벽에 작용하는 수평력들 중 키홀을 닫는 경향이 있는 표면장력 압력 즉, 키홀의 평형 방정식(P_s)과 용융된 용접 금속의 유체 상부에 발생된 압력(P_m)에 대해 관계 수식을 정립하였고³⁾⁴⁾, 또한 J. B. Evett 등의 연구에서는 이상 가스 법칙으로부터 plasma 가스 정체 압력(P_g)에 대한 관계 수식을 정립하였다. 따라서 keyhole 벽에 작용하는 이 세 수평력들의 조화로 안정된 keyhole을 형

성시킬 수 있는 메커니즘을 확립하였다.⁵⁾

J. K Martikainen 등의 연구에서는 plasma keyhole의 안정성은 용접부 품질에 매우 큰 영향을 미친다고 하였으며, 특히 구조용 강은 오스테나이트 스테인리스강과 티타늄보다 용융풀의 표면장력 및 점성⁶⁾이 낮기 때문에 용융풀과 keyhole의 안정성을 제어하는 것은 어렵다고 하였다. 게다가 plasma keyhole의 불안정성으로 인해 과대 용입, 불완전 용입 및 undercut과 같은 용접 불연속부가 초래될 수 있다고 하였다.⁷⁾

Keyhole이 안정적이라 하더라도 용접 전류, 용접 속도, orifice gas flow rate 및 orifice diameter 등의 용접조건 불일치로 표면에 undercut이 발생할 가능성이 높다. undercut을 방지하기 위해 J. K Martikainen 등의 연구에서는 두께 6mm 구조용 강의 I 그루브 맞대기 이음에 대해 filler wire를 공급하였으며⁷⁾, Z. Sun 등의 연구에서는 두께 5.5mm 듀플렉스 스테인리스강의 I 그루브 맞대기 이음에 대해 선행 plasma keyhole 용접 후 형성되었던 undercut을 후행 TIG 용접으로 재 용융시켜 방지할 수 있었다.⁸⁾

본 연구에서는 연강에 대해 plasma keyhole 용접을 하면서 undercut 방지를 위해 다른 방법으로 접근해 보았다.

I 그루브 맞대기 이음에 대해 모재 두께가 plasma keyhole 용접의 한계 범위를 벗어난다면 루트면을 가진 Y 그루브가 사용될 수 있다. 이 경우에 있어서 keyhole 용접 후 반드시 남겨지는 그루브 단면적 대해 용착시킬 수 있는 대책이 필요하다.

J. K Martikainen 등의 연구에서는 루트면 6mm를 가진 중후판 구조용 강의 두께 10, 12, 16, 20mm의 Y-그루브 이음에 대해 루트면만 plasma keyhole 용접을 하였으며 남은 그루브 단면적에 대해서는 그 방법을 제시하지 않았다.⁷⁾

본 연구에서는 Y-그루브 용접 후 남은 그루브 단면적에 대해 그 방법을 제시하고자 하며 더불어 용접 변형 감소를 위한 대책도 제시하고자 한다.

따라서 이러한 여러 관점들을 고려해 볼 때, 중후판 Y 그루브 이음에 대해 PAW와 접목된 공정이 하나의 해결책이라고 판단된다. 현재 PAW와 접목시킨 여러 육성용접 공정들이 개발되어 왔지만, 중후판 Y 그루브 맞대기 이음에 대해 backing 없이 안정된 이면비드를 형성하면서 남은 그루브 단면적을 동시에 용착시킬 수 있는 공정 개발은 매우 미흡한 실정이었다.

1.2 연구 목적 및 개요

본 연구는 중후판 Y-그루브 맞대기 이음에 대해 backing 없는 안정된 이면비드 형성, 용접부의 변형감소 및 생산성 향상을 동시에 충족시킬 수 있는 플라즈마-MAG 탄템 용접법을 개발하는데 목적이 있으며 1패스로 용접되었다.

우선 PAW의 평판에서 plasma keyhole 형성 범위, 아크길이 변동에 따른 비드형상 관찰 및 shield gas의 영향을 검토하여 적정 plasma keyhole 용접 조건을 설정하였으며, 그 적정 용접 조건을 backing 없는 루트면 4mm와 6mm의 Y-그루브 맞대기 이음에 적용시켰다.

MAG 용접의 평판에서는 CTWD 변동에 따른 입열량 및 마크로 단면을 검토하였으며, Y-그루브 맞대기 이음에 대해서는 온도 측정 및 마크로 단면을 검토하였다.

플라즈마-MAG 탄템 용접에서는 루트면 4mm와 6mm를 가진 Y-그루브 맞대기 이음에 대해 수축량 및 마크로 단면을 검토하였다.

제2장 플라즈마 용접과 MAG 용접의 원리

2.1 Plasma 용접의 원리

2.1.1 Plasma의 정의

온도를 증가시킴에 따라서 물질 상태는 고체에서 액체로, 또 액체에서 기체로 변한다. 이 기체에 계속 열을 가하여 수천도(°C)가 되면 기체분자는 원자로 해리되고 또 다시 전자와 양전하를 가진 이온으로 전리된다. 이와 같이 고온에서 전자와 이온으로 분리된 기체로서 그 전리도가 낮은 중성원자에 비해 상당히 높으면서도 전체적으로는 음과 양의 전하수가 거의 같아서 중성을 띠고 있는 기체를 plasma라 부른다.

Fig. 2.1과 같이 밀폐된 유리관 속에 두개의 금속판을 전극으로 사용하여 직류전류로 방전을 일으키면 내부에서 방전의 내부기압에 따라서 다르나 음극의 글로우와 양광주(positive column)의 plasma가 발생된다. 이들은 plasma 원으로 사용되며 또 네온사인 및 형광등의 원리이기도 하다. 이와 같은 방전은 크게 글로우 방전과 아크 방전으로 나뉘며 음극에서 전류 밀도가 높아 열전자 방출이 지배적이냐(arc discharge) 또는, 전류밀도는 별로 높지 않고 이온이 음극에 충돌하여 일어나는 2차 열전자 방출이 주된 것이냐(glow discharge)는 방전시 전자발생방법에 의해 결정된다.

글로우 방전은 대개 저기압(1Torr=1mmHg)에서 생기며 고르게 퍼진 빛을 내고 아크 방전은 고기압(1기압=760mmHg)에서도 가능하며 빛줄기를 보여준다. 아크 용접기와 plasma jet는 아크 방전에 속한다.

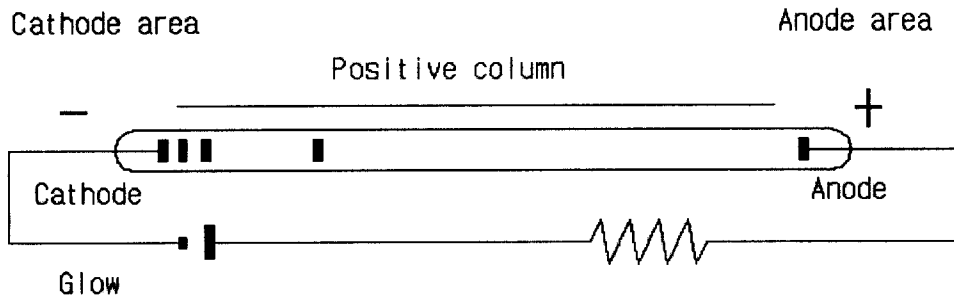


Fig. 2.1 Cathode discharge of plasma

2.1.2 Plasma의 물성

Plasma는 열적으로 매우 고온의 성질을 가지며, 따라서 전자, 이온, 여기된 원자 및 분자, 화학적으로 매우 활성이 강한 라디칼(radical)로 구성되며, 전기적이거나 열적으로 보통의 기체와는 매우 다른 성질을 갖는다.

1) Plasma의 전기적 성질

① 도전성

Plasma는 원자나 분자 속에 속박되지 않은 전자를 많이 가지고 있기 때문에 외부에서 전기장을 가해주면 전류를 흘릴 수 있는 특성을 가지고 있다. 전기전도도는 고체와 달리 온도가 올라갈수록 증가하며($3T/2$ 에 비례), 전자 온도가 약 천만도일 때, 구리의 전기전도도에 가까운 값을 갖는다.

② 자계 내에서 움직이는 plasma에 의한 전계발생

운동에너지를 전기에너지로 변환하는 것이 발전기이며, 일반적인 발전기에서는 자계중에서 도체가 움직일 때 생기는 기전력을 이용하고, 도체가 plasma와 같은 도전성 유체인 경우에도 기전력을 얻을 수 있다.

③ 자계에 놓인 plasma내의 전류에 의한 힘의 발생

전기 에너지를 운동에너지로 변환시키는 것이 전동기이며, 플레밍의 왼손법칙에 의해 힘의 방향이 정해진다. 자계중에 위치한 plasma내에 전류가 흐르면 plasma가 움직이는 힘을 받게 되며, 이를 이용하여 plasma는

초고온, 고압의 상태로 압축된다.

2) Plasma의 열적 성질

Plasma는 내부에 전자나 이온의 활발한 열운동에너지, 원자나 분자의 여기에너지, 해리에너지, 전리에너지의 형태로 내부에너지를 축적할 수 있으며, 온도가 높아질수록 내부에너지가 크게 증가하여 고온의 plasma는 유효한 열원이 될 수 있어, 고온재료의 가공이나 분출을 통한 추진력을 얻는데 이용할 수 있다. 수소 plasma의 경우 십만도K정도의 온도인 경우 내부에너지 밀도가 20cal/cm^3 , 압력은 100기압 정도에 해당하는 내부에너지를 갖는다.

3) Plasma의 화학적 성질

Plasma내의 전자는 활발한 열운동을 통하여 기체분자나 분자를 여기, 해리, 전리시킬 수 있기 때문에 사용하는 기체의 종류에 따라 plasma내에서나 plasma와 접하고 있는 고체표면상에서 화학반응을 일으킬 수 있으며, 열적으로 비 평형 상태에서 일어날 수 있는 초고온 화학반응 이온이나 전자가 반응에 참가한다.

2.1.3 Plasma arc torch 명칭 및 역할

Fig. 2.2는 plasma arc torch 명칭을 나타낸 것이다.⁹⁾

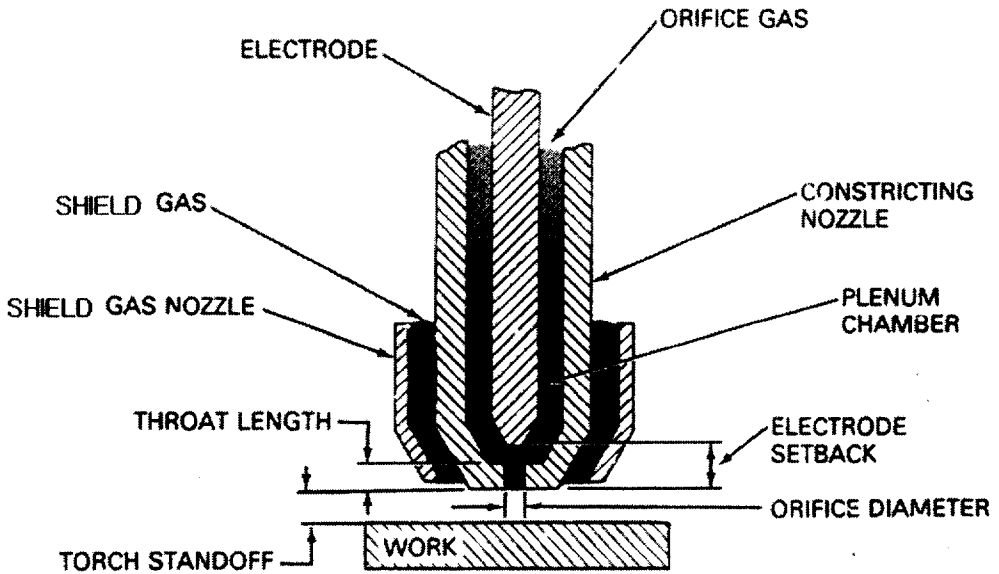


Fig. 2.2 Plasma arc torch terminology

- ◆ **Electrode** : 소재는 주로 토리아 텅스텐이 사용되며 모재의 종류에 따라 텅스텐의 종류는 다르게 사용된다.
- ◆ **Constricting nozzle** : Orifice gas가 흐르는 통로를 제공하며, 전기 전도성 및 열전도성이 우수한 Cu를 사용하여 pilot arc 발생을 쉽게 하며 PAW시 arc 열에 대한 냉각성능도 좋게 한다.
- ◆ **Shield gas nozzle** : Shield gas가 흐르는 통로를 제공하며 주로 ceramic이나 Cu가 사용된다.
- ◆ **Orifice gas** : Pilot arc를 일으키는데 사용되는 가스로 텅스텐 전극의 산화 방지를 위해 주로 Ar, Ar-H₂ 및 Ar-He등의 불활성 가스들이 사용된다.
- ◆ **Shield gas** : Plasma arc 발생에 사용되는 가스로 모재의 종류에 따라 여러 가지 가스들이 혼합되어 사용될 수 있다. 예로써 Ar, Ar-H₂, Ar-He,

Ar-CO₂ 및 Ar-Q₂등이 있다.

◆ **Plenum chamber** : Electrode 외경과 shield nozzle 내경 사이의 공간이다.

◆ **Orifice diameter** : Constricting nozzle에서 pilot arc가 분출되는 곳이며, 적정 plasma keyhole 용접에서 이 직경이 너무 작게 되면 모재의 절단 현상 및 constricting nozzle의 손상이 초래될 수 있다. 반면에 너무 크게 하면 plasma keyhole 용접이 되지 못하고 용입부족(Lack of Penetration)이 생긴다. 따라서 plasma keyhole 용접 시 적정 orifice diameter를 선택하는 것은 아주 중요하다.

◆ **Throat length** : Constricting nozzle 선단에서부터 constricting nozzle의 throat까지의 길이로 정의된다.

◆ **Electrode setback** : Constricting nozzle 선단에서부터 electrode 선단까지의 거리로 정의되며, throat length 내에 electrode를 위치시켜 plasma keyhole 용접을 하면 electrode의 손상이 빨라지며, plasma arc의 수축 또한 덜 하므로 plasma keyhole 용접이 되지 않을 수 있다.

◆ **Torch standoff** : 용접 전 모재 표면과 constricting nozzle 선단 사이의 거리이며 PAW시에는 아크 길이를 의미한다.

2.1.4 Plasma arc 발생 방식

1) 이행식(transferred)

Fig. 2.3(a)는 이행식(transferred)이라 불리는 것으로 그림에서 보는 바와 같이 electrode와 모재 사이에 plasma arc 전원이 접속되어 있다. 또한 electrode와 constricting nozzle 사이에는 pilot arc 전원이 접속되어 있는데 이 회로에는 고주파 발생기가 부설되어 있다.

Plasma arc 발생의 일반적 순서는 우선, electrode와 constricting nozzle 사이에 orifice gas를 보낸 다음 고주파 발생기를 작동시켜 electrode와 constricting nozzle 사이에 고주파 아크를 날려 이 부분의 전기절연이 파괴됨으로써 이온화된 전류통로를 만든다. 이것으로 pilot arc는 orifice gas 중에서 지속적으로 흐르고 아크열에 의하여 plasma가 발생한다. 고주파 아크는 pilot arc가 흐르는 것을 확인하면 자동적으로 정지하도록 제어회로가 조립되어 있다.

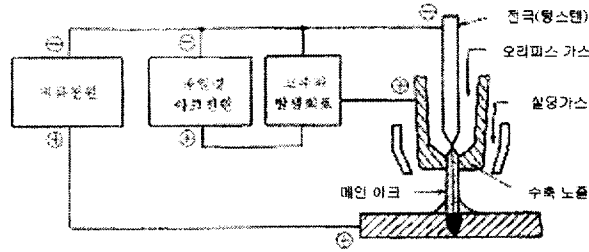
발생된 고온 plasma는 팽창하여 constricting nozzle 선단의 orifice diameter로부터 flame(불꽃)을 분출하는데, 이때 constricting nozzle에 의하여 아크는 긴축되면서 고 밀도의 에너지를 갖는다. 고 밀도의 에너지를 갖는 plasma는 main current(plasma arc current)가 흐르게 되면 비로소 main arc(plasma arc)가 발생하여 용융용접 및 plasma keyhole 용접을 가능하게 한다.

Pilot arc는 main arc가 형성되면 정지하는 방식과 그대로 계속 유지되는 방식이 있으나, 대전류 기종에서는 정지하는 방식이 많다.

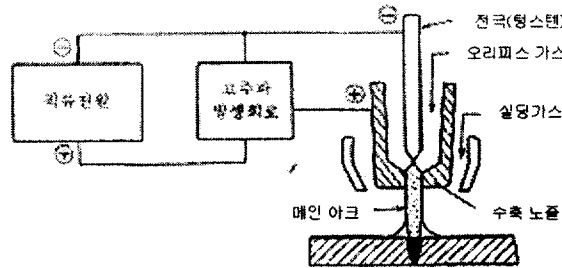
이행식(transferred)에서는 모재가 전극의 한쪽을 구성하고 있으므로 주로 도전체(금속재료)의 용접에 사용된다.

2) 비 이행식(non-transferred)

Fig. 2.3(b)는 비 이행식(non-transferred)을 나타낸 것이다. 이행식과는 달리 electrode와 constricting nozzle 사이에 main arc를 발생시키는 방식이다. 모재는 통전하지 않기 때문에 비도전체의 적용도 가능하지만 열효율이 나쁘고, 노즐의 부담이 큰 등의 이유로 용접에는 거의 적용되고 있지 않다.



(a) Transferred



(b) Nontransferred

Fig. 2.3 Transferred and nontransferred plasma arc modes

2.1.5 Plasma 용접의 방식

1) 용융용접

Main current와 orifice gas flow rate가 낮을 때 나타나며 재래의 용융 용접법과 같이 plasma에 의해 모재로 열이 전달되고 전도된 열에 의해 확산되며 이때 용융 온도 이상까지 가열된 부분이 녹아서 용접이 이루어진다.

2) Plasma keyhole 용접

비교적 대전류의 main arc는 가늘게 수축되고, 모재를 국부적으로 가열하는 동시에 고속으로 분출하는 orifice gas가 용융금속을 강하게 눌러 내려, Fig. 2.4와 같은 plasma keyhole을 형성시킨다. plasma keyhole은 용융금속이 plasma jet에 의하여 용접비드 위쪽이 밀려나는 과정에서 발생되는데, plasma 용접 토치를 진행시키면 plasma jet 앞에서 모재가 녹게 되고, 용융금속은 plasma jet의 뒤쪽으로 이동하여 응고하면서 용접금속을 형성한다. 이와 같이 용융금속이 이동하는 과정에서 불순물이나 가스가

제거되기 때문에 용접결함은 발생되지 않는다. 이때 plasma keyhole 주변에 유지되는 용융금속의 크기는 용융금속의 표면장력과 orifice gas flow rate 등에 의해서 결정된다. 용융금속의 표면장력 등에 의해 plasma keyhole이 유지되기 때문에 orifice gas flow rate를 낮게 일정하게 유지하는 것이 중요하다.

Plasma keyhole의 형성은 용접조건에 의해 크게 좌우되고, 일례를 나타내면 Fig. 2.5와 같다. 용입 형상은 welding speed 및 orifice gas flow rate의 설정에 의해 변화되고, 다음의 ㉠~㉦의 5개의 영역으로 구별된다.

- ㉠ **녹아 떨어짐 영역** : 입열이 과대하고, plasma jet가 눌러 내리는 힘이 강하기 때문에 과대용입 혹은 용락이 생긴다.
- ㉡ **가우징 영역** : 강한 plasma jet에 의해 용입은 깊어지지만, welding speed가 지나치게 빠르기 때문에 undercut이나 비드 패임 등이 생긴다.
- ㉢ **plasma keyhole 영역** : 적절한 plasma keyhole이 형성되고 용입은 와인잔 모양이 된다.
- ㉣ **plasma keyhole 레스 영역** : 용입은 깊지만 이면까지 용융하지 못하고, 터널상의 결함을 일으키기도 하기 때문에, 이 영역을 사용하는 것은 적다.
- ㉤ **얕은 용입 영역** : plasma jet에 의한 눌러 내리는 힘이 약하여 TIG 용접에 가깝고, 용입이 얕다.

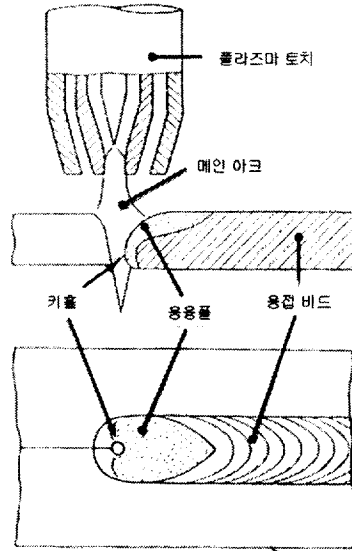


Fig. 2.4 Schematic drawing of plasma keyhole welding

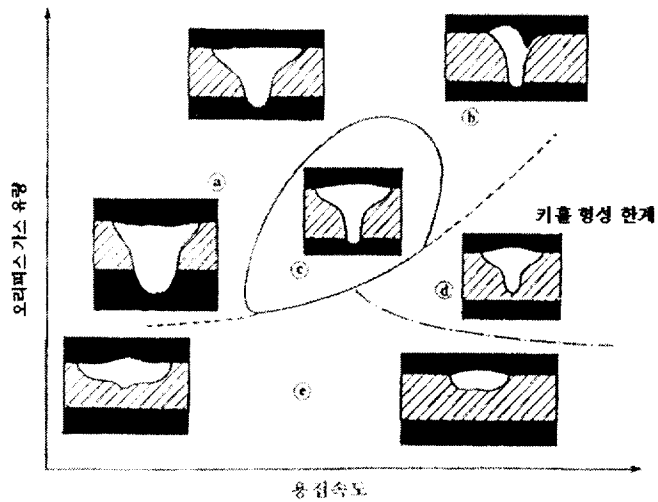


Fig. 2.5 The effect of welding speed and orifice gas flow rate on bead formation

2.1.6 중요 공정 변수

1) Orifice gas와 shield gas

PAW에 사용되는 가스는 orifice gas와 shield gas 두 가지가 있다. orifice gas는 pilot arc를 형성하기 위하여 constricting nozzle 내부로 공급되는 가스이며, shield gas는 main arc를 발생시키고 용융풀을 보호하는 역할을 하며 shield gas nozzle을 통해 공급되는 가스이다. PAW에서 orifice gas는 용융풀과 직접 접촉하지만 shield gas는 직접적으로 접촉하지 않기 때문에 용접품질에 미치는 영향은 적다.

① Orifice gas

Orifice gas는 center gas라고도 불리어지며, 주로 Ar 혹은 Ar-H₂ 혼합 가스가 사용된다. 또한 Orifice gas flow rate는 plasma keyhole 용접시 중요 인자로 작용하며 모재의 두께와 관련이 깊다. Fig. 2.6은 plasma keyhole 용접에 있어서 모재 두께에 따른 orifice gas flow rate의 적정 범위를 제시한다.

Ar : orifice gas로서 가장 널리 사용되는 불활성 가스이다. Ar은 이온화 전압이 낮기 때문에 아크 발생이 용이하고 아크 안정성도 우수하며 텅스텐 전극 보호에도 좋다. 그러나 열전도도가 낮기 때문에 조건에 따라서는 불균일한 용접비드가 생성된다. Orifice gas flow rate가 너무 낮으면 전극 손상과 불완전 용입을 초래하고, 너무 높으면 용접부에 기공과 undercut 결함이 발생하기 쉽다.

Ar-5%H₂ : H₂는 Ar에 비하여 열전도도가 크므로 열적 핀치효과를 촉진하고 가스의 유출속도를 증가시킨다. 그리고 H₂와 같은 2원자 분자는 아크열에 의해 원자상태로 분리되는데, 분리된 수소원자가 모재 표면에서 냉각되어 본래의 분자상태로 재결합하는 과정에서 열을 방출하므로 모재 입열을 증가시킨다. 따라서 Ar에 H₂(약 5%)를 혼합하여 사용하면 Ar을 사용했을 때보다 비드가 매끈하고 undercut 발생이 적어진다. 그러나 H₂는 폭발성이 큰 인화성 가스이므로 용기의 조정기 설치부, 토치 연결부, 압력 조정기 등의 가스누설에 주의하지 않으면 폭발사고의 위험이 있다.

그리고 electrode(tungsten) 수명은 순수한 Ar을 사용할 때보다 단축되고, H₂와 친화력이 있어 화합물을 생성하게 되는 Ti이나 Zr과 같은 활성금속의 용접에는 사용하지 않는 것이 좋다.

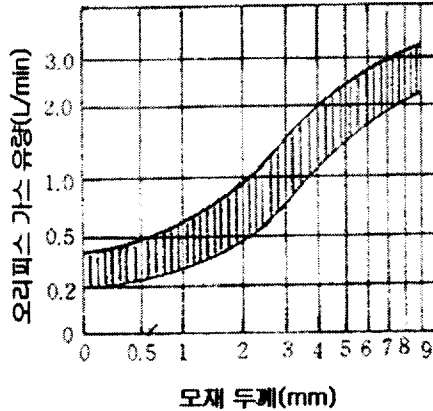


Fig. 2.6 Orifice gas flow rate for base metal thickness in plasma keyhole welding

② Shield gas

주로 Ar, Ar-H₂, Ar-He, Ar-O₂ 등이 실드가스로 사용된다.

Ar : 모든 금속에 사용할 수 있고 아크 안정성과 낮은 전류(20A)에서 청정작용이 있다. 특히, Al, Cu 합금, Ti과 활성금속 용접에 좋다. 그러나 Ar은 용융지의 유동성이 나쁘고 약간의 undercut을 발생시킨다.

Ar-5%H₂ : Ar-H₂혼합 가스는 용접 입열을 증가시켜 주며, H₂첨가로 인해 용융풀의 표면장력을 감소시켜 결과적으로 용접속도를 증가시킨다. 또한 용융금속의 표면장력 감소로 인해 용융지의 가스제거가 쉽게 되어 기공발생도 감소한다. 이 분위기에서는 용접속도가 증가하여도 undercut이 없고 용접부 표면이 매우 양호하다. H₂는 용접 입열의 증가 이외에도 스테인리스강, Ni과 Ni 합금을 용접할 때 생기는 산화물 생성을 감소시키는 작용을 하고 Ni 합금 용접시에 기공발생도 방지해 준다.

He : He는 Ar에 비해 약 25%정도 용접 입열 증가를 가져오는데 이것은 He의 이온화 전위가 높기 때문이다. 주로 열전도도가 큰 Al 합금, Cu

합금 및 후판의 Ti 용접에 좋다.

Ar-He : Ar에 He을 첨가하면 주어진 전류에서 입열이 증가되는데, 적어도 He이 40%이상 첨가되어야 실질적인 아크열의 증가를 가져온다. Ar-75%He 혼합 가스는 Cu 합금 또는 Ti 후판용접에 사용된다.¹⁰⁾

Table 1은 재료에 따른 적절한 orifice, shield 및 backing 가스의 선택을 나타낸 것이다.

Table 2.1 Gas selection for material

Material	Orifice gas	Shield gas	Backing gas
Austenite STS	Ar	Ar-5~10%H ₂	N ₂
			N ₂ -2~10%H ₂
			Ar
			Ar-2~10%H ₂
	Ar-2%H ₂	Ar-5%H ₂	Ar ₂ -2~10%H ₂
Mild steel	Ar	Ar-5%H ₂	Ar
			Ar-2~5%H ₂
			No shield
			Ar-2%H ₂
	Ar-2%H ₂	Ar-2~5%H ₂	No shield
	Ar-2%H ₂	Ar-15~20%CO ₂	No shield
Ti, Cu, Mo and Zr	Ar	Ar or Ar-He	Ar

2) Electrode(tungsten)

Electrode는 PAW에서 main arc 전류(plasma arc welding current)에 맞게 적절한 지름을 선택하여야 한다. Table 2.2는 electrode diameter에 대한 적정 main arc 전류치의 값을 나타낸 것이다. DCEN(direct-current electrode negative)은 thorium electrode의 main arc 전류 허용치이며 DCEP(direct-current electrode positive)는 pure electrode에 대한 main arc 전류 허용치이다.

일반적으로 DCEN의 electrode 선단 가공에 있어서 PAW 전류 50A이하에서는 30°, 100A이상에서는 40° 및 100A 초과 시에는 40°에서 electrode 선단이 잘린 truncated 형상으로 가공한다.

Table 2.2 Electrode diameter and allowable-main arc current

Electrode dia. (mm)	Main arc current(A)	
	DCEN	DCEP
0.5	5~20	-
1.0	15~80	-
1.6	70~150	10~20
2.4	150~250	15~30
3.2	250~400	25~40
4.0	400~500	40~55
4.8	500~800	55~80
6.4	800~1000	80~125

3) Orifice diameter

일반적으로 PAW 전류 밀도는 크게 할수록 용접조건이 폭이 넓어지지만 constricting nozzle에 의한 수축이 심하면(극단적으로 orifice diameter가 아주 작은 것을 사용한든가, PAW 전류를 극도로 높이면) Fig. 2.7에 제시하는 바와 같이 electrode에서 main arc 전류가 나누어지고, constricting nozzle을 통하여 모재에 흐르는 double arc(series arc)가 발생된다. 뿐만 아니라 수축 아크로서의 기능을 상실하여 사행비드가 되거나 plasma keyhole이 생성되지 못하므로 결국에 constricting nozzle을 손상시켜 용접을 불가능하게 만든다. 따라서 constricting nozzle의 orifice diameter에 대한 허용 최대 main arc 전류치를 Table 2.3에서 제시하였다. 단, orifice gas flow rate는 1.5L/min이다.

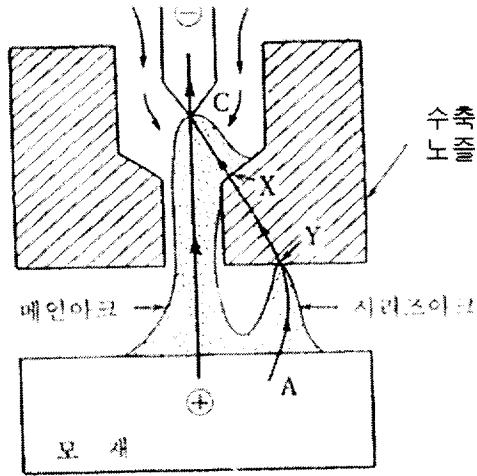


Fig. 2.7 Schematic view of double arc

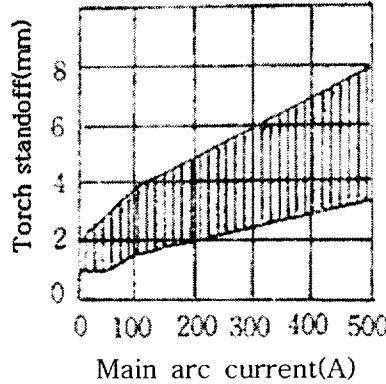
Table 2.3 Allowable maximum main arc current on orifice diameter in plasma keyhole welding

Orifice dia. (mm)	Allowable maximum main arc current(A)
0.8	1~45
1.2	~70
1.6	~100
2.0	~125
2.6	~230
3.2	~300
4.0	~500

4) Torch standoff

Fig. 2.8은 일반적인 main arc 전류 변화에 따른 torch standoff 적정 영역을 나타낸다.

Fig. 2.8 Torch standoff region for main arc current variation



2.1.7 TIG 용접과 Plasma 용접의 비교

Fig. 2.9는 TIG 용접과 PAW 시스템의 기본적인 모식도를 나타낸다. TIG welding torch의 electrode(tungsten)는 shield gas nozzle의 선단을 기준으로 모재 방향으로 돌출되어 있다. TIG arc는 수축되지 못하고, 대략적으로 원뿔형이라고 가정한다. 따라서 모재표면에 상대적으로 넓은 열 패턴을 발생시킨다. 입력된 용접 전류에 대해, 모재표면에 미치는 원뿔형상의 영향 영역은 electrode-to-work-distance에 따라 변한다. 그러므로 아크길이의 작은 변화에도 단위면적당 입열에 있어서 상대적으로 큰 변화를 만든다.

반면에 plasma arc torch내에 있는 electrode(tungsten)는 constricting nozzle내에서 후퇴해 있다. 아크는 동일 방향으로 향하게 되고 상대적으로 적은 영역의 모재 표면에 constricting nozzle에 의해 집중된다. 이 plasma arc의 형상은 필수적으로 원통형이기 때문에 torch standoff가 변화하더라도 모재표면의 접촉 영역에 대한 변화는 거의 없다. 그러므로 PAW process은 TIG welding process보다 torch-to-work distance 변동에

대해 덜 민감하다. 이러한 PAW의 특징으로 인해 TIG welding에 비해 용접 변형 감소 및 고속 용접으로 인한 생산성 향상을 기대할 수 있다.

Plasma arc torch의 electrode는 constricting nozzle 내부에 후퇴해 있기 때문에, 전극이 모재와 접촉하는 것은 불가능하다. 이러한 특징은 전극재료로 인해 용접봉을 오염시키는 가능성을 크게 감소시킨다.

Fig. 2.10은 온도와 전압에 미치는 아크 수축의 영향을 모식도로 나타내었다. 수축아크(plasma arc)는 동일 용접 조건에서 비 수축아크(TIG arc)에 비해 높은 온도, 좁은 집중 면적 및 아크 전압이 30V로 비 수축 아크보다 2배 높다.

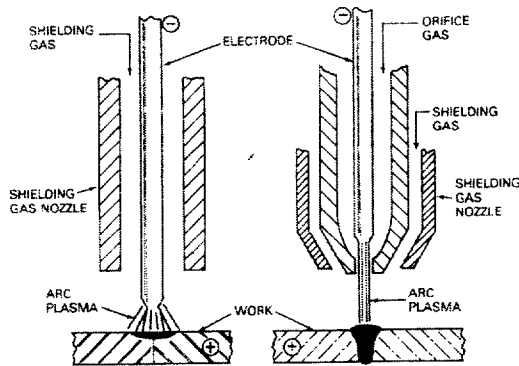


Fig. 2.9 Comparison of TIG welding and plasma arc welding process

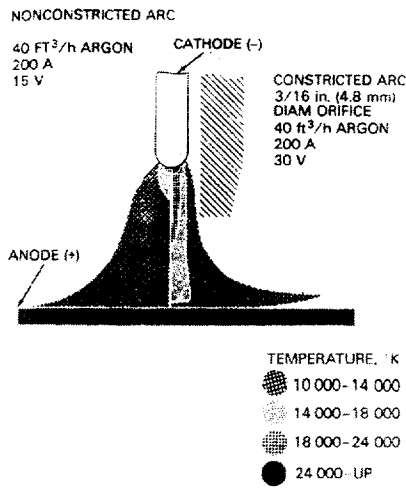


Fig. 2.10 Effect of arc constriction on temperature and voltage

2.2 MAG(Metal active gas)용접의 원리

MAG 용접은 별도의 shield gas를 사용하면서 소모전극 와이어를 연속적으로 공급하고, 그 선단에서 아크가 발생하도록 하여 용적이 용융지로 이행하도록 하는 용접법을 말한다. 흔히 Ar-20%CO₂의 혼합가스가 shield gas로 사용된다. 열적 핀치 효과가 CO₂보다 작고, 전위경사도가 낮은 Ar 가스를 80%정도 혼합하기 때문에 스패터가 적고, 대전류 영역에서는 완전 spray 이행이 생기며, MAG 용접용 와이어에는 탈산제가 포함되어 있다.

이 용접법에서는 Fig. 2.11에서 보는 바와 같이 연속적으로 공급되는 와이어가 아크의 높은 열에 의해 용융되어 아크 기둥을 거쳐 용융지로 이행하게 되며, 용융물은 가스 노즐을 통하여 공급되는 shield gas에 의해 주위의 대기로부터 보호된다.

본 연구에서는 80%Ar과 20%CO₂를 사용하는 MAG용접을 실시하였다.

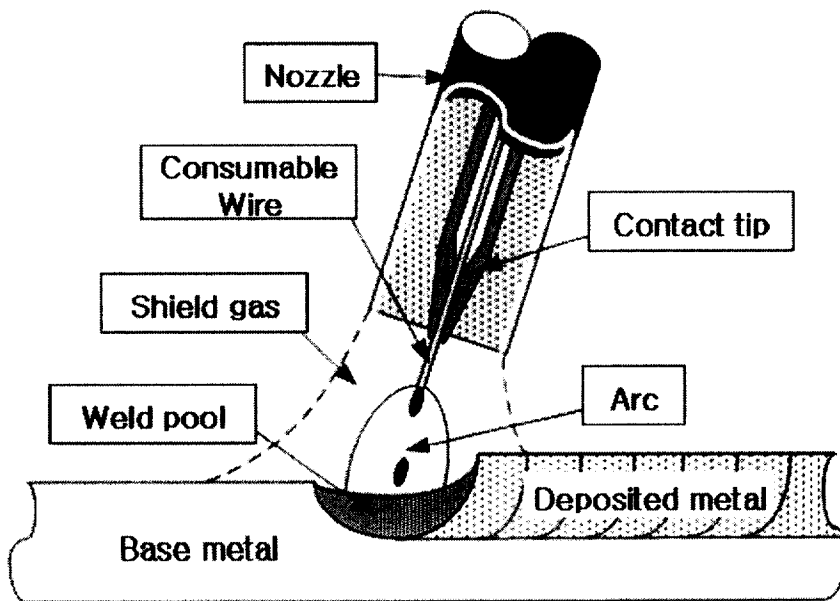


Fig. 2.11 Schematic drawing of MAG welding

2.2.1 입열량(Heat input)의 정의

용접시에 외부로부터 용접부에 가해지는 열량을 말하며, 용접 입열(welding heat input)이라고도 한다. 아크 용접에서는 아크가 용접비드의 단위길이(1mm)당 발생하는 전기적 열에너지 $Q(J/mm)$ 로 나타낸다. 아크 전압 $E(V)$, 아크 전류 $I(A)$, 용접 속도 $v(mm/sec)$ 일때 입열량(Q)은 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$$Q = \frac{E \cdot I}{v}, J / mm$$

입열량이 너무 높거나 낮으면 충격값이 저하된다. 그 이유는 입열량이 너무 높으면 용접부 조직이 austenite 결정립 조대화 및 상부 bainite 조직 생성으로 결정립이 조대화 되어 인성이 저하되며, 반면 입열량이 너무 낮으면 급랭에 의한 martensite화 될 뿐만 아니라 탈산효과 감소로 잔존 산소에 의한 인성저하 현상이 생긴다.¹¹⁾

2.2.2 CTWD와 stickout의 정의

Fig. 2.12 에서와 같이 CTWD (Contact tip To Workpiece Distance)는 contact tip 선단에서 모재 표면까지의 거리이며, stickout은 contact tip 선단에서 와이어가 돌출해 있는 길이로 정의된다. MAG 용접시 CTWD는 stickout과 arc length (아크길이)의 합으로 표현될 수 있다.

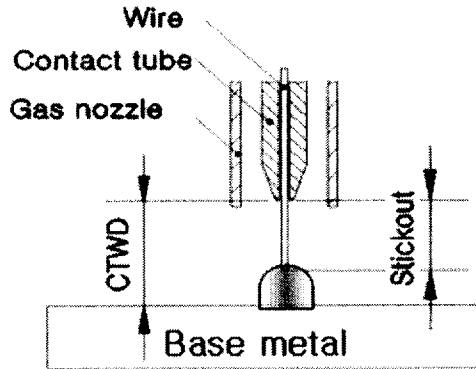


Fig. 2.12 Schematic drawing of CTWD and stickout in MAG welding

Fig. 2.13내의 식은 wire melting rate에 대해 Halmoy가 주장한 식으로 크게 아크열에 의한 와이어 melting항과 와이어 저항 발열에 의한 와이어 melting 항의 합으로 나타낸다. Wire melting rate는 아크열에 의한 설정 전류, 와이어 저항발열에 의한 설정전류의 제곱 및 wire stickout에 비례하며 와이어의 단면적에 반비례한다.¹²⁾

Wire melting rate(By eq. of Halmoy)

$$M(\text{kg/h}) = 6.5 \times 10^{-3} \times I + 2.88 \times 10^{-6} \times \frac{L_s I^2}{d^2}$$

where

	아크열에 의한 와이어 melting	와이어 저항 발열에 의한 와이어 melting
--	------------------------	------------------------------

M : Melting rate.kg/h
I : Set current.A
L_s : Wire stickout.mm, L : Arc length(mm)
d : Wire diameter.mm

Fig. 2.13 Equation for wire melting rate

2.3 횡 수축(Transverse shrinkage) 변형의 정의

횡 수축은 Fig. 2.14와 같이 용접선(Welding line)에 직각인 방향의 수축이다. 일반적으로 횡 수축은 1 layer 용접에 의해서는 특히 크지만, 2 layer 용접부터는 이미 용착된 금속에 의한 구속 때문에 횡 수축량의 증가율은 서서히 감소한다.

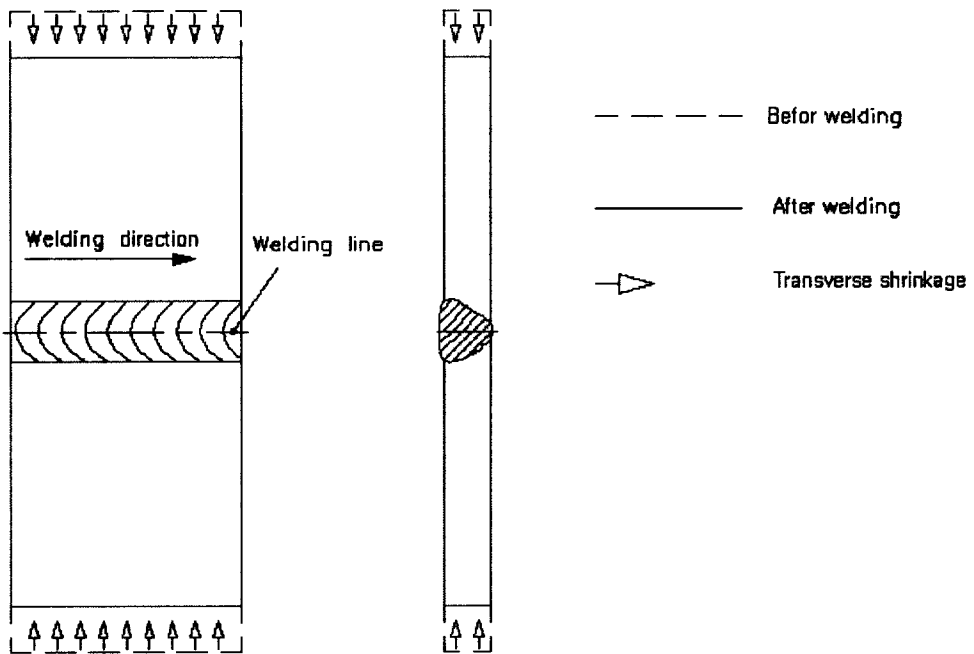


Fig. 2.14 Schematic drawing of transverse shrinkage

2.4 플라즈마 용접의 응용 방법에 관한 검토

Plasma arc를 열원으로 하고 송급하거나 혹은 송급하지 않고서 용접 구조물을 제작하는 여러 용접 공정들이 개발되어 왔다.

1) Plasma keyhole 용접과 접목한 filler wire 용접 공정

Fig. 2.15는 J. K Martikainen 등의 연구에서 plasma keyhole 용접과 접목한 filler wire 공정의 실험 장치를 나타낸다.

Fig. 2.16은 구조용 강 of 모재 두께 6mm의 I-그루브 맞대기 이음에 대해 plasma keyhole 용접을 하였으며, undercut 방지를 위해 filler wire를 공급하여 건전한 용접부의 마크로 단면을 나타낸 것이다.

Fig. 2.17은 구조용 강 of 모재 두께 10, 12, 16, 20mm Y-그루브 이음에 대해 루트면만 plasma keyhole 용접한 마크로 단면을 나타냈으며, plasma arc 열로 인해 양쪽 그루브 면이 용융되면서 목두께가 상승한다고 하였다. 또한 I-그루브 맞대기 이음에 대해 plasma keyhole 용접의 두께를 초과한다면 루트면을 가진 Y-그루브가 사용될 수 있다고 결론지었지만, 남은 그루브 단면적에 대해서는 그 방법을 제시하지 않았다.



Fig. 2.15 The experimental equipment for plasma arc welding

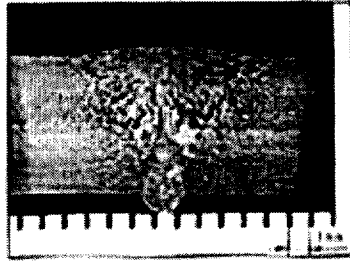
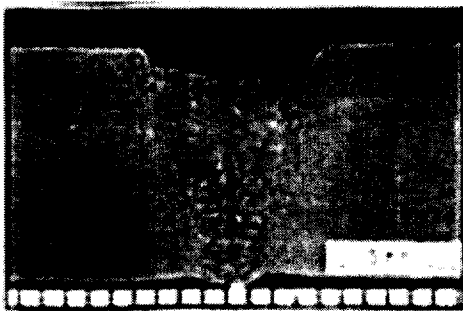
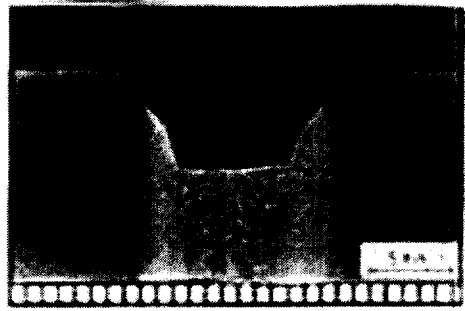


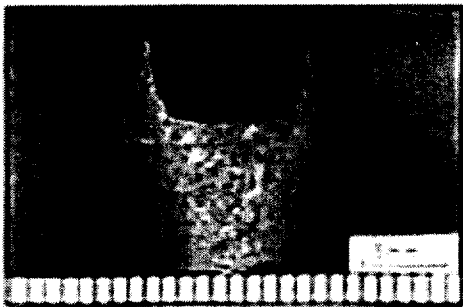
Fig. 2.16 Plasma keyhole welding of I-groove butt joint(6.0mm thickness)



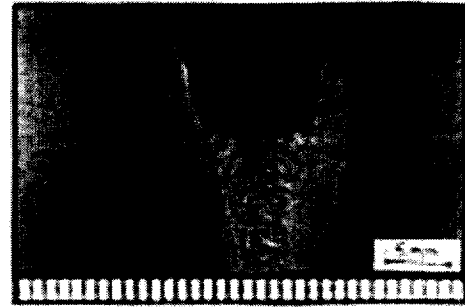
(a) 10mm thickness



(b) 12mm thickness



(c) 16mm thickness



(d) 20mm thickness

Fig. 2.17 Plasma keyhole welding of Y-groove with root face

2) Plasma-TIG dual torch 용접 공정

Fig. 2.18은 Z. Son 등의 연구에서 plasma keyhole 용접과 접목한 TIG dual torch 용접 공정의 실험 장치를 나타낸다. 선행 토치로 plasma keyhole 용접을 하고 후행 토치로 TIG 용접을 하는 plasma-TIG 용접 공정이다. Fig. 2.19에서 보여지듯이 후행 TIG의 역할은 plasma keyhole 용

접후의 표면결함인 undercut을 완화시키는 것이며, 사용된 모재는 듀플렉스 스테인리스 강, 두께 5.5mm의 I-그루브 맞대기 용접이었다.

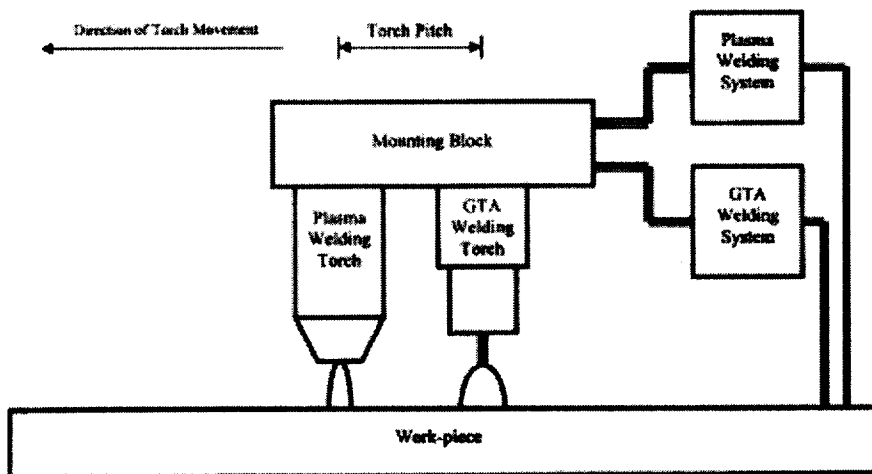
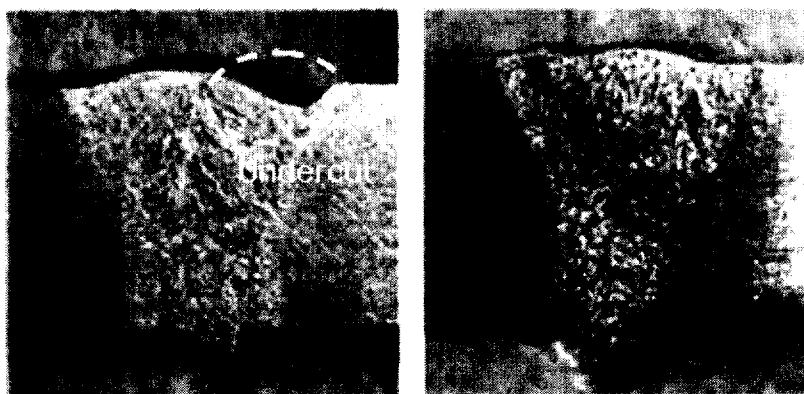


Fig. 2.18 Schematic drawing of the dual torch welding arrangement



(a) Plasma keyhole welding (b) Plasma keyhole welding followed by TIG arc remelting

Fig. 2.19 Welding profiles of duplex stainless steel plate(5.5mm thickness)

3) Plasma-MIG hybrid 용접 공정

Fig. 2.20은 plasma arc 용접과 MIG 용접의 장점을 모두 지닌 용접법으로 고온의 plasma arc로 MIG filler wire를 둘러싸 용융시키는 것으로 와이어의 용융속도를 대폭적으로 증가시키면서 동시에 용적의 이행을 원활하게 하므로 스패터를 억제시킬 수 있다.

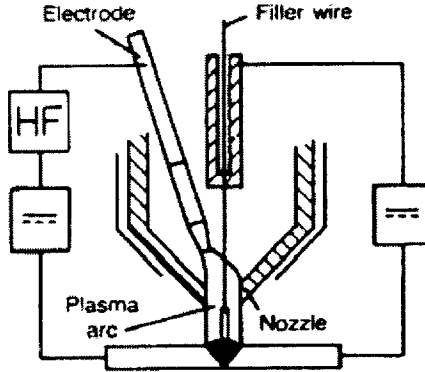


Fig. 2.20 Schematic drawing of a plasma-MIG welding

4) Gas metal plasma arc 용접 공정

Fig. 2.21에 나타내는 바와 같이 전원 No.1은 electrode와 모재 사이에 이행 plasma arc를 발생시켜 모재를 용융시키고, 전원 No.2는 저항 가열 및 전극과 와이어 사이에 발생한 plasma arc에 의해 와이어를 용융시킨다. 모재의 용융과 와이어의 용융은 다른 전원으로 제어되고 있다.

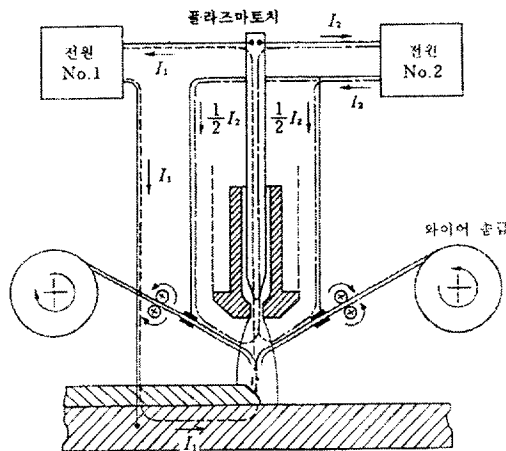


Fig. 2.21 Schematic drawing of gas metal plasma arc welding

5) 역극성 plasma arc 용접 공정

Fig. 2.22에 나타내는 바와 같이 electrode(tungsten)을 양극(+)으로 하고 불활성 가스 분위기 속에서 비 소모성 전극(tungsten)과 모재 사이에 아크를 발생시키며, 패딩와이어(filler wire) 또는 rod를 아크 중에 송급하여 용접한다. 모재가 음극이 되므로 아크에 의한 클리닝 작용에 따라 모재 표면의 산화물이 제거되고 용융금속과 모재의 접촉이 양호하게 된다. 또한, shield gas 중에 0.2% 산소를 첨가하면 음극점의 거동이 제어되어 아크가 안정하게 유지할 수 있다.

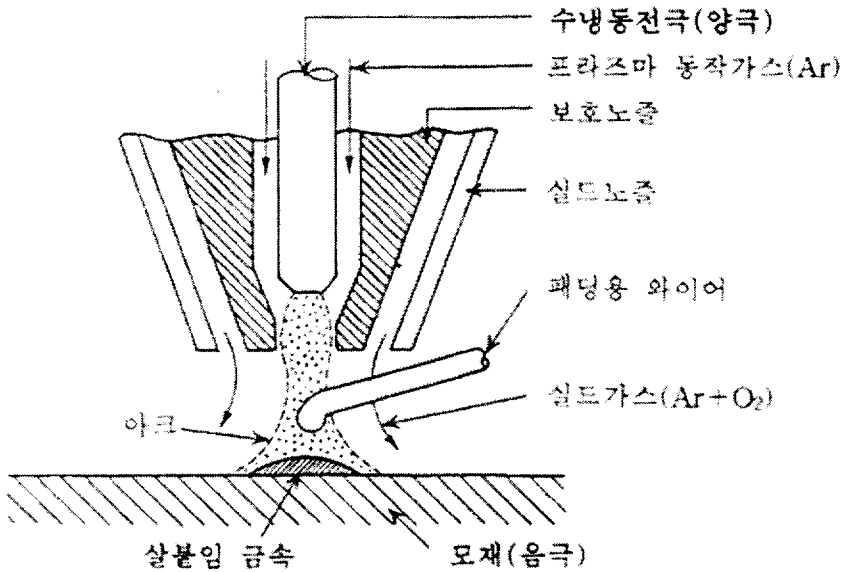


Fig. 2.22 Schematic drawing of positive polarity in plasma arc welding

제 3장 Plasma keyhole 용접에 관한 실험

3.1 서언

본 장에서는 Plasma Arc Welding(PAW)의 평판에서 plasma keyhole 형성 범위, 아크길이 변동에 따른 비드 형상 관찰 및 shield gas의 영향을 검토하여 적정 plasma keyhole 용접 조건을 설정하였으며, 그 적정 용접 조건을 backing 없는 루트면 4mm와 6mm의 Y-그루브 맞대기 이음에 적용시켰다. 또한 shield gas로 Ar과 Ar-5%H₂를 사용하여 plasma keyhole 용접부의 품질을 관찰하였다.

3.2 실험 재료 및 실험 방법

3.2.1 실험 재료

본 실험에 사용된 재료는 평판의 plasma keyhole 용접 실험에 폭50mm × 길이100mm × 두께6mm 연강을 사용하였고, 시편 형상은 Fig. 3.1에 나타내었다.

Y-그루브 맞대기 이음의 plasma keyhole 용접 실험에 사용된 재료는 폭 150mm × 길이 100mm × 두께12mm 연강을 사용하였고, 시편 형상은 Fig. 3.2에 나타내었다

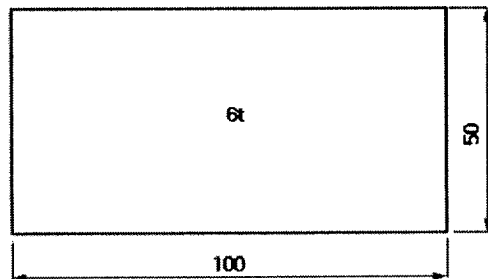


Fig. 3.1 Specimen of plate for plasma keyhole welding

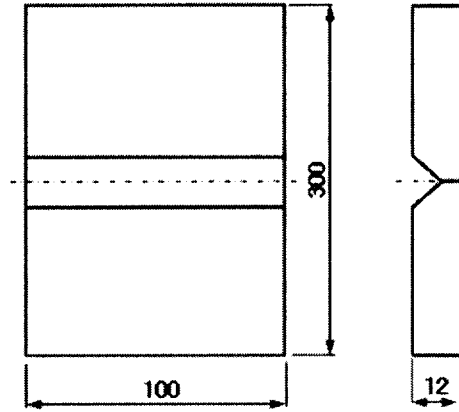


Fig. 3.2 Specimen of Y-groove butt joint for plasma keyhole welding

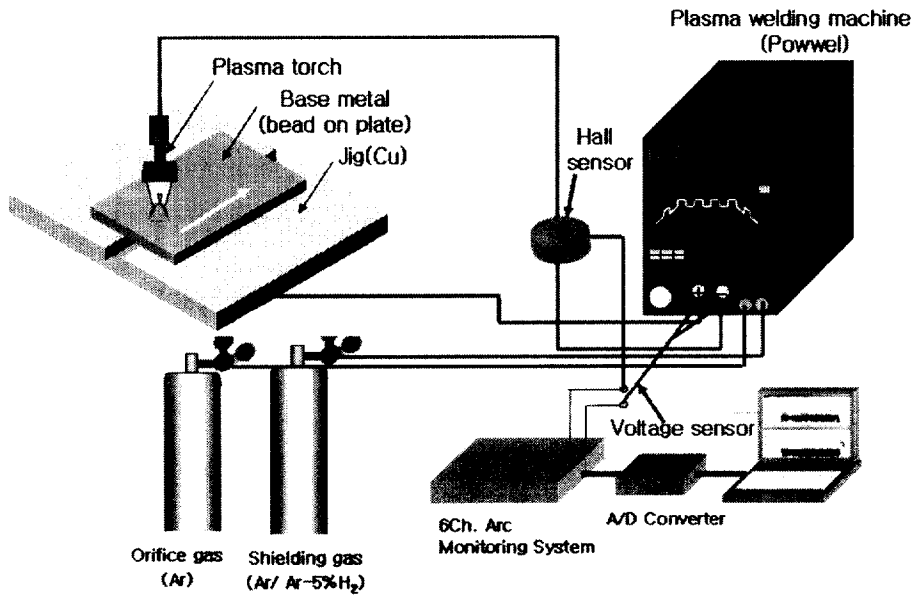
3.2.2 실험 방법

Table 3.1은 평판에서 plasma keyhole 형성 범위, 아크 길이변동에 따른 비드형상 관찰 및 shield gas의 영향을 검토하기 위한 plasma keyhole 용접 조건이며, 또한 Y-그루브의 루트면 4mm와 6mm에 대한 plasma keyhole 용접 조건을 나타내었다.

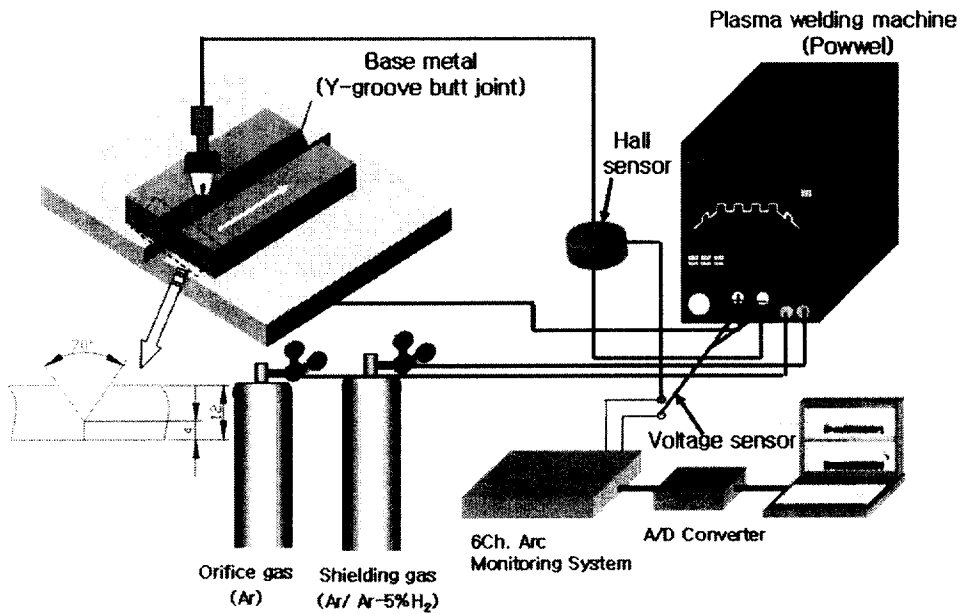
Fig. 3.3은 plasma keyhole 용접의 실험 모식도를 나타냈으며, (a)는 평판에서 plasma keyhole 용접을 하였고 (b)는 Y-그루브의 맞대기 이음에 대해 plasma keyhole 용접을 하였다. 그때 모재 두께12mm, 루트면 4mm 및 6mm, groove angle은 70°였다.

Table 3.1 The condition for plasma keyhole welding

Power source	Powwel-150XP		Powwel-300XP
Welding mode	Keyhole on plate	Y-groove butt joint	
Root face(mm)	-	4	6
Welding current(A)	150	150	180
Arc length(mm)	4, 5, 6	6	8
Welding speed(cpm)	10, 20, 30	20	20
Orifice gas flow rate (ℓ/min)	0.6, 0.8, 1.0, 1.2, 1.4, 1.6, 1.8, 2.0	2.0	1.6
Orifice insert diameter (mm)	2.4		
Shield gas flow rate (ℓ/min)	10(Ar, Ar-5%H ₂)		



(a) Bead on plate



(b) Y-groove butt joint

Fig. 3.3 Schematic drawing of experimental setup

3.3 실험 결과 및 고찰

3.3.1 Plasma keyhole 안정성에 대한 메커니즘

Plasma keyhole 용접공정에서 안정된 이면비드 형성을 위해서 keyhole의 존재 및 안정성은 매우 중요하다. Fig. 3.4는 keyhole 벽에 작용하는 수평 힘들을 나타내었다. J. C. Metcalfe와 J. Kroos 등의 연구에서는 keyhole을 닫는 경향이 있는 표면장력 압력(P_s)을 아래의 식(1)로 표현하였으며, 용융된 유체 상부에 의해 발생하는 압력(P_m)을 식(2)로 표현하였다. Fig. 3.4에서 얇은 원형요소의 두께는 미소 두께(Δz)이며, 만약 어떤 미소 두께 (Δz)에서 오리피스 가스의 질량이 z 에 따라 변하지 않는다고 보면 $\Delta m/\Delta z$ 은 단지 orifice gas flow rate(f_p)와 orifice gas의 유속(u)에 의해 결정된다. Orifice gas flow rate가 주어질 때, orifice gas의 유속은 orifice diameter에 의존한다.

이상 가스 법칙으로부터 orifice gas 정체 압력(P_g)은 식(3)에 의해 표현되었다. Keyhole이 변동하지 않을 때 orifice gas 흐름의 정체 압력은 표면장력 압력과 유체 상부에 의해 발생하는 압력과 잘 조화되어야 한다.

식 (1~3)은 주어진 재료와 판 두께에 대해 어떤 keyhole의 폭은 단지 표면장력(T_s), orifice gas flow rate(f_p) 및 orifice gas의 유속(u)에 의해서만 제어된다.

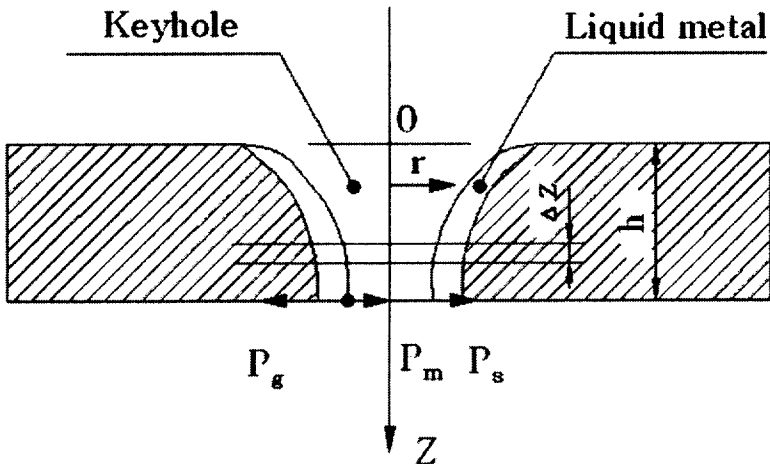


Fig. 3.4 Horizontal forces acting on keyhole wall

$$P_s = \frac{T_s}{r} \quad (1)$$

여기서,

P_s : Surface tension pressure that tends to close the keyhole, N/mm²

T_s : Surface tension constant, N/mm

r : Radius of the keyhole, mm

$$P_m = \rho_m g z \quad (2)$$

여기서,

P_m : Pressure generated by the hydrostatic head of the melted weld metal, N/mm²

ρ_m : Density of the liquid metal, g/mm³

g : Gravity acceleration, m/sec²

z : Coordinate along thickness direction, mm

$$P_g = k' \frac{\Delta m (f_p, u)}{\pi r^2 \Delta z} = k \frac{m (f_p, u)}{r^2} \quad (3)$$

여기서,

P_g : Orifice gas stagnation pressure, N/mm²

m : $\Delta m / \Delta z$

k', k : Coefficients

f_p : Orifice gas flow rate, ℓ/min

u : Speed of the orifice gas, mm/sec

위의 키홀의 평형 방정식(1)에서 안정된 키홀 용접 시에 P_s 가 증가하면 keyhole의 반경(r)이 커지는 반면 P_s 가 감소하면 keyhole의 반경(r)이 작아진다. 또한 용융된 모재의 표면장력은 일정하기 때문에 plasma keyhole의 최적 반경도 고정될 수 있다. 따라서 안정적인 plasma keyhole은 P_s 에 의해 좌우될 수 있으며 P_s 에 영향을 미칠 수 있는 인자는 orifice diameter이다. 안정적인 plasma keyhole 용접 중 plasma 아크열과 부적절한 조건

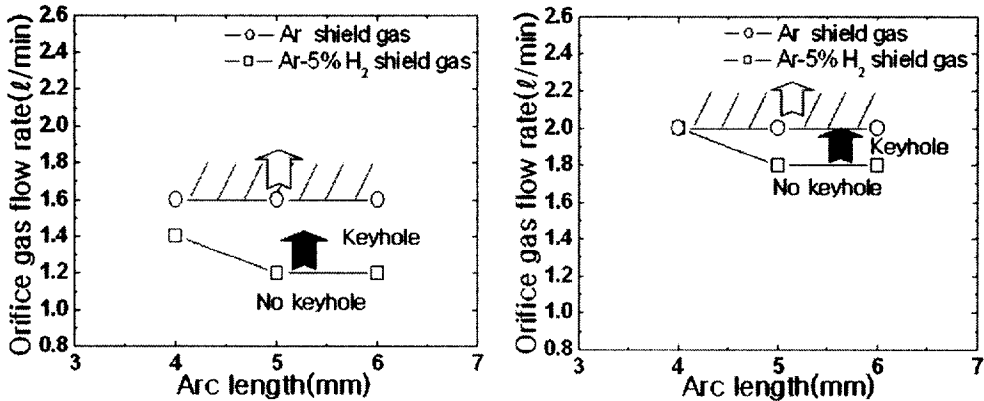
설정으로 orifice diameter가 증가될 가능성이 있으며 이로 인해 orifice gas의 유속이 감소하여 plasma keyhole이 사라질 수도 있다고 판단된다. 반면 plasma 아크열에 의한 constricting nozzle의 용융 및 부적절한 가스 조성으로 인해 constricting nozzle에 스패터 부착 때문에 orifice diameter가 감소될 수 있으며 그 결과로서 orifice gas의 유속은 증가하여 과대 용입, 심한 undercut 발생 등의 용접 결함을 초래할 가능성이 있다고 판단된다.

이러한 plasma keyhole 용접 메커니즘에 관계된 몇몇 문헌들을 살펴보면 Y. M. Zhang 등의 연구에서는 일단 한번 keyhole이 형성되었다면 keyhole의 폭은 전류의 증가와 용접속도의 감소와 더불어 변하지 않았다. 그러나 전류의 증가나 용접속도의 감소는 표면비드 폭과 이면비드 폭을 증가시키면서 결국 용락을 일으켰다.¹³⁾

J. K. Martikainen 등의 연구에서는 plasma keyhole 용접 공정에서 특히 구조용강(연강)은 오스테나이트 스테인리스 강과 티타늄보다 용융풀의 표면장력과 점성이 낮기 때문에 용융풀과 plasma keyhole의 안정성을 제어하는 것은 어렵다고 함에도 불구하고 본 연구에서는 여러 인자들(용접 전류, 용접 속도, orifice gas flow rate, shield gas flow rate 등)의 조화로 건전한 plasma keyhole 용접부를 얻을 수 있었다.

3.3.2 평판의 plasma keyhole 용접 실험 결과

Fig. 3.5는 Ar과 Ar-5%H₂를 shield gas로 사용했을 때 아크길이와 orifice gas flow rate 사이에서 plasma keyhole 형성 범위를 나타내었으며 그림 내부에 있는 화살표 이상이 되어야 plasma keyhole 용접이 되었다. 용접 속도 20cpm에서 Ar을 shield gas로 사용했을 때 보다 Ar-5%H₂를 shield gas로 사용했을 때, orifice gas flow rate가 작아도 plasma keyhole 용접이 잘 이루어졌다. 이것은 Ar에 H₂를 첨가함으로써, H₂의 강한 열적 펀치 효과로 인한 plasma arc 전압 증가 및 고온에서의 높은 열전도도 때문에 아크파워 및 모재의 용융 효율이 증가되었기 때문이라고 판단된다.¹⁴⁾



(a) Welding speed 20cpm

(b) Welding speed 30cpm

Fig. 3.5 Region of plasma keyhole formation between arc length and orifice gas flow rate

Table 3.2는 t6.0 평판위에 shield gas로 Ar과 Ar-5%H₂를 사용하여 plasma keyhole 용접을 하였을 때 아크길이 변동에 따른 전류, 전압 파형이다. Ar과 Ar-5%H₂를 shield gas로 사용하였을 때 두 용접 파형 모두 아크 길이가 커짐에 따라 전압이 약간 증가함을 알 수 있었으며, 동일 아크 길이에서 Ar-5%H₂를 shield gas로 사용했을 때의 전압이 Ar shield gas를 사용했을 때 보다 조금 높았다. 이것은 H₂가 Ar보다 훨씬 가볍고 유출 속도가 빠르기 때문에 plasma arc 기둥을 더욱 크게 수축(열적 핀치 효과)시켜 plasma arc 저항의 증가로 인해 Ar-5%H₂의 shield gas 전압이 더욱 증가되었다고 판단된다. 그리고 plasma keyhole 용접의 아크길이 변동하더라도 일정 전류(150A)를 유지할 수 있었던 것은 정전류 특성전원이기 때문이다.

Fig. 3.6은 Table 3.2에서 Ar과 Ar-5%H₂ shield gas 사용 시 아크길이 변동에 따른 전압 값을 회귀식으로 나타낸 것이며, 이 회귀식은 Y-그룹브에 plasma keyhole 용접 적용 시 아크길이를 구하는데 참고로 활용된다.

Table 3.3은 Ar과 Ar-5%H₂ shield gas에서 아크길이 변동에 따른 표면 및 이면비드를 나타내었고 아크길이 변동하더라도 양호한 비드를 얻을 수 있었다. 따라서 표면 및 이면비드 형성에 미치는 아크길이의 영향은 거의 없었으며 이것은 아크의 지향성이 좋고 아크 길이 변화에도 덜 민감한 plasma arc 용접의 특징인 것으로 판단된다.

Fig. 3.7은 마크로 단면으로써 Ar을 shield gas로 사용했을 때 undercut 이 발생되었지만, Ar-5%H₂를 shield gas로 사용했을 때 undercut 발생은 거의 없었다. J. K Martikainen 등의 연구에서는 6mm 구조용 강의 I 맞대기 이음에 대해 undercut 방지를 위해 filler wire를 사용하였으며, Z. Sun 등의 연구에서는 듀플렉스 스테인리강의 두께 5.5mm I 그룹브 맞대기 이음에 대해 dual torch 기술을 사용해 선행을 plasma keyhole 용접후의 undercut 결함을 완화시키기 위해 후행을 TIG 용접으로 재 용융시켰지만 본 연구에서는 Ar-5%H₂를 shield gas 사용함으로써 undercut을 방지할 수 있었다.

Table 3.2 Current and voltage waveform for arc length variation

Arc length (mm)	Welding waveform	
	Ar	Ar-5%H ₂
4	<p>Current : 150A Voltage : 27.9V</p>	<p>Current : 150A Voltage : 30.2V</p>
5	<p>Current : 150A Voltage : 29.1V</p>	<p>Current : 150A Voltage : 31.2 V</p>
6	<p>Current : 150A Voltage : 30.4V</p>	<p>Current : 150A Voltage : 32.6V</p>

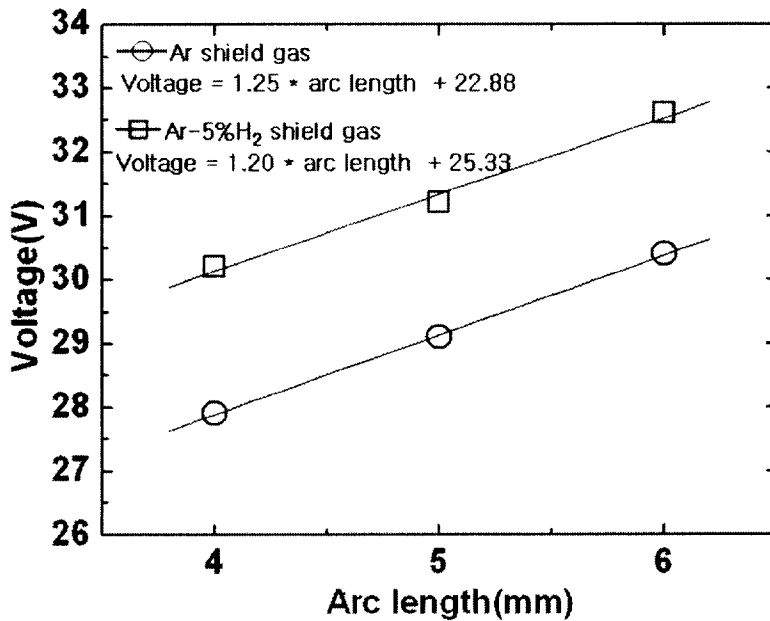



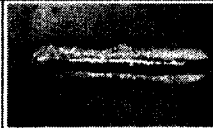



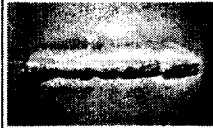



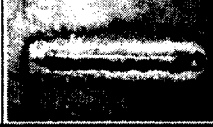
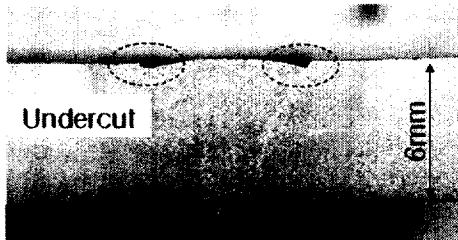


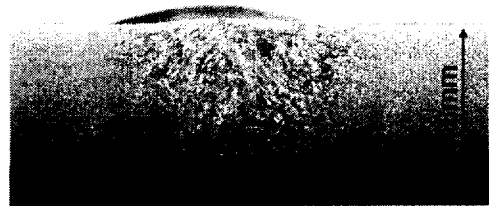
Fig. 3.6 Voltage for arc length variation by two shield gases

Table 3.3 Bead appearance by arc length variation(t6.0)

Arc length (mm)	Surface bead		Back bead	
	Ar	Ar-5% H_2	Ar	Ar-5% H_2
4				
5				
6				



(a) Ar shielding gas



(b) Ar-5% H_2 shielding gas

Fig. 3.7 Macro section after plasma keyhole welding

3.3.3 Y-groove butt joint의 plasma keyhole 용접 실험 결과

Table 3.4는 shield gas로 Ar과 Ar-5%H₂를 사용하여 모재 두께 12mm, 루트면 4mm와 6mm, groove angle 70°, Y-그루브 맞대기 이음에 plasma keyhole 용접을 하였을 때 전류, 전압 파형이다. 루트면 4mm일때 Ar보다 Ar-5%H₂ shield gas를 사용했을 때 plasma keyhole 용접 전압이 조금 높았다.

루트면 4mm일때 Ar-5%H₂의 plasma keyhole 용접 전압인 29.1V를 아크길기로 환산하기 위해 평판으로 용접한 Fig 3.6의 Ar-5%H₂의 회귀식을 외삽하여 계산해 보면 아크길이는 3.2mm가 된다. 루트면 4mm일때 Y-groove 용접시 설정 아크길이는 6mm였는데 실제 아크길이가 3.2mm로 감소한 이유는 plasma keyhole 용접을 하면서 선행 plasma 아크열에 의해 양쪽 그루브 면의 용융되면서 루트면보다 목두께가 2mm정도 커졌기 때문으로 판단된다. J. K Martikainen 등의 연구에서도 Y 그루브에 plasma keyhole 용접만 했을 때 양쪽 그루브 면이 용융되면서 목두께가 커졌다고 고찰하였다.

Table 3.5는 루트면 4mm와 6mm에서 Ar과 Ar-5%H₂ shield gas로 용접했을 때 비드형상 및 마크로 단면을 나타낸 것이다. Ar-5%H₂ shield gas로 용접했을 때 비드 형상 및 마크로 단면은 모두 양호했고 루트면보다 목두께가 2mm정도 커졌음을 알 수 있었으며, 이 안정적인 이면비드 형성으로 플라즈마-MAG 탄뎀 용접에 적용되었다.

Table 3.4 Current and voltage waveform by two shield gases

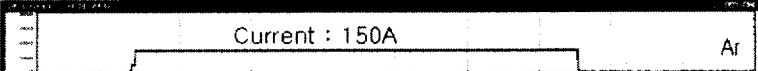
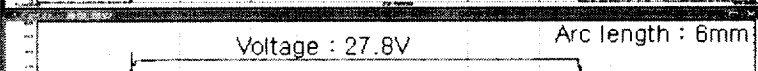
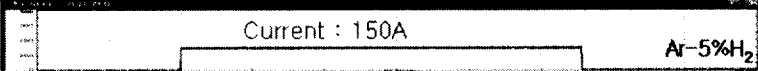
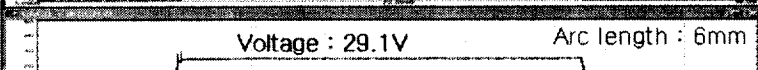
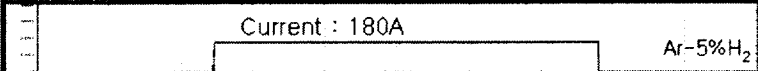
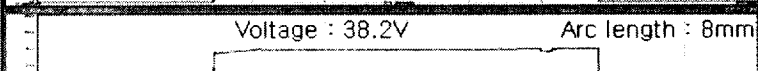

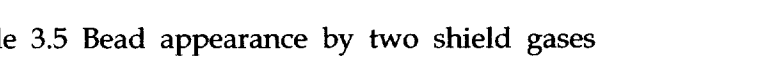
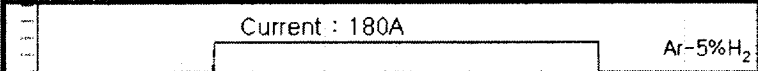
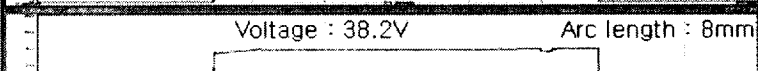

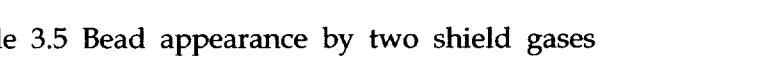
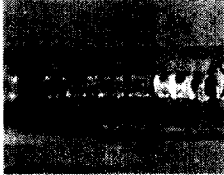
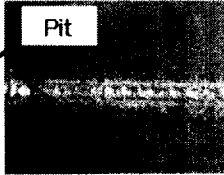
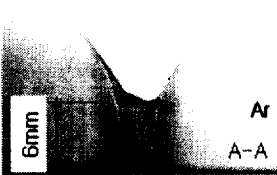
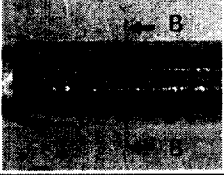
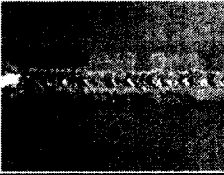
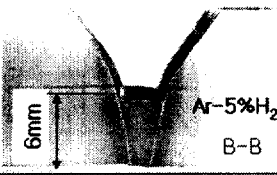
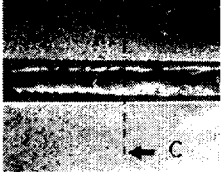
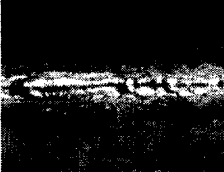
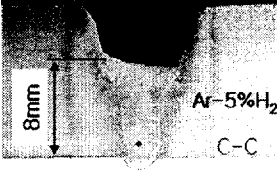



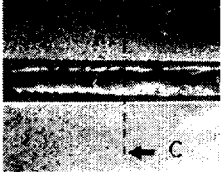
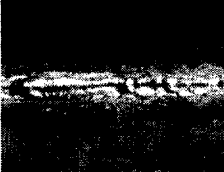
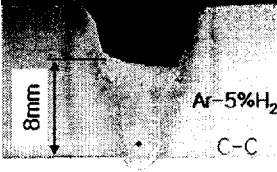



Groove	Root face(mm)	Welding waveform	
Y-groove	4	 Current : 150A Ar	 Voltage : 27.8V Arc length : 6mm
		 Current : 150A Ar-5%H ₂	 Voltage : 29.1V Arc length : 6mm
		 Current : 180A Ar-5%H ₂	 Voltage : 38.2V Arc length : 8mm
		 Current : 180A Ar-5%H ₂	 Voltage : 38.2V Arc length : 8mm
	6	 Current : 180A Ar-5%H ₂	 Voltage : 38.2V Arc length : 8mm
		 Current : 180A Ar-5%H ₂	 Voltage : 38.2V Arc length : 8mm

Table 3.5 Bead appearance by two shield gases

Groove	Root face(mm)	Bead appearance		Macro section
		Surface bead	Back bead	
Y-groove	4		 Pit	 6mm Ar A-A
		 B		 6mm Ar-5%H ₂ B-B
		 C		 8mm Ar-5%H ₂ C-C
				
	6	 C		 8mm Ar-5%H ₂ C-C
				

3.4 결론

Plasma keyhole 용접에 관한 실험을 하면서 다음과 같은 결론을 내릴 수 있었다.

1) 평판의 용접 속도 20cpm에서 Ar을 shield gas로 사용했을 때 보다 Ar-5%H₂를 shield gas로 사용했을 때, orifice gas flow rate가 적어도 plasma keyhole 용접이 잘 이루어졌다.

2) J. K Martikainen 등의 연구에서는 plasma keyhole 용접 공정에서 특히 구조용강(연강)은 오스테나이트 스테인리스 강과 티타늄보다 용융풀의 표면장력과 점성이 낮기 때문에 용융풀과 keyhole의 안정성을 제어하는 것은 어렵다고 함에도 불구하고 본 연구에서는 여러 인자들(용접 전류, 용접 속도, orifice gas flow rate, shield gas flow rate 등)의 조화로 건전한 plasma keyhole 용접부를 얻을 수 있었다.

3) 평판에서 Ar과 Ar-5%H₂를 shield gas로 사용하였을 때 두 용접 파형 모두 아크 길이가 커짐에 따라 전압이 약간 증가함을 알 수 있었으며, Ar-5%H₂를 shield gas로 사용했을 때의 전압이 Ar shield gas를 사용했을 때 보다 조금 높았다.

4) 평판에서 plasma keyhole 용접 시 표면 및 이면비드 형성에 미치는 아크길이 영향은 거의 없었다.

5) Plasma keyhole 용접 시 J. K Martikainen 등의 연구에서는 6mm 구조용 강의 I 맞대기 이음에 대해 undercut 방지를 위해 filler wire를 사용하였으며, Z. Sun et al 등의 연구에서는 dual torch 기술을 사용해 선행을 plasma keyhole 용접후의 undercut 결함을 완화시키기 위해 후행을 TIG 용접으로 재 용융 시켰지만 본 연구에서는 shield gas로 Ar-5%H₂를 사용함으로써 undercut을 방지할 수 있었다.

6) 루트면 4mm에서 Ar-5%H₂ shield gas로 Y-groove 용접시 설정 아크 길이는 6mm였는데 실제 아크길이가 3.2mm로 감소한 이유는 plasma keyhole 용접을 하면서 선행 plasma 아크열에 의해 양쪽 그루브 면의 용융되면서 루트면보다 목두께가 2mm정도 커졌기 때문으로 판단된다.

J. K Martikainen 등의 연구에서도 Y 그루브에 plasma keyhole 용접만 했을 때 양쪽 그루브 면이 용융되면서 목두께가 커졌다는 결과를 확인할 수 있었다.

제 4장 MAG 용접의 CTWD 변동에 따른 입열량 검토

4.1 서언

본 장에서는 MAG 용접의 평판에서 CTWD 변동에 따른 입열량 및 용입을 검토하였으며, Y-그루브 용접에서는 온도 측정 및 마크로 단면을 검토하였다.

4.2 실험 재료 및 실험 방법

4.2.1 실험 재료

본 실험에 사용된 재료는 평판 MAG 용접에서 폭 50mm×길이 100 mm×두께 9mm 연강을 사용하였고, 시편 형상은 Fig. 4.1에 나타내었다.

Y-그루브 MAG 용접 재료는 폭150mm × 길이100mm × 두께12mm 연강으로 된 맞대기 이음을 사용하였으며, 시편 형상은 Fig. 4.2에 나타내었다.

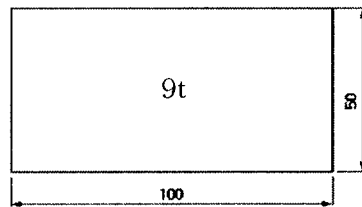


Fig. 4.1 Specimen of plate for MAG welding

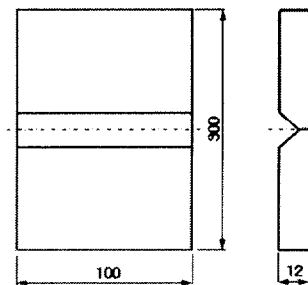


Fig. 4.2 Specimen of Y-groove butt joint for MAG welding

4.2.2 실험 방법

Fig. 4.3은 평판에서 CTWD를 변동시켜 입열량 및 용입을 관찰하기위한 MAG 용접 모식도이며, Table 4.1은 그 실험조건을 나타낸 것이다.

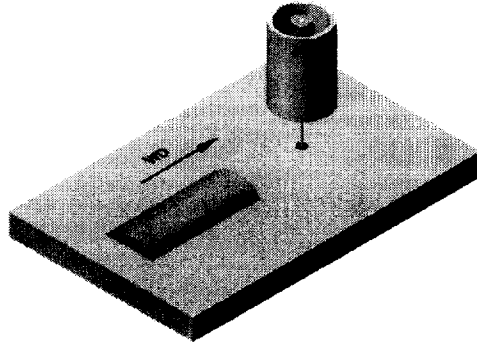


Fig. 4.3 Schematic drawing of experimental setup

Table 4.1 The condition for CTWD variation in MAG welding

Power source	Fronius TPS4000
Welding mode	Bead on plate
Set current(A)	360
Wire feed rate(cpm)	1300(YGW11, ϕ 1.2)
Set voltage(V)	34
Welding speed(cpm)	20
CTWD(mm)	15, 20, 25, 30, 35, 40, 45, 50, 55, 60, 65
Shield gas flow rate (ℓ/min)	20(Ar-20%CO ₂)

Fig. 4.4는 CTWD가 각각 20mm와 40mm 일때 온도 측정 및 마크로 단면을 관찰하기 위한 실험 모식도이며 Table 4.2는 그 실험조건을 나타낸 것이다. 그루브 개선형상은 시편두께 12mm, Y-groove, 루트면 4mm 및 groove angle 70°였다. 이면의 ①②③은 온도 측정을 위한 열전대 부착 위치이며 용접 중 실시간으로 온도를 측정하였다. 세라믹 백킹은 MAG 용접 시 용락 방지를 위해 시편 이면에 부착되었다.

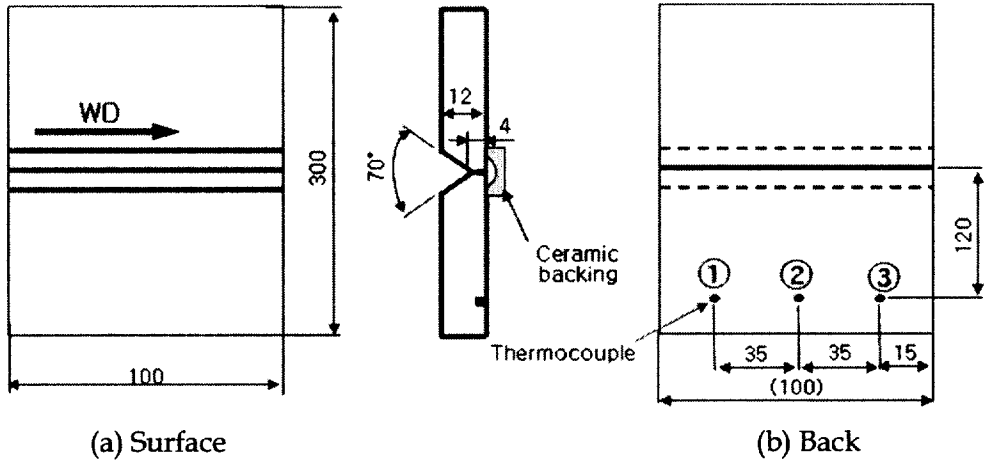
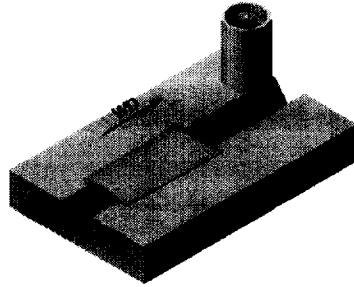


Fig. 4.4 Schematic drawing of experimental setup

Table 4.2 The condition for temperature and shrinkage measurement by CTWD 20 and 40mm

Welding mode	Y-groove butt joint
Set current(A)	360
Wire feed rate(cpm)	1300
Set voltage(V)	34
Welding speed(cpm)	20
CTWD(mm)	20, 40

4.3 실험 결과 및 고찰

4.3.1 평판의 MAG 용접 실험 결과

1) CTWD 변동에 따른 입열량 결과

Table 4.3은 MAG 용접에서 CTWD 변동에 따른 출력 전류, 전압, 입열량, 단락시간비 및 저항변동계수를 나타낸 것이다. CTWD 20mm는 일반적으로 사용되지만 40mm는 용접 입열량을 감소시키기 위한 방법이며 45mm 부터는 아크 안정지수인 저항 변동계수가 급격히 증가하였다. 정전압 특성전원이기 때문에 출력전압은 거의 변하지 않았다.

Table 4.3 Current and heat input as CTWD increases in MAG welding
(Bead on plate, set 360A, 20cpm)

CTWD (mm)	출력전류 (A)	출력 전압 (V)	입열량 (kJ/mm)	단락 시간비 (%)	저항 변동계수
15	389	38.3	45	0.00	0.06
20	350	37.9	40	0.00	0.04
25	320	37.6	36	0.01	0.03
30	291	37.3	33	0.01	0.03
35	276	37.1	31	0.01	0.03
40	260	37.0	29	0.02	0.04
45	247	36.8	27	0.02	0.08
50	234	36.7	26	0.04	0.16
55	218	37.3	24	0.19	0.63
60	204	37.9	23	0.21	0.73
65	192	38.6	22	0.55	0.82

Fig. 4.5는 Table 4.3의 데이터에 대해 CTWD 변동에 따른 출력전류 및 입열량 그래프를 나타낸 것이다. CTWD가 증가함에 따라 와이어 Stick out이 길어지고 와이어 저항의 증가로 출력전류는 감소되며 정전압 특성전원으로 인해 일정전압은 유지되었다. 따라서 입열량이 감소하게 되었다. CTWD 증가에 따라 출력 전류가 낮아짐에도 불구하고 와이어의 저항 발열에 의한 예열 효과 증가 때문에 동일 와이어 송급속도에서도 와이어 용

음이 가능할 수 있었다고 판단된다. 플라즈마-MAG 탄템 1패스 Y-그루브 용접에 CTWD 20 → 40mm로 증가시키면 입열량은 40 → 29kJ/cm로 약 28%로 감소되어 저입열, 고용착 용접이 가능하다.

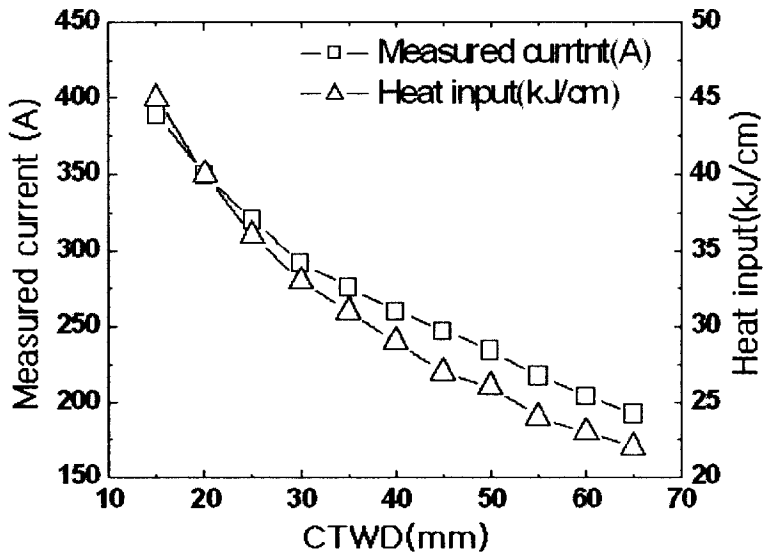
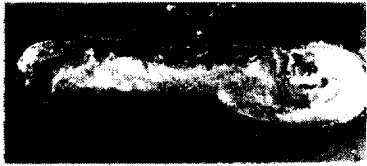
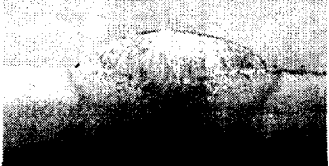

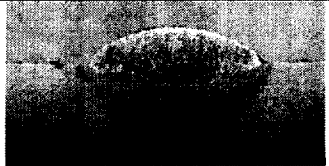
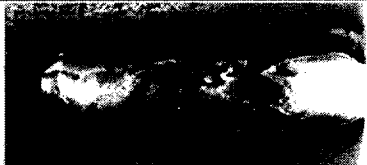
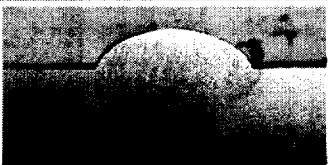
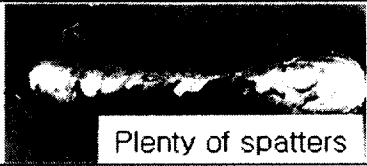

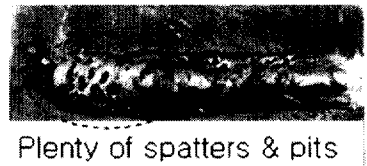
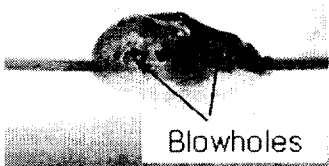


Fig. 4.5 Variation of current and heat input as CTWD increases in MAG welding

2) CTWD 변동에 따른 비드형상 및 용입 결과

Table 4.4는 설정전류 360A로 고정, CTWD를 변동시켰을 때 용접된 표면비드 형상 및 마크로 단면을 나타내었다. CTWD가 증가할수록 용입과 비드폭은 감소했으며 덧살 높이는 증가했다. 또한 CTWD 50mm에서는 다량의 스파터가 발생하였고 65mm에서는 다량의 굵은 스파터, pit 및 기공이 발생하였는데 이것은 아크 안정성 지수인 저항변동계수의 급격한 증가로 아크가 불안정해진 것으로 판단된다.¹⁵⁾ 따라서 아크 안정성을 고려하여 저 입열 고용착 용접을 위해 CTWD 40mm이하를 플라즈마-MAG 용접에 적용시켰다.

Table 4.4 Surface bead and macro section as CTWD increases in MAG welding

CTWD	Surface bead	Macro section
20mm		
30mm		
40mm		
50mm	 Plenty of spatters	
65mm	 Plenty of spatters & pits	 Blowholes

4.3.2 Y-groove butt joint의 용접 실험 결과

1) CTWD 변동에 따른 온도 실험결과

Fig. 4.6은 MAG용접에서 CTWD가 20mm와 40mm 일때 용접 중 시간에 따른 온도 변화를 나타낸 것이다. CTWD가 20mm와 40mm 일때 열전대 위치 ①②③의 온도변화는 비슷했으며, 온도CTWD 20mm일때 열전대 부착위치 ①②③의 최고온도는 103℃ 였으며 CTWD 40mm 일때는 82℃였다. 이것은 CTWD 20mm가 40mm 보다 입열량이 높았기 때문이라고 판단된다. 또한 CTWD 20mm와 40mm 모두 최초 온도 상승은 용접 시작점에서 가장 가까운 곳 ① → ② → ③ 순으로 확인되었고 가장 짧은 시간에 최고온도 도달하는 순서 역시 ① → ② → ③순서였다.

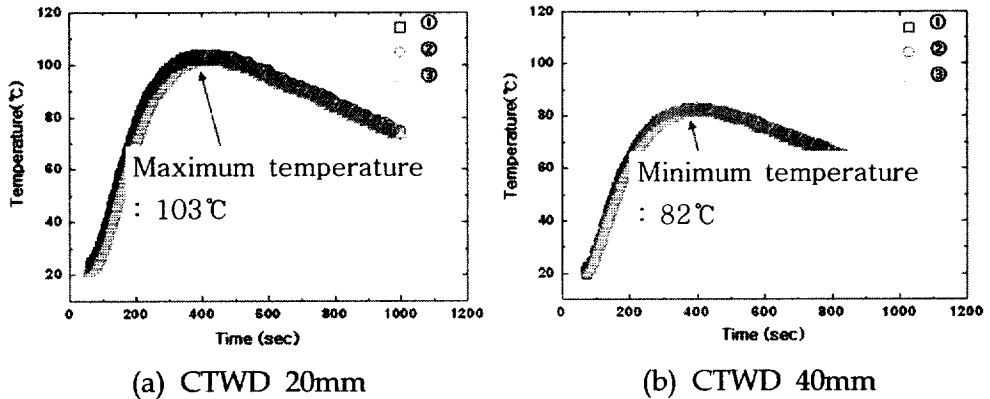
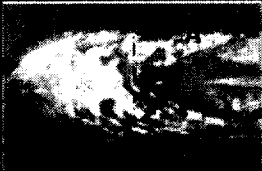

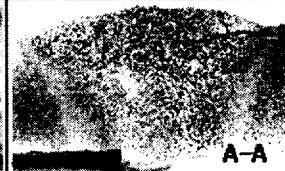
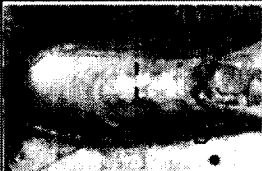
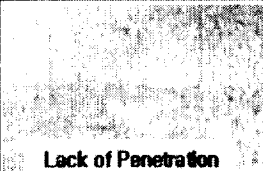



Fig. 4.6 Temperature variation by time at CTWD 20 and 40mm during MAG welding

2) CTWD 변동에 따른 마크로 단면 결과

Table 4.5는 CTWD 20과 40mm에서 단지 MAG 용접만 하였을 때 비드 형상 및 마크로 단면을 나타낸 것이다. CTWD 20mm는 40mm보다 표면 비드폭이 넓고 과대 이면비드가 형성되었으며 이면에 백킹 없이는 용락이 발생했다. 반면 CTWD 40mm는 20mm보다 비드폭이 좁았지만 용입부족 (Lack of Penetration, LP)이 발생했다. 따라서 백킹바 없이 안정적인 이면 비드 형성을 위해서는 용락이 되는 CTWD 20mm보다는 CTWD 40mm를 plasma keyhole 용접과 함께 적용하는 것이 바람직하다고 판단된다.

Table 4.5 Bead appearance and macro section after only MAG welding

CTWD	Surface bead	Back bead	Macro section
20mm			
40mm			

4.4 결론

MAG 용접의 CTWD 변동에 따른 입열량을 검토 하면서 다음과 같은 결론을 내릴 수 있었다.

1) CTWD가 증가함에 따라 와이어 Stick out이 길어져 와이어 저항의 증가로 출력전류는 감소되며 정전압 특성 전원으로 인해 일정전압은 유지되었다. 따라서 입열량이 감소하게 되었다. CTWD 증가에 따라 출력 전류가 낮아짐에도 불구하고 와이어의 저항 발열에 의한 예열 효과 증가로 동일 와이어 송급속도에서도 와이어 용융이 가능했다고 판단된다.

2) CTWD 45mm부터 다량의 굵은 스파터, pit 및 기공이 발생하였으며 이때 아크안정지수인 저항변동계수가 급격히 증가하여 아크가 불안정 했다고 판단된다.

3) CTWD 20mm와 40mm 일때 온도변화는 비슷했으며, CTWD 20mm 일때 최고온도는 103℃였으며 CTWD 40mm 일때는 82℃였다. 이것은 CTWD 20mm가 40mm보다 입열량이 높았기 때문이라고 판단된다.

4) CTWD 20mm는 40mm보다 표면 비드폭이 넓고 과대 이면비드가 형성되었으며 이면에 백킹 없이 용락이 발생했다. 반면 CTWD 40mm는 20mm보다 비드폭이 좁았지만 용입부족(Lack of Penetration, LP)이 발생했다.

제 5장 플라즈마-MAG 탄뎀 용접 공정 개발 실험

5.1 서언

J. K Martikainen 등의 연구에서는 루트면 6mm를 가진 중후판 구조용강의 두께 10, 12, 16, 20mm의 Y-그루브 이음에 대해 루트면만 plasma keyhole 용접을 하였으며 남은 그루브 단면적에 대해서는 그 방법을 제시하지 않았다.

따라서 본 장에서는 두께 12mm의 Y-그루브를 가진 시험편에 대해 plasma keyhole 용접 후 남은 그루브 단면적에 대한 방법 및 용접부의 변형 감소위한 방법을 제시하면서 동시에 1 pass로 용접 할 수 있는 플라즈마-MAG 탄뎀 용접 공정을 개발하는데 목적이 있다.

플라즈마-MAG 탄뎀 용접에서는 루트면 4mm와 6mm를 가진 Y-그루브에 맞대기 이음에 대해 그루브 단면적 및 입열량 변화에 따른 수축량 및 마크로 단면을 검토하였다.

5.2 실험 재료 및 실험 방법

5.2.1 실험 재료

본 실험에 사용된 재료는 폭150mm × 길이 100mm × 두께12mm 연강으로 된 Y-그루브 맞대기 이음을 사용했고, 시편 형상은 Fig. 5.1에 나타내었다.

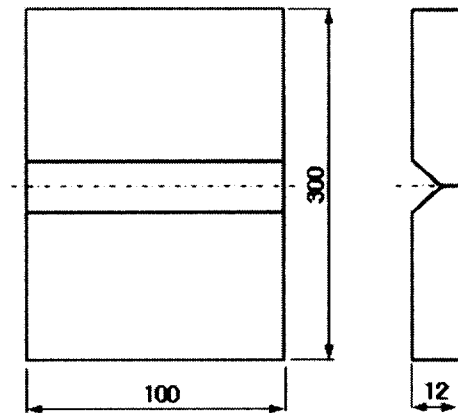


Fig. 5.1 Specimen of Y-groove butt joint for plasma-MAG tandem welding

5.2.2 실험 방법

Fig. 5.2는 플라즈마-MAG 탄뎀 1패스 용접 모식도이다. 루트면 4mm와 6mm, torch pitch 60mm, groove angle 70°, Y-그루브 맞대기 용접 이음에 대해 선행 토치를 plasma 용접으로 하고 후행 토치를 MAG 용접으로 하였다. Fig. 5.3은 플라즈마-MAG 탄뎀 1패스 용접에서 수축량을 측정하기 위한 모식도이며 ㉠㉢㉣는 표면 수축량을 측정하기 위한 금속 블록의 위치를 나타내었으며 ㉤㉥㉦는 이면 수축량을 측정하기 위한 금속 블록의 위치를 나타내었다. 수축량 값은 용접 전 표점거리 값과 용접 후 상온에서 표점거리 값의 차이로 구하였다. 세라믹 백킹은 CTWD 20mm일때 플라즈마-MAG 탄뎀 1패스 용접 시 용락 방지를 위해 시편 이면에 부착되었지만 CTWD 40mm일때는 사용되지 않았다.

Table 5.1은 플라즈마-MAG 탄뎀 1패스 용접을 위한 실험 조건을 나타

낸 것이다.

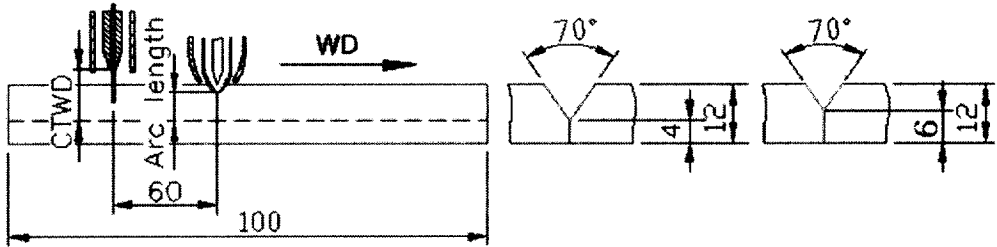


Fig. 5.2 Schematic drawing of plasma-MAG tandem welding

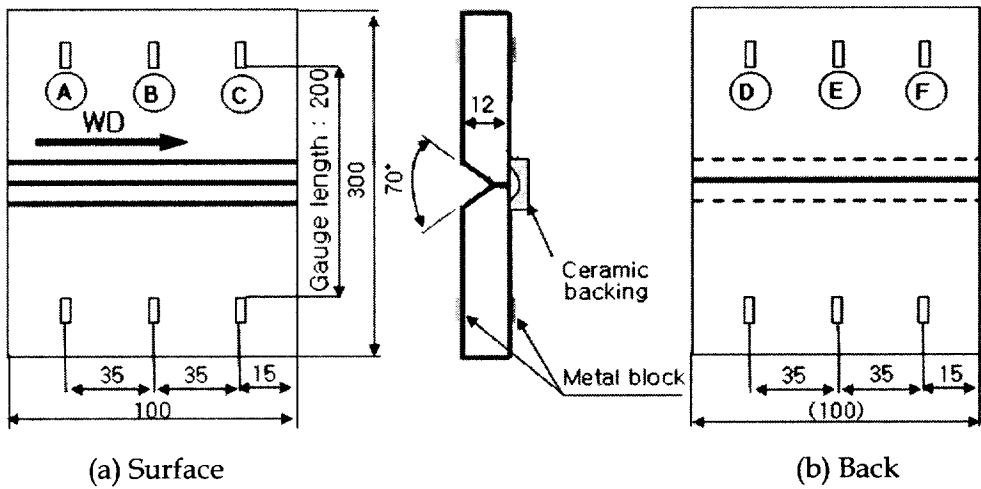


Fig. 5.3 Schematic drawing of experimental setup for the shrinkage measurement

Table 5.1 The condition for plasma-MAG tandem welding

Root face(mm)	4		6	
Welding method	Plasma	MAG	Plasma	MAG
Set current(A)	150	360	180	260
Wire feed rate(cpm)	-	1300	-	820
Arc length(mm)	6	Set 34V	8	Set 28V
Welding speed(cpm)	20		20	
CTWD(mm)	-	20, 40	-	40

5.3 실험 결과 및 고찰

5.3.1 안정된 이면비드 형성을 위한 플라즈마-MAG 탄땀 1패스 용접

Fig. 5.4는 안정된 이면비드 형성을 위한 플라즈마-MAG 탄땀 1패스 Y-그루브 용접 파형이며, Table 5.2는 그 용접부의 비드 형상과 마크로 단면을 나타낸 것이다. 두께 6mm 평판 키홀 용접 시 정상적인 이면비드가 형성되었지만, 루트면 6mm의 Y-그루브에 적용시켰을 때 이면비드는 형성되지 못했다. 이것은 평판 보다 Y-그루브에서 냉각속도가 빠르기 때문이라고 판단되며, 또한 선행 plasma 의 아크열로 인해 양쪽 그루브 면이 용융되면서 루트면보다 목두께가 약 2mm정도 커졌기 때문이라고 판단된다.

Table 5.2의 (a)와 같이 plasma keyhole 용접 후에 상온까지 시편이 냉각된 후 MAG 용접한 경우는 융합 불량(LF)이 발생했다. 그러나 (b)와 같이 플라즈마-MAG 탄땀 용접한 경우는 건전한 용접부를 얻을 수 있었다. 따라서 J. K Martikainen 등의 연구에서는 Y-그루브 용접에서 남은 그루브 단면적에 대해 그 방법을 제시하지 않았던 것을 본 실험에서는 후행 토치로 MAG 용접을 적용시킴으로써 해결할 수 있었다.

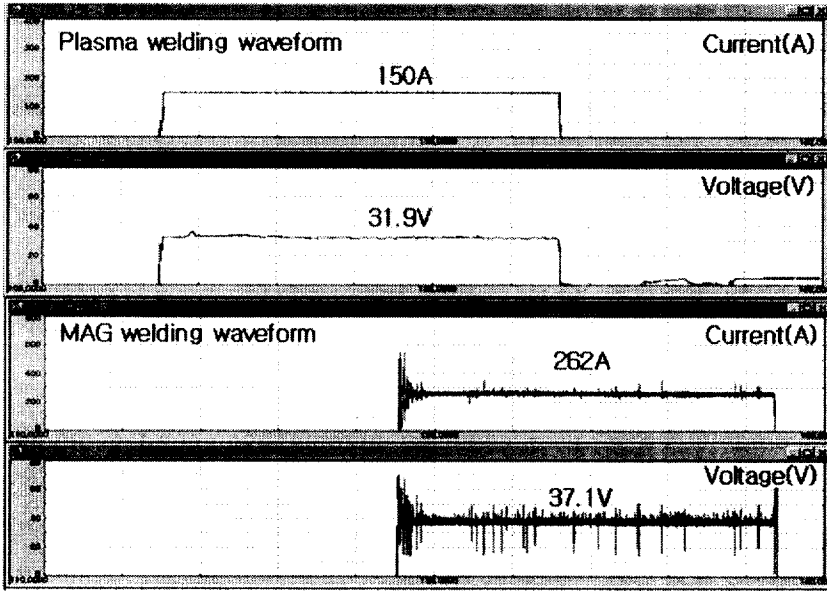


Fig. 5.4 Current and voltage waveform by plasma-MAG tandem welding

Table 5.2 Bead appearance and macro section by two welding methods

Welding method	Bead appearance	Macro section
(a) MAG welding at room Temperature after plasma welding		
(b) Plasma-MAG Tandem welding		

5.3.2 플라즈마-MAG tandem 용접의 최소 torch pitch 실험 결과

Fig. 5.5는 플라즈마-MAG tandem 용접에서 최소 torch pitch를 설정하기 위한 실험 모식도를 나타내었다. (a)는 토치 피치 40mm였고 (b)는 60mm였다. (a)의 경우 플라즈마-MAG tandem 용접 시 후행 MAG 용접으로 인한 아크열 때문에 plasma torch가 손상되었다. 따라서 plasma torch의 손상을 방지하기 위해서 ceramic을 plasma와 MAG 토치 사이에 부착하여 용접을 실시하였다. (b)의 경우 플라즈마-MAG tandem 용접 시 후행 MAG 용접으로 인한 아크열은 선행 plasma torch에 손상을 입히지 못했다. 이것은 torch pitch가 (a)보다 (b)가 20mm 길어진 효과 때문으로 판단된다. 따라서 본 연구에서의 적정 torch pitch는 60mm가 최적이라고 판단된다.

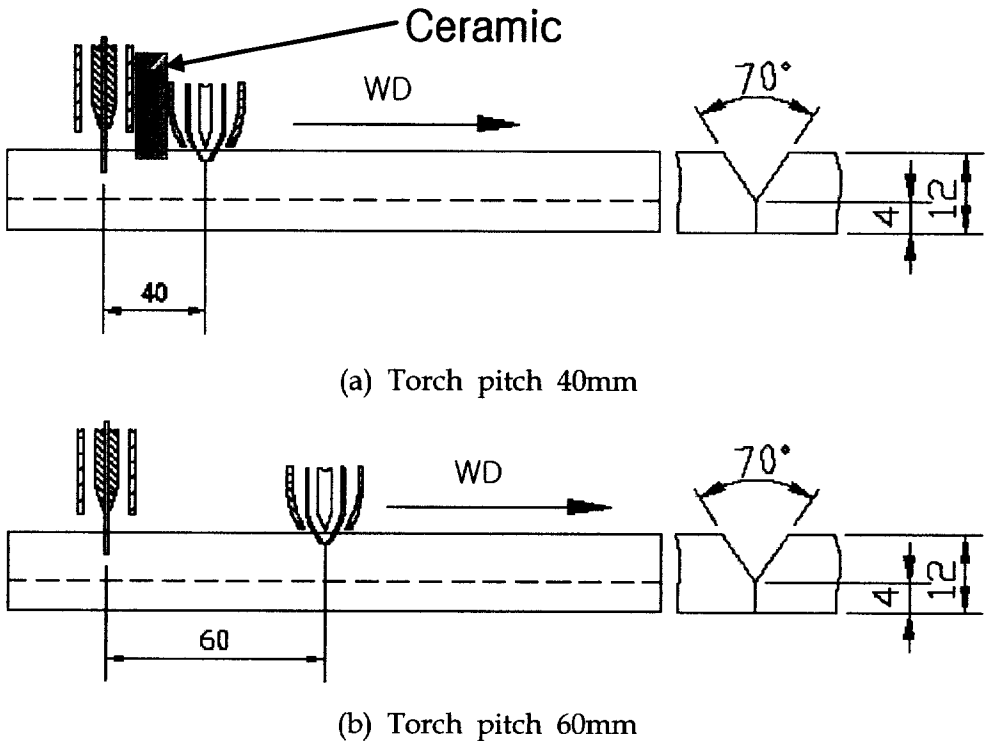
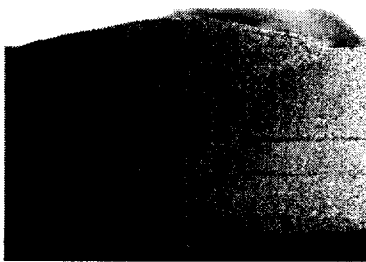


Fig. 5.5 Schematic drawing of plasma-MAG tandem welding with torch pitch

Fig. 5.6은 플라즈마-MAG 탄뎀 용접에서 torch pitch 40mm와 60mm로 했을 때의 마크로 단면을 나타낸 것이다.

Fig.2의 (a)와 (b)에서 보여지듯이 torch pitch 40mm와 60mm 모두 건전한 마크로 단면을 얻을 수 있었다. 동일 용접 조건으로 플라즈마-MAG 탄뎀 용접을 했을 때 (b)의 torch pitch 60mm는 (a)의 torch pitch 40mm보다 torch pitch가 크기 때문에 플라즈마 용접 후 긴 냉각 시간으로 인해 모재의 예열 온도가 낮다. 따라서 후행 MAG 용접 후 용입은 얕아졌고 용접 금속은 작았다. 만약 torch pitch가 극도로 커지면(약 80mm) 후행 MAG 용접 시 매우 긴 냉각 시간으로 인해 모재의 온도가 매우 낮아져 융합불량(LF)이 발생할 가능성이 높다고 판단된다. 반면 torch pitch가 극도로 작아지면(약 10mm) MAG 용접 시 매우 짧은 냉각 시간으로 인해 모재의 온도가 매우 높아져 플라즈마 토치 손상, backing없이는 과대 이면비드 및 용락이 발생할 가능성이 높다고 판단된다.



(a) Torch pitch 40mm



(b) Torch pitch 60mm

Fig. 5.6 Macro section at torch pitch 40mm and 60mm

5.3.3 수축량 감소를 위한 플라즈마-MAG tandem 용접

1) 플라즈마-MAG tandem 용접 파형 결과

Fig. 5.7은 루트면 4mm와 6mm의 Y-그루브에서 플라즈마-MAG tandem 용접의 파형 결과를 나타낸 것이다. (a)의 루트면 4mm에서 백킹 없이 플라즈마-MAG tandem 용접을 했을 때 입열량 과대로 인해 용락(melt through)이 발생했다. (d)의 루트면 6mm는 MAG의 그루브 단면적 감소로 인해 MAG 출력 전류를 크게 감소시킬 수 있었다.

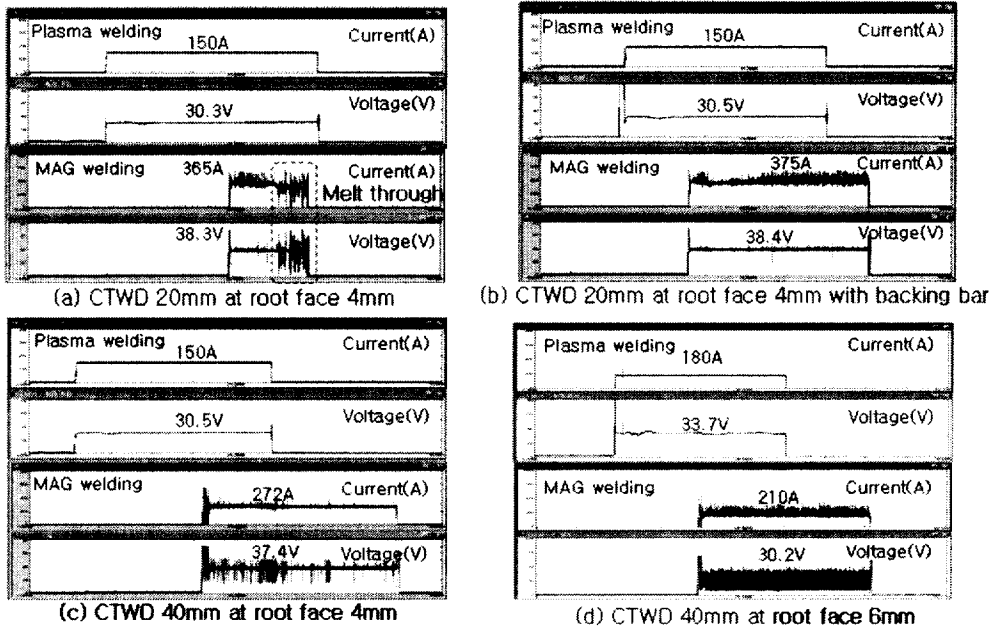


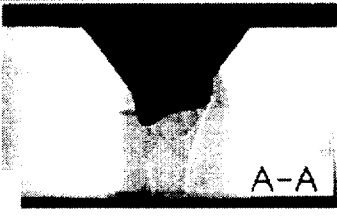


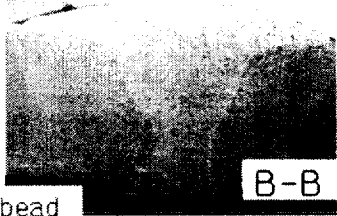

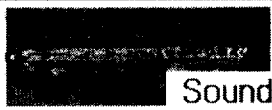
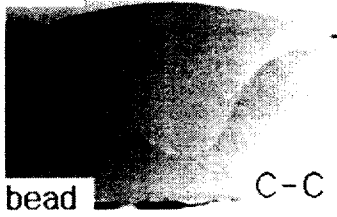


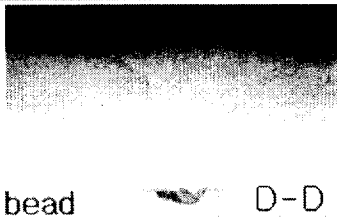


Fig. 5.7 Current and voltage waveform by plasma-MAG tandem welding with root face 4 and 6mm

2) 플라즈마-MAG 탄탱 용접의 비드 형상 및 마크로 단면 관찰 결과

Table 5.3은 플라즈마-MAG 탄탱 용접의 비드 형상 및 마크로 단면 관찰 결과를 나타낸 것이다. 루트면 4mm의 CTWD 20mm에서 백킹 없이는 용락이 발생했고 백킹 사용 시에는 과대 이면비드가 형성되었으며, CTWD 40mm에서는 백킹 없이도 건전한 용접부를 얻을 수 있었다. 루트면 6mm의 CTWD 40mm에서도 건전한 용접부를 얻을 수 있었다.

Table 5.3 Bead appearance and macro section
by plasma-MAG tandem welding

Root face (mm)	CTWD (mm)	Bead appearance	Macro section
4	20 without backing	 	
	20 with backing	 	
	40	 	
6	40	 	

3) 플라즈마-MAG 탄뎀 용접의 수축량 실험 결과

Table 5.4는 루트면 4mm와 6mm를 가진 Y-그루브에서 CTWD 20mm와 40 mm에서 플라즈마-MAG 탄뎀 용접을 한 후 상온에서 측정한 수축량 데이터를 나타낸 것이다. 전체 평균 수축량에 있어 루트면 6mm가 루트면 4mm에 비해 훨씬 적었으며 각변형 또한 적었다. 이것은 선행 plasma keyhole 용접에 의해 형성된 용접부의 목두께가 루트면 4mm인 경우보다 루트면 6mm인 경우가 약 2mm 정도 커졌고, 후행 MAG 용접부의 그루브 단면적 감소로 인한 입열량 감소 때문이라고 판단된다.

Table 5.4 Shrinkage after plasma-MAG tandem welding
by CTWD 20 and 40mm with root face 4 and 6mm (unit :mm)

Root face (mm)	CTWD (mm)	Position	Block			Average shrinkage	Total average shrinkage
			A	B	C		
			D	E	F		
4	20	Surface	-0.74	-0.78	-0.90	-0.81	-0.655
		Back	-0.44	-0.47	-0.58	-0.50	
	40	Surface	-0.89	-0.97	-1.07	-0.98	-0.645
		Back	-0.24	-0.31	-0.39	-0.31	
6	40	Surface	-0.60	-0.69	-0.78	-0.69	-0.435
		Back	-0.07	-0.18	-0.28	-0.18	

5.4 결론

플라즈마-MAG 탄뎀 용접 공정 개발 실험을 하면서 다음과 같은 결론을 내릴 수 있었다.

1) Plasma keyhole 용접 후에 상온까지 시편이 냉각된 후 MAG 용접한 경우는 융합 불량(LF)이 발생했지만, 플라즈마-MAG 탄뎀 용접한 경우는 건전한 용접부를 얻을 수 있었다. 따라서 J. K Martikainen 등의 연구에서는 Y-그루브 용접에서 남은 그루브 단면적에 대해 그 방법을 제시하지 않았던 것을 본 실험에서는 후행 토치로 MAG 용접을 적용시킴으로써 해결할 수 있었다.

2) Y-그루브의 루트면 4mm, CTWD 40mm와 루트면 6mm, CTWD 40mm를 플라즈마-MAG 탄뎀 용접에 각각 적용시켰을 때 백킹 없이도 건전한 용접부를 얻을 수 있었다.

3) 동일 용접 조건으로 플라즈마-MAG 탄뎀 용접을 했을 때 torch pitch 60mm는 40mm보다 torch pitch가 크기 때문에 플라즈마 용접 후 긴 냉각 시간으로 인해 모재의 예열 온도가 낮다. 따라서 후행 MAG 용접 후 용입은 얇고 용접 금속은 작았다.

4) 루트면 6mm인 Y-그루브 플라즈마-MAG 탄뎀 용접의 전체 평균 수축량은 루트면 4mm에 비해 훨씬 적었다. 이것은 선행 plasma 키홀 용접에 의해 형성된 용접부의 목두께가 루트면 4mm인 경우보다 루트면 6mm인 경우가 약 2mm 정도 커졌고, 후행 MAG 용접부의 그루브 단면적 감소로 인한 입열량 감소 때문이라고 판단된다.

6장 결론

플라즈마-MAG 탄뎀 용접에 의한 중후판 맞대기 용접 공정을 개발하면서 다음과 같은 결론을 내릴 수 있었다.

1) 중후판 맞대기 용접부 이면에 backing bar없이 안정된 이면비드 형성을 위한 플라즈마-MAG 탄뎀 1pass 용접 공정을 개발하였으며 변형감소 및 공수절감으로 인한 생산성 향상이 기대된다. 또한 J. K Martikainen 등의 연구에서는 Y-그루브 용접에서 남은 그루브 단면적에 대해 그 방법을 제시하지 않았던 것을 본 실험에서는 후행 토치로 MAG 용접을 적용시킴으로써 해결할 수 있었다.

2) 후행 토치로서 MAG 용접토치의 CTWD를 증가시켜 입열량을 28%정도 감소시키면서 용착량을 크게 하는 방법을 개발하였으며, 설정 360A의 경우 CTWD 증가에 따라 출력 전류가 260A로 낮아짐에도 불구하고 와이어 저항 발열에 의한 예열 효과 증가 때문에 스프레이 이행이 가능했다고 판단된다.

3) 루트면 6mm인 Y-그루브 플라즈마-MAG 탄뎀 용접의 전체 평균 수축량은 루트면 4mm에 비해 훨씬 작았다. 이것은 선행 plasma 키홀 용접에 의해 형성된 용접부의 목두께가 루트면 4mm인 경우보다 루트면 6mm인 경우가 약 2mm 정도 커졌고, 후행 MAG 용접부의 그루브 단면적 감소로 인한 입열량 감소 때문이라고 판단된다.

4) Plasma keyhole welding에서 J. K Martikainen 등의 연구에서는 6mm 구조용 강의 I 맞대기 이음에 대해 undercut 방지를 위해 filler wire를 사용하였으며, Z. Sun et al 등의 연구에서는 듀플렉스 스테인리강의 두께 5.5mm I 그루브 맞대기 이음에 대해 dual torch 기술을 사용해 선행을 plasma keyhole 용접후의 undercut 결함을 완화시키기 위해 후행을 TIG 용접으로 재 용융 시켰지만 본 연구에서는 shield gas로 Ar-5%H₂를 사용함으로써 undercut을 방지할 수 있었다.

5) J. K Martikainen 등의 연구에서는 plasma keyhole 용접 공정에서 특히구조용강(연강)은 오스테나이트 스테인리스 강과 티타늄보다 용융풀의 표면장력과 점성이 낮기 때문에 용융풀과 plasma keyhole의 안정성을 제어하는 것은 어렵다고 함에도 불구하고 본 연구에서는 여러 인자들(용접 전류, 용접 속도, orifice gas flow rate, shield gas flow rate 등)의 조화로 건전한 plasma keyhole 용접부를 얻을 수 있었다.

6) 평판에 plasma keyhole 용접 시 용접 속도 20cpm에서 Ar을 shield gas로 사용했을 때 보다 Ar-5%H₂를 shield gas로 사용했을 때, orifice gas flow rate가 적어도 plasma keyhole 용접이 잘 이루어졌다.

7) 평판에 plasma keyhole 용접 시 표면 및 이면비드 형성에 미치는 아크길이 영향은 거의 없었으며 아크 길이가 커짐에 따라 전압이 약간 증가함을 알 수 있었다.

8) 평판의 MAG 용접에서 CTWD 45mm부터 다량의 굵은 스파터, pit 및 기공이 발생하였으며 이때 아크안정지수인 저항변동계수가 급격히 증가하여 아크가 불안정 했다고 판단된다.

참고문헌

1. Y. F. Hsu and B. Rubinsky : Two dimensional heat transfer study on the keyhole plasma arc welding process, *Journal of Heat and Mass Transfer*, (1988), 1409-1421
2. 김대주, 김경주, 백성호 : 루트갭과 단차에 의한 플라즈마 아크 용접성에 관한 연구, *대한용접학회 추계학술발표대회 개요집 제 45권*, 2005, 11
3. J. C. Metcalfe and M. B. C. Quigley : Keyhole stability in plasma arc welding, *Welding Journal*, (1975), 401s-404s
4. J. Kroos, U. Gratjke and G. Simon, Towards a self-consistent model of the keyhole in penetration laser beam welding, *Journal of Physics (D) : Applied Physics* 26, (1993), 474-480
5. J. B. Evett and C. Liu : *Fundamentals of Fluid Mechanics*, McGraw-Hill Book Company, New York, N.Y.
6. T. Lida and R. I. L : *The physical properties of Liquid Metals*, (1998) ; American society for metals (ASM), *Titanium and titanium alloys*(1982)
7. J.K. Martikainen and T. J. I Moisio : Investigation of the effect of welding parameters on weld quality of plasma arc keyhole welding of structural steels, *Welding Research Supplement*, (1993), 329s-340s
8. Z. Sun, M. Kuo, I. Annergren, D. Pan : Effect of dual torch technique on duplex stainless steel welds, *Materials Science and Engineering A356*, (2003), 274-282
9. *Welding handbook chapter 10, Plasma arc welding* pp331~333
10. 대한용접학회 : 용접 · 접합 편람, (1998), pp545~546
11. 대한 용접 학회 : 용접-접합 용어사전, 2001(in Korea), pp.228
12. M. Suban, J. Tusek : Dependence of melting rate in MIG/MAG welding on the type of shielding gas used, *Journal of Materials Processing Technology*, 119, (2001), 185-192
13. Y. M. Zhang and S. B. Zhang : Observation of the keyhole during plasma arc welding, *Welding Research Supplement*, (1999), 53s-58s
14. J. Tuseka and M. Suban : Experimental research of the effect of hydrogen in argon as a shielding gas in arc welding of high-alloy stainless steel, *International Journal of Hydrogen Energy* 25, (2000), 369-376
15. 조상명 : 교류 피복 아크 용접에 있어서 아크 안정성의 정량적 평가에 관한 연구, *대한용접학회지 제 16권 제4호*, 1998. 8

감사의 글

대학 시절에 취업 준비를 제대로 안했습니다. 2003년 방학 설계 회사에 입사를 했지만 제게 맞는 회사는 아니었으며, 학부 실력으로는 금방 지식의 한계에 부딪칠 수밖에 없었습니다. 그래서 나의 가치를 올리기 위해 하나의 무기를 더 필요로 했으며 그 무기는 다름 아닌 용접이었습니다.

2003년 8월은 제 인생에 있어서 큰 전환점이 되었으며 그때 용접 IT 연구실과의 첫 만남을 가졌고 저에겐 기회의 순간이었습니다. 2006년 1월 지금 취업된 상태에서 이 글을 적고 있지만 대학원 2년 동안 논문이 완성되기까지 질책과 격려를 아끼지 않으셨고 전문지식과 더불어 문제 해결능력을 동시에 길러 주셨던 조상명 지도 교수님께 진심으로 감사드립니다.

대학원 과정을 잘 이끌어 주셨고 제게 많은 관심을 보여 주셨던 김우열 교수님, 서원찬 교수님, 박홍일 교수님, 김성규 교수님, 방국수 교수님, 이병우 교수님, 이길근 교수님께 진심으로 감사의 마음을 전합니다.

대학원 석사 과정을 밟으면서 선배님과 후배님 그리고 대학원 동기들로부터 정말로 많은 도움을 받았습니다.

항상 자상하시고 제가 하는 일에 많은 관심을 보이셨던 오동수 선배님, 제 논문 실험을 함께 진행하면서 조언을 아끼지 않으셨던 고명훈 선배님, 항상 웃음으로 잘 대해 주었고 후배들을 잘 챙겨 주셨던 황동수 선배님, 대구에서 피곤한 몸을 이끌고 내려와 주경야독 하면서 후배들에게는 귀감이 되었던 지정민 선배님께 감사 드립니다.

항상 부족한 저를 후원해 주셨던 박금기 선배님, 박대규 선배님, 김덕원 선배님, 조호재 선배님, 윤훈성 선배님, 김진우 선배님, 임성룡 선배님, 박찬우 선배님, 김기정 선배님, 감병오 박사님께 감사 드립니다.

실험실 생활하는 동안 항상 친절하게 대해 주었던 고미혜 선배님, 정말로 실험실 생활이 힘들었을 때 제 마음을 바로 잡아 주었던 탁정수 선배님, 일의 역할 분담을 잘 해 주었던 조성우 선배님께 감사 드립니다.

호기심 많고 집중성이 뛰어났던 문영덕 후배님, 항상 선배들을 잘 챙겨 주고 제 논문 실험을 많이 도와 주었던 윤영현 후배님, 차분하면서 논리

적인 사고를 가졌던 김성덕 후배님, 맡은 일은 책임감 있게 잘 진행하면서 실험실 생활동안 많은 도움을 주었던 김진욱 후배님, 사물을 보는 시야가 넓었던 황규민 후배님, 실험실 생활에 잘 적응할 것 같은 배광무 후배님, 항상 열심히 하고 배우려는 의지가 강한 고찬식 후배님, 호기심이 많고 주관이 뚜렷한 윤승종 후배님, 항상 저를 잘 따라 주었던 김대만 후배님, 일을 빠르고 신속하게 처리했던 함효식 후배님, 사교성이 좋았던 이정현 후배님, 실험실 살림을 1년 동안 맡으면서(RATA) 선후배들의 의견을 잘 수렴했던 조진안 후배님, 항상 친구처럼 절친했고 실험실 생활을 잘 하게끔 도와준 박덕조 님, 연구실의 안살림을 맡아하시고 제게 충고와 격려를 아끼지 않으셨던 김의숙 비서님께 진심으로 감사 드립니다.

대학원 동기, 실험실 분위기 man, 해박한 지식 그리고 그 지식을 후배들에게 논리적으로 잘 설명해 주었던 김영주 님, 낙천적이고 유머 감각이 뛰어났던 유광선 님 감사드립니다. 대학원 동기 및 후배들로서 타 실험실에서 생활했던 레환, 호일, 종무, 두용님과 지철, 승철님께 감사의 마음을 전합니다.

저희 연구실에 플라즈마 용접기를 기증해 주시고 지원을 아끼지 않으신 (주)파워웰전자산업 은종목 사장님, 논문 실험에 대한 정보 제공을 해 주시면서 격려해 주신 이영규 부장님께 감사드립니다.

무엇보다도 제가 대학원 과정을 밟을 수 있었던 것은 가족의 힘이었습니다. 부족한 저를 믿고 후원을 아끼지 않았던 가족이 없었더라면 지금의 저는 존재하지 않았을 것입니다. 다시 한번 아버지, 어머니, 형, 동생께 감사의 마음을 전합니다.

마지막으로 제게 대학원에 입학할 수 있도록 동기부여를 해 주었고, 대학원 생활동안 정신적으로 안정을 찾을 수 있게 해 주었던 그분에게 진심으로 감사의 말씀을 드리면서 본 논문을 마칩니다.