



공학박사 학위논문

마그네슘 합금의 레이저 용접성에 관한 연구

A Study on the Laser Weldability of Magnesium Alloys



2012년 2월

한국해양대학교 대학원

기관시스템공학과

o] 정 한







한국해양대학교 대학원

2011년 12월 23일



본 논문을 이정한의 공학박사 학위논문으로 인준함.





Nomenclatures	iv
List of figures	······ v
List of tables	······ xii
Abstract	xiii

제1	장 서	론 …		•••••	 1
1.1	연구	배경		•••••	 2
1.2	연구	동향		•••••	 5
1.3	연구	목적	및	범위	 2

제2장 마그네슘 합금의	용접기술 현황		
2.1 아크 용접			
2.2 마찰교반 용접	Leon Moral		
2.3 레이저 용접	1945	<u>_167</u>	
	야 양 다	-fi	

제3	장 마	그네쉳	F 합금의	레이저	용접성에	대한	기초	연구	 25
3.1	서론						•••••••••	•••••	 26
37	시허	바버							 20

3.2 21 8 1
3.2.1 실험재료 및 용접장치
3.2.2 비드 및 맞대기 용접방법
3.3 실험결과 및 고찰
3.3.1 소재별 비드 용접특성
3.3.2 맞대기 용접특성
3.3.3 용접부의 기계적 특성



3.4 결론	·· 104
평가	99
3.3.5 마그네슘 합금으로 제작한 후드 이너패널(hood inner panel)의	
3.3.4 실드조건에 따른 용접특성	88

제4장 파형가변을 통한 마그네슘 합금의 용접결함 제어
4.1 서론
4.2 실험 방법
4.2.1 실험재료 및 용접장치
4.2.2 용접방법112
4.3 실험결과 및 고찰
4.3.1 파이버 종류 및 비초점거리에 따른 용입특성114
4.3.2 용접조건에 따른 용접특성118
4.3.3 용접결함의 분류 및 제어 방법12
4.4 결론

1945
제5장 사형주조 및 이종 마그네슘 합금의 레이저 용접성 129
5.1 서론
5.2 실험 방법
5.2.1 실험재료 및 용접장치
5.2.2 열원에 따른 용접방법
5.3 실험결과 및 고찰
5.3.1 Pulsed Nd:YAG 레이저를 이용한 마그네슘 합금의 용접특성 150
5.3.2 CW fiber 레이저를 이용한 마그네슘 합금의 용접특성 170
5.3.3 CMT를 이용한 마그네슘 합금의 용접특성185
5.3.4 마그네슘 합금 용접부의 기계적 특성
5.4 결론



제6장	총괄	결론	 0

참고 문헌	··· 2	21	4
-------	-------	----	---





Nomenclatures

- : Focal length of condensing optical head (mm) f : Defocused distance (mm) fd Р : Laser power (kW) : Welding speed (m/min, mm/min) v : Penetration depth (mm) $D_{\mathfrak{v}}$ $W_{\rm b}$: Bead width (mm) $W_{\rm fb}$: Front bead width in full penetration welding (mm) W_{bb} : Back bead width in full penetration welding (mm) : Joint width between upper and bottom plate in lap or fillet welding (mm) W_{i} : Peak power of Laser (kW) $P_{\rm p}$: Pulse width (ms) $T_{\rm p}$ pps : Pulse per second R_{0} : Overlapping rate (%) $F_{\rm m}$: Underfill (mm) 1945 Ι : Welding current (A) V : Welding voltage (V) : Leg length (mm) L_1 $T_{\rm t}$: Throat thickness (mm)
- He : Excess weld metal height (mm)

List of figures

Chapter 2

Fig. 2.1	Optical macrostructure of TIG welded Mg-AZ91D17
Fig. 2.2	SEM photographs of a typical TIG weld17
Fig. 2.3	Defect free zone in FSW
Fig. 2.4	Macro and microstructural feature of FSW joint
Fig. 2.5	Optical micrographs of dissimilar weldment
Fig. 2.6	Hardness profiles of FSW joints in cross sections
Fig. 2.7	Typical defects in AZ31 laser welds

Chapter 3

BITIME

Fig. 3.1 Schematic illustration of hybrid hood using magnesium alloy sheet 28
Fig. 3.2 Appearance and dimension of specimen
Fig. 3.3 Photo and schematic illustration of condensing optical head
Fig. 3.4 Schematic illustration of bead welding
Fig. 3.5 Photos of bead welding using CW Nd:YAG laser
Fig. 3.6 Positions of sampling for observing cross section
Fig. 3.7 Definition of measurement factor and position in experiment of defocused welding
Fig. 3.8 Definition of measurement factor and position in experiment of bead welding
Fig. 3.9 Appearance of cutting surface according to cutting method
Fig. 3.10 Sampling and schematic illustration of tensile specimen
Fig. 3.11 Measurement positions of hardness test
Fig. 3.12 Schematic illustration of gap and misalignment experiment
Fig. 3.13 Photos of TWB welding jig 42



	in case of AZ31B-O 81				
Fig. 3.35	Comparison of weld hardness according to specimens				
Fig. 3.36	Comparison of microstructure according to specimens				
Fig. 3.37	Results of EPMA in weld of AZ31B-O				
Fig. 3.38	Results of EPMA in weld of aluminized steel				
Fig. 3.39	Variation of bead appearance and cross section with flow rate of back shielding gas in Ar atmosphere				
Fig. 3.40	Variation of bead appearance and cross section with flow rate of front shielding gas flow in Ar atmosphere				
Fig. 3.41	Butt weldability of magnesium alloy with types of shield gas				
Fig. 3.42	Variation of butt weldability according to shielding conditions				
Fig. 3.43	Variation of hardness with flow rate of back shielding gas in Ar atmosphere				
Fig. 3.44	Variation of hardness with flow rate of front shielding gas in Ar atmosphere 97				
Fig. 3.45	Variation of weld hardness according to shield conditions				
Fig. 3.46	Variation of tensile strength and elongation according to shield conditions in Ar atmosphere				
Fig. 3.47	Photo of inner panel after butt welding 101				
Fig. 3.48	Bead appearance of inner panel 101				
Fig. 3.49	Heating furnace and die for warm forming102				
Fig. 3.50	Making procedures of hood inner panel 102				
Fig. 3.51	Defects of hood inner panel after warm forming 103				
Fig. 3.52	Finished products of hood inner panel				

Chapter 4

Collection

Fig. 4.1	Appearance and dimension of specimen	110
Fig. 4.2	Photo of welding equipment and schematic illustration	
	of condensing optical head	111

Fig. 4.13	3 Variation of penetration characteristics according to pulse shape 127
Fig. 4.12	2 Change of bead and weld morphology according to pulse shape 126
Fig. 4.11	1 Main weld defects of magnesium alloy 123
Fig. 4.10	Variation of penetration characteristics according to shielding conditions
Fig. 4.9	Variation of weld morphology with peak power and pulse width
Fig. 4.8	Variation of penetration characteristics with peak power and pulse width
Fig. 4.7	Variation of penetration characteristics with defocused distance (case of SI fiber)
Fig. 4.6	Variation of penetration characteristics with defocused distance (case of GI fiber)
Fig. 4.5	Comparison between GI and SI fiber
Fig. 4.4	Definition of measurement factor and position in experiment of lap welding
Fig. 4.3	Photo and schematic illustration of lap welding using pulsed Nd:YAG laser 113

Chapter 5

Fig. 5.1	Hole on product surface after sand casting
Fig. 5.2	Schematic illustration of laser welding
Fig. 5.3	Appearance and dimension of specimen 134
Fig. 5.4	Microstructure of specimens 134
Fig. 5.5	Welding equipment of pulsed Nd:YAG laser 136
Fig. 5.6	Welding equipment of CW fiber laser
Fig. 5.7	Welding equipment of CMT
Fig. 5.8	Photo and schematic illustration of butt welding with pulsed Nd:YAG laser 140



Fig. 5.9 Definition of measuring factor and position in butt welding with pulsed Nd:YAG laser 140
Fig. 5.10 Photo and schematic illustration of lap welding with CW fiber laser
Fig. 5.11 Definition of measuring factor and position in lap welding with CW fiber laser 143
Fig. 5.12 Schematic illustration of fillet welding with CW fiber laser144
Fig. 5.13 Definition of measuring factor and position in fillet welding with CW fiber laser
Fig. 5.14 Photo and schematic illustration of fillet welding with CMT146
Fig. 5.15 Definition of measuring factor and position in fillet welding
with CM1 146
Fig. 5.16 Tensile specimens of two materials 148
Fig. 5.17 Schematic illustration of tensile specimen according to heat source and joint type
Fig. 5.18 Measuring position of hardness test according to heat source and joint type
Fig. 5.19 Variation of penetration characteristics with peak power and pulse width
Fig. 5.20 Variation of bead appearance and weld morphology with peak power and pulse width
Fig. 5.21 Variation of penetration characteristics with pps
Fig. 5.22 Variation of bead appearance and weld morphology with pps 158
Fig. 5.23 Variation of penetration characteristics with welding speed 161
Fig. 5.24 Variation of bead appearance and weld morphology with welding speed
Fig. 5.25 Variation of penetration characteristics with pps and welding speed ($R_o = 83 \%$)
Fig. 5.26 Variation of bead appearance and weld morphology with pps and welding speed ($R_o = 83 \%$)
Fig. 5.27 Variation of bead appearance and weld morphology



	according to pulse shape
Fig. 5.28	Variation of penetration characteristics according to pulse shape 169
Fig. 5.29	Typical weld defects during lap welding with pulsed Nd:YAG laser 171
Fig. 5.30	Variation of penetration characteristics with defocused distance
Fig. 5.31	Variation of bead appearance with defocused distance
Fig. 5.32	Variation of penetration characteristics with laser power and welding speed
Fig. 5.33	Variation of bead appearance with laser power and welding speed
Fig. 5.34	Variation of weld morphology with laser power and welding speed 178
Fig. 5.35	Typical weld defects of magnesium alloy in fiber laser welding 180
Fig. 5.36	Bead appearance showing spatter existence with welding conditions 180
Fig. 5.37	Variation of bead appearance and weld morphology with <i>d</i> (distance from boundary)
Fig. 5.38	Variation of penetration characteristics with <i>d</i> (distance from boundary)
Fig. 5.39	Variation of penetration characteristics with <i>l</i> (distance from fillet root)
Fig. 5.40	Variation of bead appearance and weld morphology with <i>l</i> (distance from fillet root)
Fig. 5.41	Variation of penetration characteristics with current
Fig. 5.42	Variation of bead appearance and weld morphology with current
Fig. 5.43	Variation of penetration characteristics with voltage
Fig. 5.44	Variation of bead appearance and weld morphology with voltage
Fig. 5.45	Variation of penetration characteristics with welding speed193
Fig. 5.46	Variation of bead appearance and weld morphology with welding speed



Fig. 5.47	Comparison of mechanical properties according to specimens196
Fig. 5.48	Comparison of weld load according to heat source and joint configuration
Fig. 5.49	Variation of hardness on butt joint by pulsed Nd:YAG laser 199
Fig. 5.50	Variation of hardness on lap joint by fiber laser
Fig. 5.51	Variation of hardness on fillet joint by fiber laser
Fig. 5.52	Variation of hardness on fillet joint by CMT 202
Fig. 5.53	Variation of weld hardness in each condition
Fig. 5.54	Trial product made by sand casting magnesium alloy for leak test 205
Fig. 5.55	Butt welding of product and MRI202S by pulsed Nd:YAG laser 206
Fig. 5.56	Fillet welding of product and AZ31B by fiber laser
Fig. 5.57	Fillet welding of product and AZ31B by CMT 206
Fig. 5.58	Experimental setup for leak test in water
Fig. 5.59	Result of leak test with heat source 207



List of tables

Chapter 3

Table 3.1 Physical constants of magnesium and other materials
Table 3.2 Code letters for the designation system of magnesium alloys
Table 3.3 Temper designations for magnesium alloys 32
Table 3.4 Typical mechanical properties of AZ31B magnesium alloy sheets 33
Table 3.5 Chemical compositions of AZ31B magnesium alloy(wt. %)
Table 3.6 Specification of CW Nd:YAG laser 34
Table 3.7 Result of ICP analysis according to specimens(wt. %)
Table 3.8 Quantitative value of welding heat input by Eq. 3.1
Table 3.9 Proper welding conditions without burn through 59
Table 3.10 Physical constants of various shield gases

Chapter 4

Table 4.1	Chemical	compositions	of AZ31B-H24	magnesium	alloy(wt. %)	110
Table 4.2	Specificatio	on of pulsed	Nd:YAG laser			110

Chapter 5

Table 5.1 Comparison between MRI202S and other sand casting alloys
Table 5.2 Chemical compositions of MRI202S and AZ31B alloys
Table 5.3 Specification of pulsed Nd:YAG laser
Table 5.4 Specification of CW fiber laser 137
Table 5.5 Specification of CMT welding machine 138
Table 5.6 Welding conditions with current 189
Table 5.7 Proper conditions according to heat source and joint configuration 196





A Study on the Laser Weldability of Magnesium Alloys

JUNGHAN LEE

Department of Marine System Engineering Graduate School of Korea Maritime University

Abstract

Magnesium alloys have gained increased attention in recent years as the lightest metallic structural materials. Moreover, they have some very attractive properties such as good specific strength, excellent sound damping capability, good electromagnetic interference shielding, and recyclability. Therefore, they can be utilized widely in the various industries.

On the other hand, a reliable joining process is absolutely necessary to expand the field of applications of magnesium alloy. Welding of magnesium alloy is known to be possible using almost commercial processes. Tungsten inert gas(TIG) and metal inert gas(MIG) processes are two main welding and repair methods for magnesium alloys. However, because arc welding has high heat input and magnesium has high thermal conductivity, a wide heat affected zone(HAZ) and coarse grain structures would be formed, which causes a weld with poor properties. Laser welding is an advanced way to produce sound welds of magnesium alloys and it can



overcome the disadvantage of arc welding.

However, up to date, only limited works have been conducted on the welding of magnesium alloys using laser beams, besides they are still on basic level. Thus, more sufficient studies are necessary.

This study is related to the laser weldability of magnesium alloys for industrial application. And it consists of three major parts.

In the first part, 4kW CW Nd:YAG laser was used to investigate basic weldability of AZ31B magnesium alloy that has been commercially used as a rolled sheet. The effects of welding conditions on the weldability of butt joints were examined in more detail. In addition, the mechanical properties of butt-welded joints were investigated by tensile and hardness tests. On the other hand, because magnesium is sensitive in oxidation environment, the effects of shielding conditions were examined by controlling the flow rate of the front and back shielding gas. As a result of this study, optimal conditions without weld defects were obtained.

Also, with a tendency for the application of thin magnesium alloy plates in portable electronic equipment such as cell phone and notebook PC, there is a requirement to develop a lap welding technology.

Thus, in the second part, the single pulsed laser welding of AZ31B magnesium alloy was carried out. The effects of fiber types and parameters such as peak power and pulse width on laser weldability were investigated. The results showed that weld defects, especially solidification crack, were always generated in the weld. These defects couldn't be controlled by the simple square pulse, but could be improved through the application of variable pulse.

Meanwhile, because magnesium has good castability and limited



- xiv -

workability, its products have been manufactured by almost casting processes.

Therefore, in the third part, the weldabiltiy of casting magnesium alloy was evaluated using various heat source. A pulsed Nd:YAG laser was used to weld butt joints of sand casting magnesium alloys under various welding conditions. Large under fill and plenty of spatter taken place under the conditions with high peak power. Thus, it is recommended to use low peak power to obtain good welds.

Next, a CW fiber laser was used to investigate the lap weldability of sand casting and wrought magnesium alloy. The effect of defocused distance was examined firstly. The result of the test, it was found that spatters always generated at the around focused distance, because of the high power density of the laser beam. Thus, defocused distance was required to obtain sound weld. In addition, the application of fillet welding was evaluated for minimizing the affect of sand casting that have relatively poor weldability. We could confirm good weldability without weld defects.

From above results of this study, it is expected that development of more reliable joining process of magnesium alloys is possible.



- xv -













1.1 연구 배경

오늘날 범세계적으로 환경문제에 대한 위기의식이 고조됨에 따라 미국 및 유 럽을 중심으로한 선진국들은 녹색성장으로 대표되는 환경오염물질의 저감, 고 갈되고 있는 화석연료의 효율적 사용, 그리고 신재생에너지 개발에 박차를 가 하고 있다. 또한 제조업이 국가의 기반산업이며 생산되는 제품의 대부분을 수 출하는 우리나라는 국제사회에의 각종 환경규약이 무역장벽으로써 작용하기 때 문에, 이에 대한 대책이 절실한 실정이다. 이러한 시대적 흐름에 따라 제조업의 기반인 재료분야에서도 근본적인 변화가 요구되고 있으며, 그중 가장 가시적으 로 진행되고 있는 것이 재활용이 가능한 재료를 사용하는 것, 그리고 경량재료 를 사용하여 완제품의 무게를 경감하는 것이다.

따라서 기존의 철강재들이 독점하고 있던 분야에 다양한 경량재료들의 진출 이 현저해지고 있으며, 그 중 최경량 소재인 마그네슘에 대한 관심이 고조되고 있다. 마그네슘은 밀도가 철의 1/5배, 그리고 알루미늄의 2/3배 정도로 가벼우면 서도 비강도가 높고 다양한 합금 가능성을 가지고 있다. 또한 전자파 차폐성, 방열성, 진동 및 충격 흡수능이 뛰어나고 기계 가공성과 주조성이 우수하다. 이 러한 특성에 힘입어 마그네슘 합금은 전자제품의 케이스나 자동차 부품 등 산 업계 다양한 분야에서 폭 넓게 응용 가능하다. 더불어 해수의 약 0.13 %가 마그 네슘이라는 점과 재생성이 우수한 친환경적 소재라는 점도 마그네슘 합금의 무 한한 발전 가능성을 내포하고 있다⁽¹⁻⁶⁾.

그러나 마그네슘 또는 마그네슘 합금의 사용량은 아직까지 알루미늄 합금이 나 철강재에 비해 매우 부족한 실정이다. 이것은 타 금속재료에 비해 생산 단 가가 높을 뿐만 아니라 마그네슘의 높은 반응성 그리고 열악한 내식성과 같은 단점 때문으로, 마그네슘에 대한 사회적 관심이 증가하면서 이러한 문제점을 해결하기 위한 노력도 꾸준히 진행되고 있는 상황이다.

한편 마그네슘 합금은 주조 작업시 여러 이점이 있기 때문에, 기존의 마그네 슘 합금 부품은 대부분 다이캐스팅 공법으로 제조되어 왔다. 일례로 마그네슘



합금은 알루미늄 합금에 비해 응고잠열이 작아 주조시 작업 시간이 단축되어 생산성을 높일 수 있고 금형이 받는 열충격이 적어 금형의 수명이 연장되는 등 여러 가지 장점이 있다^(7.9). 그러나 다이캐스팅재의 경우, 강도나 내열성이 엄격 하지 않는 부위에 한정적으로 사용되며, 두께나 크기에 제약이 많다. 따라서 마 그네슘 합금의 적용분야와 사용량을 확대하기 위해서는 내열성 및 내식성과 함 께 가격 경쟁력을 갖춘 마그네슘 합금 및 가공공정의 개발이 요구된다⁽¹⁰⁻¹³⁾.

따라서 최근에는 압연 공정을 통한 마그네슘 합금 판재가 많은 연구자들의 관심을 모으고 있으며, 압연 판재의 소성가공에 관한 다양한 연구가 진행 중이 다. 특히 마그네슘은 HCP의 결정구조를 가지고 있기 때문에 상온에서의 소성 변형능이 크게 떨어진다. 이것은 변형온도를 올리는 방법으로 해결할 수 있으 며, 이미 많은 연구자들에 의해 변형온도를 증가시킬 때 연신율 또한 향상한다 는 사실이 알려져 있다. 일반적으로 마그네슘 합금의 압연, 압출 및 단조 등의 가공 공정은 300~500°C의 온도 범위에서 주로 이루어지고 있다⁽¹⁴⁻¹⁸⁾.

또한 소재의 결정립과 변형능에 관한 다양한 연구 결과가 발표되고 있고, 결 정립이 미세할수록 상온 연신율은 향상된다고 알려져 있다⁽¹⁹⁻²³⁾. 이 외에 마그 네슘 합금의 이방성과 집합조직의 영향도 주된 연구 테마였다⁽²⁴⁻²⁸⁾.

이처럼 마그네슘 합금의 개발 및 평가에 관해서는 다양한 연구 결과가 보고 되고 있으나, 이들 합금을 활용하기 위한 가공기술, 특히 용접에 대한 연구사례 는 상대적으로 부족한 실정이다. 그러나 마그네슘 합금의 적용분야가 광범위해 지면서 제품의 대형화 및 복잡 다양화에 부응하기 위해서는 성형 공정만으로는 완제품을 만들 수 없으므로 용접 공정이 필수적으로 따르게 된다. 따라서 신뢰 성 있는 용접공정에 개발이 요구된다.

마그네슘 합금의 용접에는 다양한 용접법의 적용이 가능한 것으로 알려져 있 으나, 마그네슘 합금은 철강재와 비교해서 융점이 낮고 용융 잠열 및 비열이 작다. 더욱이 열전도율 및 열팽창계수가 높기 때문에 양호한 용접 이음부를 얻 기 위해서는 용접 입열을 억제할 필요가 있다. 따라서 타 용접공법에 비교해 상대적으로 입열이 적고 고속용접이 가능한 레이저 용접의 적용이 최적으로 판



- 3 -

단된다. 그러나 마그네슘 합금 판재의 레이저 용접에 대해서는 최근에 몇몇 사 례가 보고되고 있는 수준이며⁽²⁹⁻³⁶⁾, 특히 펄스 레이저를 이용한 단 펄스(single pulse) 용접에 관해서는 보고된 사례가 전무하다. 이것은 레이저 용접에 기인한 급속응고로 인해 균열과 같은 용접결함의 발생을 제어할 수 없었기 때문으로 사료된다. 나아가 기존에 주로 연구되어 온 마그네슘 주조재의 용접에 대해서 도 긍정적인 결과를 얻지 못하고 있는 실정이다⁽³⁷⁻⁴⁴⁾.





1.2 연구 동향

마그네슘 합금은 구조용 금속재료 중 최경량이면서도 비강도 및 비강성과 같 은 기계적 특성이 우수하여 21세기 가장 중요한 재료 중 하나가 되었다. 또한 주조성, 기계가공성, 진동·충격 흡수능 및 전자파 차폐성이 뛰어나 수송기기, 전자제품, 휴대용 공구류, 스포츠·레저용품, 군수용품, 의료기기 등 폭 넓은 분 야에서 응용되고 있으며, 추후 그 사용이 더욱 기대된다.

이처럼 오늘날 알루미늄 합금의 뒤를 이를 차세대 경량재료로써 주목받고 있는 마그네슘 합금은 과거에는 높은 가격으로 인해 우주항공분야와 같이 극히 제한된 분야에서만 사용되어 왔다. 그러나 1990년대 초부터 대기 오염의 주원 인인 자동차의 배기가스 배출을 저감하려는 국제적인 움직임이 활발해짐에 따라 연비 개선을 위한 차체 경량화의 대안으로 새롭게 주목받고 있다. 또한 노트북, 휴대폰, CD 플레이어 등의 휴대용 전가기기의 보급이 확대됨에 따라 인체에 유해한 전자파를 효과적으로 차단하면서 재활용이 가능하고 내구성을 겸비한 새로운 소재에 대한 요구가 증대하면서 기존에 플라스틱으로 제조되던 휴대용 전자기기 케이스가 점차 마그네슘 합금으로 대체되고 있는 실정이다⁽¹⁻⁶⁾. 이에 따라 1990년대 초반 이후 마그네슘 합금의 시장 규모는 연평균 15% 이상의 성장세를 나타낼 정도로 그 사용량이 급증하고 있다. 현재 구조용으로 사용되고 있는 마그네슘 합금은 주로 자동차 및 전자기기 부품에 적용되고 있으며, 국내 제조업의 근간이 자동차 및 전자 산업임을 고려할 때 마그네슘 합금 관련 기술의 개발이 국내 산업에 미치는 파급효과는 매우 크다.

한편 이들 마그네슘 합금의 용접에는 저입열 공법인 레이저의 적용이 최적으 로 판단되며, 관련 연구도 1990년대 전·후부터 시작되었다. 주로 CO₂ 레이저 및 Nd:YAG 레이저를 이용한 연구가 대부분인데, 기존의 연구에 따르면 마그네 슘 합금의 용접에는 Nd:YAG 레이저의 적용이 보다 우수한 결과를 나타낸다고 알려져 있다⁽⁴⁵⁻⁴⁷⁾. 이것은 CO₂ 레이저에 비해 짧은 파장에 기인한 빔의 흡수율 증가 때문으로, 키홀용접을 위한 임계조사를 감소시켜 보다 안정된 용융지를



형성하기 때문이다. 또한 CO₂ 레이저와 비교하여 Nd:YAG 레이저는 높은 용접 효율을 나타낸다고 알려져 있다⁽⁴⁷⁾. Haferkamp 등은 동일한 초점 직경을 가지는 1.5 kW 출력의 레이저 빔을 사용하여 5 m/min의 용접속도 조건에서 Nd:YAG 레 이저를 사용한 경우에는 2 mm의 용입깊이가, 반면에 CO₂ 레이저에서는 0.7 mm 의 용이깊이가 얻어졌다고 보고하였다^(38,48). Sander 등은 2 kW pulsed Nd:YAG 및 6 kW CO₂ 레이저를 사용하여 두께 1.8 mm의 AZ31B-H24 합금의 용접성을 조사하였으며, 동일한 결과를 얻을 수 있었다. Nd:YAG 레이저를 사용한 경우 에는 레이저 출력 0.8 kW(5 ms, 120 Hz), 용접속도 3 cm/s의 조건에서 건전한 용 접부가 만들어졌고, 이에 반해 CO₂ 레이저에서는 레이저 출력 2.5 kW, 용접속 도 12.7 cm/s의 조건에서만 건전한 용접의 수행이 가능하였다⁽⁴⁵⁻⁴⁶⁾.

그 외에도 용접조건에 대한 다양한 연구가 수행되어왔는데, 레이저 용접시 주요 매개변수인 출력은 키홀용접을 수행하는데 있어 주요한 영향을 미친다. Marya 등은 높은 출력일수록 깊은 용입과 넓은 비드가 형성되고 리플(ripple)과 크라우닝(crowing)의 감소를 이끈다고 보고하였으며,⁽⁴²⁾ Sanders 등은 상대적으로 저출력일때 증기압이 높은 합금 원소의 손실을 최소화하고 스패터의 발생량을 줄일 수 있다고 보고하였다⁽⁴⁵⁻⁴⁶⁾. Lehner 등은 Nd:YAG 레이저를 사용한 두께 3 mm 및 5 mm의 다이캐스트 AZ91 및 AM50 합금에 대하여 최적 출력은 2.0~ 2.5 kW 범위이며, 2.0 kW 미만의 낮은 출력에서는 인장강도가 저하함을 보고하 였다⁽⁴⁰⁾. CO₂ 레이저를 사용한 주조 WE43 합금에서 키홀 용접을 수행하기 위한 임계 파워밀도는 약 2×10⁶ W/cm²이었으며, AZ31B 합금에서는 약 5×10⁵ W/cm²이 었다⁽⁴⁵⁻⁴⁶⁾. 또한 Nd:YAG 레이저를 사용한 AM60B 다이캐스팅재의 임계 파워밀 도는 약 1.2×10⁵ W/cm²이었다⁽⁴¹⁾.

출력 외에 주 변수로 고려되는 용접속도의 영향을 정리하면, 레이저 열원에 상관없이 용접속도가 증가함에 따라 용입깊이 및 비드폭은 일반적으로 감소하 였다. 그러나 너무 빠른 용접 속도는 리플 감소와 크라우닝의 급격한 증가를 야기하며⁽⁴²⁾, 더 나아가 용융부의 취화에 대한 경향까지도 증가시켰다⁽⁴⁷⁾. 따라 서 용접속도는 적정 출력 레벨에서 용입깊이를 확보하기 위해 조정되어야 하



- 6 -

며, 기공과 같은 결함을 최소화 할 수 있는 용접조건의 선정이 요구된다. Haferkamp 등은 1.7 kW의 CW Nd:YAG 레이저를 사용하여 가공재 AZ21A 및 다이캐스트 AZ91D 합금을 용접하였으며, 동일한 조건으로 용접하였음에도 불 구하고 사용된 마그네슘 합금의 서로 다른 열적 및 물리적 특성 때문에 다른 용접특성을 나타낸다고 보고하였다⁽⁴⁸⁾. 다이캐스트재인 AZ91D의 열전도도는 51 W/mk로, 가공재인 AZ21A의 139 W/mK에 비해 낮다. 따라서 AZ91D 합금은 AZ21A 합금 보다 더 깊은 용입깊이 및 더 큰 용융면적을 가졌다. 또한 Marya 등은 6 kW CO₂ 레이저를 사용하여 동일한 조건하에서 AM50 합금이 AZ91 합 금에 비해 더 깊은 용입깊이가 얻어진다고 보고하였다⁽⁴²⁾. 마그네슘 합금에 대 한 레이저 용접공정 연구는 아직까지 초창기이며 합금별로 서로 다른 열적특성 을 가지므로 보다 체계적인 연구가 요구되는 분야이다.

한편 마그네슘은 산화에 아주 민감하기 때문에 용접시 대기로부터의 정교한 차폐가 필요하다는 것은 익히 알려져 있는 사실이다. 일반적으로 아르곤(Ar) 및 헬륨(He)과 같은 불활성 가스를 사용하여 용접부를 보호하며, 우수한 실딩은 기 공을 최소화할 수 있고⁽⁴⁹⁾, 또한 금속 슬래그로부터 광학계를 보호할 수 있다. 더불어 실드가스는 플라즈마의 형성에도 영향을 미친다⁽⁵⁰⁾. He은 24.5 eV의 높 은 이온화 퍼텐셜 및 우수하 열전도성을 가지므로 플라즈마를 형성하기 위하 임계값이 높다. 따라서 실드가스로 He을 사용하면 플라즈마는 거의 발생하지 않는다고 알려져 있다⁽⁵⁰⁻⁵³⁾. Weisheit 등은 최적의 실드가스를 확인하기 위해 He, Ar 및 N2를 사용하여 AZ91 합금의 CO2 레이저 용접을 수행하였으며, 그 결과 He을 표면 조도, 용입깊이 및 용접부 형상 등으로부터 최적으로 판단하였 다⁽³⁹⁾. Dhahi 등은 5kW CO₂ 레이저를 이용하여 WE43 합금을 연구했고, He의 가스유량이 50 ℓ/min보다 적으면 용융지의 비산이나 붕괴를 유발할 수 있다는 것을 보여줬다⁽⁵⁰⁻⁵²⁾. Hiraga 등은 2kW CW CO₂ 레이저 및 Nd:YAG 레이저를 이 용하여 두께 1.7 mm의 AZ31B-H24 합금의 맞대기 용접을 수행하였다⁽⁵³⁾. CO₂ 레이저를 사용한 경우 비드 전면에 He을, 그리고 이면에 Ar가스를 사용하여 건 전한 용접비드를 얻을 수 있었다. 그러나 이면실드 없이 전면비드에 Ar만을 사



- 7 -

용한 조건에서는 비드 형상의 열화를 야기하였다. 한편 Nd:YAG 레이저를 사용 한 경우에는 이면실드 없이 전면비드에 Ar만을 사용하여도 건전한 비드가 형성 되었다. 이것은 Nd:YAG 레이저가 CO₂ 레이저에 비해 짧은 파장대를 가지고 있어 플라즈마에 민감하지 않기 때문이다. 또한 CO₂ 레이저로 제작된 용접 이 음부의 인장강도는 실드조건 및 비드모양에 따라 변하지만, Nd:YAG 레이저의 용접 이음부는 실드조건에 관계없이 우수하고 안정된 강도를 가졌다⁽⁵³⁾.

더불어 좁은 용접부는 고출력 용접의 중요한 특징 중 하나이다. Cao 등은 2.5 kW CW Nd:YAG 레이저를 사용하여 두께 2 mm의 사형주조재인 ZE41A-T5의 맞대기 용접을 수행하였다. 실험결과 용접부 폭은 약 0.8~1.3mm였으며, 부분 용융역은 더욱 좁고 단지 일부의 결정만이 열영향에 의해 확대된 모습을 보였 다⁽⁵⁴⁾. Sanders 등은 2 kW pulsed Nd:YAG 및 6 kW CW CO₂ 레이저를 사용하여 AZ31B 합금의 용접을 수행하였으며, 열영향부(HAZ)의 폭은 50~60 μm로 저속 에서는 2배 정도 큰 HAZ폭을 가진다고 보고하였다⁽⁴⁵⁻⁴⁶⁾. Weisheit 등은 용가재 없이 2.5 kW CO₂ 레이저를 사용하여 주조재인 AZ91, AM60, ZC63, ZE41, QE22 및 WE54 합금과 가공재인 AZ31, AZ61, ZW3, ZC61 및 ZC71 합금의 맞대기 용 접을 수행하였으며, AZ31의 HAZ에서 현저한 결정립의 조대화가 발생한다고 보고하였다⁽³⁹⁾. 이것은 가공경화의 효과가 사라진 것에 기인한다. 실험에 사용된 모든 주조합금에서 HAZ내 결정립의 조대화는 관찰되지 않았으나, WE54 합금 의 HAZ내 용융경계부 근방의 결정립계에서는 부분용융(liquation)이 관찰되었다. 레이저 용접부의 미세구조는 용융지로부터 모재로의 급속한 열 방출에 의한 고속 프로세스로 특징지어진다. 일반적으로 결정립은 용융경계부의 계면으로부 터 선택적으로 성장한다. 용융경계부에서 상대적으로 큰 온도구배 및 작은 결 정 성장률에 의해 미세구조는 셀상(cellular)이 지배적이었다⁽⁴⁹⁾. ZE41A 합금의 용융부내 셀 성장에 의해 형성된 미세한 등축정이 Cao 등에 의해 또한 관찰되 었다⁽⁵⁴⁾. 초기 조직과 비교하여 용융부는 레이저 용접동안 급랭의 영향으로 결 정립의 현저한 미세화를 보였다^(41,48). 응고조직의 제어법과 레이저 용접부의 기 계적 성질 및 용접 결함 형성의 영향을 연구하기 위해서는 아직까지 더 많은



- 8 -

연구가 필요하다.

기존의 연구에 따르면 마그네슘 합금은 용접에서는 기공형성, 액화균열 및 합금원소의 손실과 같은 많은 애로점이 있었다^(40-41,44-46,49). 또한 액상 마그네슘 (liquid magnesium)은 고상 마그네슘(solid magnesium)보다 수소의 용해도가 매우 크다⁽¹⁻⁴⁾. 따라서 알루미늄 합금과 유사한 수소 기공이 마그네슘 합금의 용접에 주요한 관심사였다. 더불어 레이저 용접시, 키홀의 불완전한 함몰 및 용융지의 거친 흐름은 용접금속 내에 매크로 기공을 생성할 수 있다⁽⁵⁵⁻⁵⁶⁾. Weisheit 등은 다이캐스트 마그네슘 합금이 주물이나 가공 마그네슘 합금 보다 기공을 형성하 기 쉽다고 보고하였으며⁽³⁹⁾, 또한 Pastor 등은 키홀의 불안정성은 AM60B 합금의 레이저 용접에서 기공형성의 주 원인은 아니라고 발표하였다⁽⁴¹⁾.

수소는 용융 마그네슘내에 용해되지 않는 유일한 가스이다. 대부분의 액상 마그네슘 합금은 고상 마그네슘 합금보다 높은 수소 용해도를 가지나, 알루미 늄 합금에 비해선 비교적 낮은 용해도(약 30 mℓ/100g)를 가지고 있다^(1,4). 그러나 고상에서의 수소 용해도 감소 및 레이저 용접에 기인한 급속응고는 용접부내 기공형성의 원인이 된다⁽⁴⁹⁾. 반면에 지르코늄(Zr)을 함유하는 마그네슘 합금에서 는 수소(H)는 Zr과 반응하여 ZrH₂를 형성하기 때문에, 이 경우 수소 기공은 큰 문제가 되지는 않는다^(48,54,57).

용접부내 기공 발생에 대한 다른 가능성은 모재에 이미 존재하고 있는 기공 이다. 주조재, 특히 다이캐스트재는 모재내에 상당한 양의 기공을 포함하고 있 다. 다이캐스트재내 많은 초기 기공 함유량은 일반적으로 표면 난류흐름 및 다 이캐스팅 공정 중에 겪는 급랭에 기인하며, 마그네슘 다이캐스트재의 용접성은 모재의 초기 가스 기공에 크게 의존한다고 알려져 있다^(41,44,58-60). 따라서 마그네 슘 다이캐스트재의 건전한 용접을 위해서는 모재내 가스 함유량을 감소시킬 필 요가 있다. Pastor 등은 다이캐스트재내 존재하는 초기 기공의 압력이 분위기 압력보다 높으므로, 레이저 용접시 마그네슘 합금이 재용융될 때 모재내 초기 기공의 팽창과 융합의 과정에 의해 매크로 기공을 형성한다고 보고하였다. 또 한 매크로 기공이 용접부의 오버필을 야기한다고 설명하였다⁽⁴¹⁾. Zhao와



- 9 -

DebRoy는 두께 2~6 mm의 AM60B 합금을 CW Nd:YAG 레이저를 사용하여 연 구하였으며, 입열량을 감소시킴으로써 용융부내 기공 함량을 줄일 수 있다고 보고하였다⁽⁴⁴⁾.

더불어 고온 균열은 마그네슘 합금의 주요한 용접 결함 중 하나이다. 대부분 의 마그네슘 합금에 있어서 합금 원소의 증가는 일반적으로 응고온도 범위를 증가시킨다. 넓은 응고온도 범위, 큰 응고수축, 높은 열확산계수 및 저융점의 금속간화합물은 잠재적으로 마그네슘 합금을 액화균열 및 응고균열에 민감하게 만든다^(49,61).

Baeslack III 등은 CO₂ 레이저를 사용하여 석출경화형 합금인 WE54X를 연구 했고, 이 합금의 열영향부는 액화균열에 민감할 수 있다는 것을 지적하였다⁽³⁷⁾. 동일한 HAZ의 액화균열이 CW Nd:YAG 레이저를 사용한 ZE41A 용접부에서도 관찰되었다⁽⁵⁴⁾. HAZ의 액화균열은 용접 열사이클 중 용융경계부에 인접한 결정 립계에서의 액화피막의 형성 및 냉각 중 열적으로 야기된 응력을 수용하지 못 하는 액화피막의 무능력에 기인한다. 균열은 저융점의 주변 공정금속으로 다시 채워지면 사라지는 경향이 있었다⁽⁶²⁾. 마그네슘 합금의 레이저 용접에 있어서 액화균열은 합금 조성, 용접 공정 매개변수, 응고속도 및 용접부의 기하학적 형 상이 균열에 모두 영향을 미칠 수 있으므로 더 많은 연구가 필요하다.

응고균열은 넓은 응고영역을 가지는 Mg-Zn-Zr 및 Mg-Al-Zn 등과 같은 합금 에서 발생하기 쉽다. CaO 등은 사형주조재인 ZE41A 합금의 용접부에서 응고균 열을 관찰하였다. ZE41A 합금은 각각 645℃ 및 525℃의 평형 액상 및 고상온 도를 가지므로, 120℃의 넓은 응고온도범위로 인해 용접부내 응고균열을 야기 한다고 보고하였다^(54,57). Mg-Al-Zn 합금에서 응고균열은 응고범위가 넓어지는 약 10 wt.% 근방의 Al을 함유하는 있는 합금에서 일반적으로 발생한다. 보통 6 wt.% Al 및 1 wt.% Zn까지는 우수한 용접성을 나타내는 반면, 6 wt.% 이상의 Al 및 1 wt.% Zn까지는 저융점 화합물(Mg₁₇Al₁₂)의 생성 때문에 다소 균열에 민감 하였다. 특히 AZ63A 및 AZ92A 합금과 같이 Al함량이 높은 상태에서 Zn이 1 wt.%를 초과하면 용접균열에 매우 민감해졌다^(14,48,63-64). Al이 없는 합금이라도 3



wt.%이상의 Zn을 함유하면 응고균열에 매우 민감하고 용접이 어려우며, 희토류 원소는 냉각범위를 접혀주기 때문에 마그네슘 주조물에 있어서 용접균열 및 기 공 생성을 효과적으로 줄일 수 있다고 알려져 있다^(54,57). 응고균열을 예방하기 위해서는 야금학적, 재료적, 기계적인 관점에서 아직 더 많은 연구가 필요하다. 더불어 마그네슘 및 아연은 알루미늄보다 낮은 비점 및 높은 증기압을 가진 다^(1-6,45-47). 따라서 용접시 이들 합금원소의 선택적인 증발이 발생할 것이며, 이

것은 용융부내 화학조성의 변화를 야기할 것이다. Marya와 Edwards는 0.9 kW Nd:YAG 레이저를 사용하여 다이캐스트재인 AZ91 합금을 용접 연구를 수행하였고, 마그네슘의 증발로 인해 표면에서 알루미늄의 농화가 발생한다고 보고하였다⁽⁴⁹⁾. 또한 Sanders와 Leong 등은 높은 에너지 밀도가 큰 증발손실, 스패터 증가 및 불균일한 용접 비드를 야기한다고 보고하였다⁽⁴⁵⁻⁴⁶⁾. 특히 아연은 마그 네슘 합금을 강화시키는 원소이므로, 아연이 다량 증발하게 되면 용접강도에 영향을 미칠 수 있다. 따라서 적절한 입열량 제어를 통해 합금원소의 손실을 최소화하여야 하며, 이에 대한 더 많은 연구가 필요하다.

이처럼 마그네슘 합금의 레이저 용접에 대한 연구는 선진국들을 중심으로 폭 발적으로 수행되고 있으며, 앞으로는 기초 단계를 넘어 보다 체계적인 연구가 수행될 것으로 기대된다. 반면에 국내의 마그네슘 합금 관련 용접연구는 열원 에 상관없이 일부 연구소 및 대학에서 제한적으로 수행되고 있는 수준에 불과 하다^(34,65-71). 따라서 국내에서도 마그네슘 합금을 충분히 활용하기 위한 레이저 용접 공정의 심도 있는 연구가 요구된다.



- 11 -

1.3 연구 목적 및 범위

마그네슘 합금은 구조용으로 사용 가능한 금속 재료 중 가장 가벼운 소재이 면서도, 동시에 환경문제, 경량화 및 자원절감이라는 시대적 요구에 부응할 수 있는 친환경 소재로써 그 적용범위가 급속히 확대되고 있다. 특히 자동차 및 전자제품 분야에서 마그네슘 합금의 사용량은 꾸준히 증가하고 있으며, 새로운 적용분야도 도출될 것으로 예상된다. 이처럼 소중한 재원인 마그네슘을 보다 적극적으로 활용하기 위해서는 용접공정이 필수적으로 요구되나 국내의 관련 연구는 선진국들에 비해 초기단계에 머물러 있는 상황이다.

따라서 본 논문에서는 산업계 다양한 분야에서 마그네슘 합금의 적용을 고려 한 용접이음을 선정하고, 레이저 열원을 사용하여 그 용접성을 평가 및 검토하 고자 한다. 또한 각 합금 및 이음별 우수한 용접부를 확보하기 위한 용접 매개 변수의 영향을 상세히 조사하고, 용접조건을 최적화하며 용접결함의 발생상황 과 그 대책을 제시하고자 한다.

본 논문의 구성은 다음과 같다.

d Collection

제1장에서는 본 연구의 배경과 동향, 그리고 연구의 목적과 범위에 대하여 기술한다.

제2장에서는 마그네슘 합금의 용접에 주로 적용되는 아크, 마찰교반 및 레이 저 용접의 장·단점과 레이저 용접의 필요성을 중점적으로 기술한다.

제3장에서는 차체 경량화를 위한 마그네슘 합금 압연판재의 기초적인 레이저 용접성을 상세히 평가한다. 이를 위해 우선 질별기호(temper designation)에 따른 압연판재의 용접성을, 형상인자를 배제한 비드용접 통해 조사한다. 또한 맞대기 용접을 실시하여, 용접조건 및 실드조건에 따른 용접부의 특성을 평가한다.

제4장에서는 전자제품 케이스에 적합한 마그네슘 박판의 단 펄스 겹치기 용 접 결과에 대하여 기술한다. 특히 마그네슘 박판의 단 펄스 용접에서는 급속응 고로 인해 기공 및 균열과 같은 용접결함에 직면하게 되므로, 이를 해결하기 위한 방법으로 파형가변을 도입해 용접결함을 제어하고자 한다. 제5장에서는 사형주조재간의 동종 또는 사형주조재와 압연재의 이종 용접성 을 대하여 레이저 및 저입열 아크 열원인 CMT를 사용하여 평가한다. 특히 주 조재의 용접은 그 자체만으로도 상당한 용접 노하우를 요구하며 주물재의 품질 이 용접성을 좌우한다고 할 만큼 주요한 역할을 담당한다. 따라서 주물재의 영 향을 최소화하기 위해 필릿 용접으로의 적용성도 같이 검토한다.

제6장은 결론이며, 본 연구에서 얻어진 결과를 총괄한다.





제2장 마그네슘 합금의 용접기술 현황








산업현장에서 마그네슘 합금이 매우 중요한 소재로 떠오르면서, 이를 활용하 기 위한 용접의 중요성이 크게 부각되고 있다. 마그네슘 합금의 용접에는 다양 한 용접 프로세스가 적용될 수 있으며, 크게 아크 용접(MIG, TIG) 및 비용융 용접(FSW), 그리고 고밀도의 고에너지 용접(Laser, Electron Beam) 프로세스를 통한 용접연구가 활발히 진행되고 있는 추세이다.

2.1 아크 용접

MIG 용접(metal inert gas welding)은 불활성 가스(Ar, He 등)를 사용하여 용융 지를 차폐하고, 소모 전극으로 작용하는 용접 와이어를 토치의 노즐로부터 공 급하면서 아크로 와이어를 용착시키는 용접법이다. 마그네슘 합금의 용접은 1924년부터 시작되었으며, 1960년대에는 MIG로 두께 4.5 mm의 마그네슘 합금 을 용접하였다. 마그네슘 합금의 MIG 용접에서 가장 큰 특징은 용접시 전극을 플러스로 하는 역극성(DCEP) 전원을 사용하는 것이다. 이것은 표면에 마그네슘 산화막의 존재 때문으로 정극성(DCEN)으로는 용접이 어렵고, 역극성으로 용접 을 수행하면 청정작용으로 인해 마그네슘 산화막을 자연스럽게 제거할 수 있게 때문이다. 더불어 MIG 용접은 이미 많은 재료로부터 검증된 공법이므로, 용접 조건만 적절히 제어하면 마그네슘 합금의 용접에 바로 적용이 가능하다는 이점 이 있다. 반면에 마그네슘의 낮은 비점(1,100℃)으로 인하여 용융된 마그네슘 합금이 아크열에 의해 증발해 버리면서 많은 스패터를 형성할 수 있다는 단점 이 있으며, 이 문제를 해결하기 위해선 아크 단락 사이클(short-circuiting arc)을 사용하거나 펄스 전원을 사용하여야 한다. 또한 다른 공정보다 상대적으로 낮 은 용접속도를 가지기 때문에 생산성에도 문제가 있으며 용접 후 심한 변형을 수반한다. 이와 같은 단점으로 인해 마그네슘 합금 용접에 MIG 공정은 실제로 많이 적용되는 편은 아니다^(63,72).

한편 TIG 용접(tungsten inert gas welding)은 불활성 가스 분위기에서 비소모 성 텅스텐 전극과 모재 사이에 아크를 발생시켜 용접하는 방법으로 현장에서는



- 15 -

MIG 용접 보다 더 많이 사용되고 있으며, 아크 열원을 이용한 마그네슘 합금 연구는 TIG 용접이 대부분을 차지하고 있다⁽⁷³⁻⁷⁹⁾. 마그네슘 합금의 TIG 용접도 MIG와 마찬가지로 정극성으로는 용접이 곤란하며, 역극성이나 교류(AC)전원을 사용하여 마그네슘 산화피막을 제거하여야만 용접이 가능하다. 더불어 교류전 원은 박판과 후판 모두에서 양호한 용접성과 우수한 클리닝 효과를 나타내며, 역극성은 용입이 얕기 때문에 박판 용접에 적당하다⁽⁶³⁾.

TIG 용접시에 장점은 클리닝 작용으로 인한 표면 산화물의 제거와 입열량 조절이 MIG 보다 용이하다는 것, 그리고 적은 입열량으로 우수한 품질의 용접 부를 제작할 수 있다는 것이다. 또한 TIG의 비소모성 전극은 경제적인 측면에 서도 MIG 보다 유리하다. 반면 용접속도가 느리고 전극의 마모가 심한 단점이 있다. 특히 마그네슘 합금의 아크 용접에서 가장 큰 기술적 문제는 넓은 부분 용융역(partially melted zone, PMZ)이 형성되는 것이다. 공정 합금계(*a*+β상)를 가지는 합금이 단일 *a*상 영역까지 가열되고 β상이 공정온도에 도달하기 전에 완전히 분해되지 않는다면 국부 용융이 일어날 수 있으며, 이것은 재료의 고온 기계적 특성에 악영향을 미친다. 또한 국부적인 용융에 의해 재응고시 액화균 열을 야기할 수 있다^(73-74,77).

Fig. 2.1은 TIG로 용접한 AZ91D 합금의 전형적인 광학현미경 사진이다. 부분 용융역은 용융계면에 직접적으로 접하고 있으며, 넓은 의미로는 열영향부내에 부분용융역을 포함시킬 수도 있을 것이다. 또한 부분용융역의 확대사진인 Fig. 2.2를 보면, 용융상태인 *a*+β 공정상과 용융되지 않는 β상이 같이 존재하고 있 는 것을 알 수 있다. 특히 부분용융역과 열영향부는 용접부와 비교하여 볼 때 조대한 입계구조를 가지며 β상인 Mg₁₇Al₁₂는 취성이 크고 연신율이 거의 없는 금속간화합물이기 때문에, 매우 낮은 응력조건하에서도 용접부가 파단되기 쉽 다. 따라서 건전한 용접부를 제작하여도 용접부 근처의 열악한 강도 때문에 구 존재로써의 사용은 부적합한 점이 있다. 이 문제를 극복하기 위해서는 응고시 급랭을 실시하여 열영향부를 최소화해야 한다^(74,77).





Fig. 2.1 Optical macrostructure of TIG welded Mg-AZ91D





- (c, d) partially melted zone, (e) HAZ,
- (f) resolidified region



2.2 마찰교반 용접

기존의 마찰 용접이 부재를 회전시켜 접합하는데 반해, 마찰교반 용접(friction stir welding, FSW) 공정은 별도의 회전 툴(tool)을 소재의 맞대기면을 따라 이동 시킴으로써 소재의 소성 유동을 동반하여 접합하는 방법이다. 이러한 FSW 기 술은 현재 알루미늄 및 알루미늄 합금의 용접에 있어서 최대의 기술적 진보로 인정받고 있으며⁽⁸⁰⁻⁸³⁾, 알루미늄 접합에서 얻어진 경험을 마그네슘 합금에 적용 하고 있다. 마그네슘 합금에서 FSW 접합의 장점은 소모성 또는 삽입금속이 전 혀 필요치 않다는 것과 마그네슘 산화층이 툴의 회전에 의해서 자동적으로 제 거되기 때문에 미리 제거할 필요가 없다는 것이다. 더욱이 용융현상을 수반하 지 않기 때문에 잔류응력이 다른 용융접합보다 극히 적고 용접후 변형 또한 매 우 적다. 더불어 자동화가 가능하며, 용접부의 기계적 특성이 다른 용접법과 비 교하여 볼 때 매우 우수한 특성을 가진다^(63,84).

마그네슘의 동종 접합은 재료에 따라서 약간의 차이가 있지만, 이미 TWI에 서 성공적으로 접합이 가능함을 증명하였다. 가장 많이 사용되는 다이캐스팅 마그네슘 합금은 Mg-Al계 합금으로 AZ31과 AZ61, AZ91을 비교하여 보면, Al 양이 증가할수록 마그네슘 합금의 FSW 접합은 어려워진다. Fig. 2.3은 AZ31, AZ61, AZ91D를 FSW로 접합을 하였을 때, 결함이 없는 양호한 접합 영역을 도 시한 것이다. 그림에서처럼 AZ31은 넓은 영역에 걸쳐 성공적인 접합이 가능하 였으며, Al 함량이 증가할수록 양호한 접합부를 얻을 수 있는 영역이 줄어든다 는 것을 확인할 수 있다^(63,85-87).

Fig. 2.4는 AZ31B-H24 합금의 FSW 접합된 시편의 단면을 절단하여 관찰한 조직사진이다. 매크로 조직사진에서 양파 모양의 명확한 교반영역(stirred zone) 을 확인할 수 있다. 그리고 교반영역의 미세 조직을 보면 모재와는 완전히 다 른 새로운 결정이 재결정화된 것을 알 수 있다. 또한 B사진에서 FSW의 물리적 인 힘에 의해 연신된 조직을 명확히 확인할 수 있다^(63,85-87).

한편 마그네슘 합금과 알루미늄 합금간의 이종 FSW 접합은 비용융공정이기



때문에 취약한 금속간 화합물인 Mg₁₇Al₁₂의 생성을 억제하고 기존에 생성된 Mg₁₇Al₁₂ 화합물까지 분해시키므로, 이종 접합에서도 우수한 특성을 보인다.

Fig. 2.5는 알루미늄 합금과 마그네슘 합금간의 이종접합을 실시한 시험편의 단면사진이다. (B)영역에서 Al과 Mg이 완전히 교반되어 있는 것을 알 수 있다. FSW를 이용한 이종접합은 용융용접을 적용한 경우와 비교하여 볼 때, 보다 우 수한 기계적 특성과 외관이 특징이다^(63,88-89).

Fig. 2.6은 Mg-Al계열 합금의 FSW 이음부 경도 분포를 나타낸 것이다. 그림 에서 보면 AZ31과 AZ61의 경도값은 모재와 용접부 모두 유사하게 나타나는 반면, AZ91D 합금은 교반영역에서 경도값이 증가하는데 이것은 알루미늄양의 증가로 인해 모재에 대량 생성된 Mg₁₇Al₁₂상 금속화합물이 FSW의 교반으로 인 해 분해되면서 알루미늄이 입자 크기를 미세하게 만들어 나타난 결과이다^(63,85-87).

이와 같이 FSW 이음부는 TIG 용접보다 더 우수한 기계적 특성을 나타낸다. 또한 종래의 용접법으로는 불가능한 저융점 접합뿐 만 아니라 이종접합까지도 가능하다. 그러나 장비의 특성상 접합이 완료된 비드의 끝단에 툴 형상의 구멍 이 잔존하는 문제점과, 공간 및 용접 형상의 제약이나 미세접합에 적용하기 어 려운 단점 또한 가지고 있다.





Fig. 2.4 Macro and microstructural feature of FSW joint





Fig. 2.5 Optical micrographs of dissimilar weldment



Fig. 2.6 Hardness profiles of FSW joints in cross sections



2.3 레이저 용접

앞서 설명한 MIG 및 TIG 공법은 특히 마그네슘 합금의 주조결함 제거와 보 수를 위한 주요공법이다. 그러나 느린 용접속도, 넓은 열영향부 및 용융부, 큰 수축률, 미세구조와 기계적 특성의 변화, 합금원소의 증발손실 그리고 큰 잔류 응력 등의 문제점이 있었다. 이에 따라 마그네슘 합금에 대한 레이저 용접의 적용이 검토되고 있으며, 많은 연구자들의 관심을 끌고 있다.

레이저 용접은 매우 작은 점에 집속된 레이저광의 고밀도 에너지를 이용하여 재료를 용융·용접하는 공법이다. 산업계에 적용되고 있는 대표적인 레이저는 CO₂ 레이저와 Nd:YAG 레이저가 있으며, 이들 레이저의 큰 차이점은 파장이 다르다는 것이다. Nd:YAG 레이저는 1.06 μm, 그리고 CO₂ 레이저는 그 10배인 10.6 μm의 파장을 가진다. 또한 CO₂레이저는 고출력, 고효율성, 검증된 신뢰성 및 안정성을 가지며, Nd:YAG 레이저는 최근 고출력의 개발 및 빔 품질의 향 상, 그리고 파이버 전송의 유연함으로 기존의 CO₂ 레이저가 점유하던 분야를 대체해 나가고 있는 추세이다.

마그네슘 합금의 레이저 용접성은 Nd:YAG 레이저의 짧은 파장이 키홀 용접 을 위한 임계조사를 감소시켜 보다 안정된 용융지를 만들기 때문에 CO₂ 레이 저와 비교하여 높은 용접효율을 가진다고 알려져 있다⁽⁴⁵⁻⁴⁷⁾. 또한 레이저 용접 은 TIG 용접과 같은 일반적인 아크 용접과 비교하여 볼 때, 훨씬 우수한 특성 을 가진다. 특히 맞대기 용접시 TIG 용접과 같은 일반적인 용융용접은 약 70~ 90%의 이음부 효율(이음부 강도/모재 강도)이 얻어지는 반면, 레이저 적용시에 는 100%에 가까운 높은 이음부 효율을 얻을 수 있다. 또한 레이저 용접은 아 크 용접에 비해 깊고 좁은 용입을 얻을 수 있으며 HAZ 폭을 최소화 할 수 있 고, 용접부의 기공 역시 최소화할 수 있는 장점이 있다. 더욱이 고속용접이 가 능하므로, 가열 및 냉각시 그 온도구배가 매우 커지게 된다. 이로 인해 금속간 화합물 생성의 메커니즘인 확산 공정이 일어나지 못하게 함으로써 열영향부에 서의 금속간화합물 생성을 억제할 수 있다^(48,63,85).



이처럼 마그네슘 합금의 레이저 용접 적용은 매우 우수한 용접부를 생성할 수 있으므로, 앞으로 마그네슘 합금의 사용량 증가에 따라 레이저 용접의 적용 사례도 늘어날 것으로 기대된다.

그러나 마그네슘 합금의 레이저 용접이 항상 우수한 것은 아니며, 레이저 공 정변수가 최적화 되지 않았을 때는 Fig. 2.7에 나타낸 것과 같은 결함이 발생할 수 있다⁽³⁰⁾. Fig. 2.7(a)의 용접부내 기공은 마그네슘 합금의 용접시 주요한 관심 사 중 하나이다. 기공형성은 표면오염과 응고과정시 고상으로부터 배제되는 수 소 때문이라고 판단되며, 키홀의 불완전한 함몰과 용융지의 흐름 또한 연관이 있다. 또한 마그네슘은 융점 및 비점이 낮고 증기압이 높으므로 용접시 다량 증발하게 되어, Fig. 2.7의 (b)와 같은 크레이터(crater)를 형성할 수 있다.

한편 용접시 용융부의 산화를 막기 위해 사용하는 실드가스가 용접성에 영향 을 미친다는 것은 널리 알려져 있는 사실이다. 특히 마그네슘의 경우, 타 금속 에 비해 점성 및 표면장력이 낮으므로 실드가스의 흐름이 너무 강하면 용접부 형상을 어지럽히거나 결함을 일으킬 수 있다. Fig. 2.7(c)는 노즐로부터 용융부 로 가스의 이송방향이 정렬되지 않았을 때 관찰되는 험핑비드(humping bead) 현상이며, 표면장력이 떨어지는 마그네슘의 특성상 (d)와 같은 이면비드의 처짐 이 발생하기도 한다.





Fig. 2.7 Typical defects in AZ31 laser welds



제3장 마그네슘 합금의 레이저 용접성에 대한 기초 연구







3.1 서론

자동차 산업은 가장 영향력 있는 제조업 중 하나로, 한 나라의 경제력과 기 술수준을 가늠하는 척도로 간주되고 있으며, 철강, 기계 및 부품 소재 등의 관 련 산업과 동반 성장하므로 그 파급효과가 지대하다고 할 수 있다. 더욱이 현 대 사회에서의 자동차는 선택이 아닌 필수품으로 사회와 소비자의 요구가 점점 다양해지고 있으며, 승차자 뿐만 아니라 보행자 보호를 위한 안전성 확보 의무 도 엄격해 지고 있다.

한편 자동차의 주 원료인 화석연료의 매장량 한계로 인하여 다양한 대체에너 지의 개발이 요구되고 있으며, 동시에 한정된 에너지를 효과적으로 사용하기 위한 노력이 진행되고 있다. 또한 화석원료가 연소되면서 발생하는 배기가스가 지구 온난화의 주범으로 지목되면서, 최근 전 세계 자동차 업계에서는 안전성 확보 문제와 더불어 환경문제에 대한 관심이 고조되고 있다. 이러한 시대적 흐 름에 따라 선진업체에서는 연비향상을 위해 막대한 투자와 연구개발을 수행하 고 있으며, 그 중 가장 효율적이고 가시적인 방법인 자동차 부품의 경량화가 강력하게 추진되고 있는 실정이다. 더불어 안전기준의 강화와 편의장치 등의 적용으로 인해 과거보다 차 중량(car weight)이 더욱 증가하게 된 것도 경량화 의 필요성이 대두된 하나의 배경이 되었다.

결과적으로 안전성 확보 및 차체 경량화의 두 가지 문제를 동시에 해결하기 위해 비강도가 높은 경량재료의 적용이 활발히 진행되고 있으며, 고장력강 및 알루미늄 합금의 적용은 현재 상당 부분 진보를 이루어 냈다. 최근에는 알루미 늄의 뒤를 이를 차세대 재료로써, 마그네슘 합금에 대한 연구가 선진 자동차 업체를 중심으로 활발하게 진행되고 있는 추세이다⁽⁹⁰⁻⁹⁵⁾.

한편 마그네슘 합금을 자동차 부품에 적용하는데 가장 효과적인 성형방법은 다이캐스팅(die-casting)법이다. 다이캐스팅법을 이용할 경우, 알루미늄 합금을 같 은 공정으로 처리하는 경우보다 금형의 수명이 3~5배 정도 향상되며, 단위시 간당 20~50%, 단위무게당 20~30% 정도의 생산성을 향상시킬 수 있다. 따라 서 현재 자동차용 마그네슘 합금 부품의 90% 이상이 다이캐스팅법에 의해 제 조되고 있다. 그러나 다이캐스팅은 주조 공정의 특성상 두께 및 크기에 따른 제약이 따르며 그 적용범위가 한정적이다. 따라서 마그네슘 합금의 적용분야 확대를 위해서는 보다 고강도와 고인성을 가진 판재의 개발이 요구되며, 나아 가 이들 판재의 폭 넓은 활용을 위해서는 접합공정의 개발이 필수적이다^(1-2,7-9). 일반적으로 마그네슘 합금은 알루미늄 합금에 비해 상대적으로 우수한 용접

성을 나타낸다고 알려져 있다. 그러나 마그네슘의 높은 증기압과 산소와의 강 한 친화력은 용융용접의 적용에 많은 어려움을 야기하므로, 마그네슘 합금의 자동차 부품 실용화를 위한 용접성 연구는 더욱 절실한 상황이다.

더욱이 기존의 마그네슘 합금에 관한 연구사례는 새로운 마그네슘 합금의 개 발 또는 캐스팅 및 다이캐스팅재의 용접에 관한 연구가 대부분이었다^(96-98,37-44). 근래에 들어 마그네슘 합금 판재에 대한 관심이 고조되면서 판재의 용접성에 관한 연구결과가 보고되고 있으나, 그 성과는 아직까지 미진한 실정이다.

따라서 본 연구에서는 마그네슘 합금 판재의 기초적인 용접성 조사 및 차제 로의 적용 가능성을 평가하기 위해, CW Nd:YAG 레이저를 사용하여 기초 연구 를 수행한다. 이를 위해 우선 비드용접을 실시하여 판재의 질별(H24 및 O)에 따른 용접성 비교를 실시하며, 재료와 열원간의 상관관계 및 기초 물성을 조사 한다. 또한 비드용접에서 얻어진 적정 조건을 기준으로 형상인자가 포함된 맞 대기 용접을 실시하며, Fig. 3.1에 나타낸 하이브리드 후드(inner panel: Mg, outer panel: steel)의 이너 패널용 판재를 맞대기 용접으로 제작하는데 최종 목 표를 둔다. 이상의 연구결과를 토대로 마그네슘 합금 판재의 효과적인 차체 적 용은 물론, 기본적인 용접성을 파악할 수 있을 것이다.





magnesium alloy sheet



3.2 실험 방법

3.2.1 실험재료 및 용접장치

(1) 실험재료

Table 3.1은 마그네슘과 기타 금속재료와의 물성을 비교한 것이다^(46,48,99-100). 상온에서 마그네슘의 밀도는 1.74 g/cm³으로, 이것은 알루미늄의 2/3배, 철의 1/5 배 수준이다. 더불어 마그네슘 합금은 현재까지 개발된 구조용 합금 중 가장 가벼운 금속재료로 알려져 있다. 그러나 물성표에서 볼 수 있는 것처럼, 마그네 슘의 융점 및 비점은 아연과 동등한 수준으로 낮고, 표면장력 및 점성 또한 떨 어진다. 더욱이 마그네슘의 폭발적인 증기압은 마그네슘 합금의 용접에 세심한 주의가 요구됨을 단편적으로 보이고 있다.

일반적으로 마그네슘 합금은 합금원소의 종류 및 그 조성에 따라 분류를 하 고 있으며, Table 3.2에 나타낸 미국재료시험협회(American Society for Testing Material)의 마그네슘 합금원소의 코드 문자를 따르고 있다⁽¹⁻⁴⁾. 이러한 분류에 따라 처음 2개의 문자는 코드에 따른 주요 합금원소를 나타내며, 코드분류 뒤 에 붙는 숫자는 합금원소의 함량을, 그 뒤에 붙은 알파벳은 그 외 합금원소의 함량에 따라서 정해진다. 예를 들어 AZ31B-H24의 경우에는 A는 알루미늄, Z는 아연이 합금원소임을 의미하고, 31은 알루미늄과 아연이 각각 3 wt.% 및 1 wt.% 가 포함되어 있음을 뜻한다. B는 알루미늄 및 아연 외에 합금원소 함량에 따른 일련번호로 A, B, C 등으로 분류된 등급(grade)이다. H24는 질별기호(temper designation)인데, 질별이란 제조 과정에서의 가공·열처리 조건의 차에 의해 얻 어진 기계적 성질의 구분을 말하다. Table 3.3에 기본적인 질별기호를 나타낸다. 한편 마그네슘 합금은 알루미늄 합금과 달리 일반적으로 냉간압연이 어렵다. 이것은 마그네슘의 HCP 결정구조에 기인하여 상온부근에서 활동하는 슬립계가 저면슬립으로 한정되기 때문이다^(2-3,101-102). 따라서 열간압연(hot rolling)을 행하여 판재를 생산하므로, 실질적으로 마그네슘 합금의 질별기호는 후열처리에 의한 영향 외에도 압연공법 또는 압연온도 및 압하율과 같은 압연조건의 영향에 크



게 영향을 받는다⁽¹⁰³⁻¹⁰⁷⁾.

현재 마그네슘 압연판재로 상용화되어 시중에 유통되고 있는 것은 Mg-Al-Zn 의 3원계 합금인 AZ31B이다. AZ31B는 질별조건에 따라 크게 AZ31B-H24와 AZ31B-O재로 구분하여 사용하고 있는데, 여기서 H24는 가공경화 후 부분 어닐 링(1/2경질)을, 그리고 O는 완전어닐링(연질)된 상태를 나타낸다^(3,108).

한편 오늘날까지 마그네슘 합금 판재의 용접에 관련된 대부분의 연구들은 질 별기호에 대한 특별한 언급 없이, AZ31 또는 AZ31B 소재를 사용하였다고만 기 술하고 있다^(32-36,109-110). 그러나 AZ31B-H24 또는 AZ31B-O재의 구분에 따라 모재 에 기인한 기계적 특성의 차이가 **Table. 3.4**에 나타낸 것처럼 엄연히 존재하며, 이것은 동일한 조건에서 서로 다른 용접성을 유발할 것이다⁽¹⁻²⁾.

따라서 본 연구에서는 AZ31B-H24 및 AZ31B-O재를 용접대상으로 선정하여, 레이저 열원에 의한 기본적인 용접성 조사와, 더불어 질별에 따른 용접성의 차 이를 비교 및 검토한다.

실험에 사용한 압연판재의 두께는 1.25 mm이며, AZ31B의 공칭 조성은 Table 3.5와 같다⁽⁴⁾. 시험편은 150 mm(길이)×50 mm(폭)의 크기로 재단하여 용접실험에 적용하며, Fig. 3.2에 시험편의 형상 및 치수를 모식도로써 나타낸다.



Properties Material	Density (g/cm ³)	Melting point (°C)	Boiling point (°C)	Surface tension (mN/m)	Viscosity (mPa·s)	Thermal conductivity (W/m·K)	Vapor pressure (Pa)
Mg	1.74	650	1,107	559	1.25	167	360
Al	2.70	660	2,450	914	1.3	238	10-6
Fe	7.87	1,536	3,000	1,872	6	73.3	2.3
Zn	7.13	419.5	906	782	3.5	113	23

Table 3.1 Physical constants of magnesium and other materials



 Table 3.2 Code letters for the designation system of magnesium alloys

Letter	Alloying elements		
А	Aluminum		
C	Copper		
E	Rare metal		
н	Thorium		
К	Zirconium		
L	Lithium		
М	Magnesium		
Q	Silver		
S	Silicon		
W	Yttrium		
Z	Zinc		



Division	Conditions			
F	As fabricated			
0	Annealed, recrystallized (wrought products only)			
Н	Strain hardened			
H1	Strain hardened only			
H2	Strain hardened and then partially annealed			
Н3	Strain hardened and then stabilized			
Т	Thermally treated to produce stable tempers other than F, O or H			
T1	Cooled and naturally aged			
T2	Annealed(cast products only)			
T3	Solution heat treated and then cold worked			
T4	Solution heat treated			
T5	Cooled and artificially aged			
T6	Solution heat treated and artificially aged			
T7	Solution heat treated and stabilized			
Т8	Solution heat treated, cold worked, and artificially aged			
T9 Solution heat treated, artificially aged, and cold v				
T10	Cooled, artificially aged, and cold worked			
W	Solution heat treated (unstable temper)			

Table 3.3 Temper designations for magnesium alloys



Properties Material	Thickness (cm)	Tensile strength (MPa)	Tensile yield (MPa)	Elongation (%)
	0.041 ~ 0.634	290	221	15
	0.635 ~ 0.951	276	200	17
	0.952 ~ 1.270	269	186	19
AZ31B-H24	1.271 ~ 2.540	262	165	17
	2.541 ~ 5.080	255	159	14
	5.081 ~ 7.620	255	145	16
	0.041 ~ 0.152	255	152	21
AZ31B-O	0.153 ~ 0.634	255	152	21
	0.635 ~ 1.270	248	152	21
	1.271 ~ 5.080	248	152	17
	5.081 ~ 7.620	248	145	17

Table 3.4 Typical mechanical properties of AZ31B magnesium alloy sheets

Table 3.5 Chemical compositions of AZ31B magnesium alloy(wt. %)

Element Material	Al	Zn	1945 Mn	16 Fe	Ni	Mg
AZ31B	2.5 ~ 3.5	0.6 ~ 1.4	0.2~1.0	< 0.005	< 0.005	Bal.



Fig. 3.2 Appearance and dimension of specimen



(2) 용접장치

본 연구에서 사용한 레이저 용접장치는 램프(lamp) 여기방식의 CW(continuous wave) Nd:YAG 레이저이다. 레이저 용접장치의 최대출력은 4.0 kW로 8개의 공 진기(cavity)를 가지고 있으며, 빔 품질(beam quality)은 25 mm·mrad이다. 집광광 학계의 초점길이(f)는 200 mm이며, 노즐 끝단에서 시험편까지의 작동거리 (working distance)는 139 mm이다. 본 장치의 주요사양을 **Table 3.6**에 정리하여 나타낸다.

용접장치는 반복 오차(repetition error) ±0.06 mm의 6축 외팔보 로봇과 연동하 여 작동되며, 레이저 집광광학계를 로봇에 장착하여 실험을 진행하였다. 용접 중 용융지의 산화를 막기 위해서는 측면에서 실드가스 노즐(shield gas nozzle)을 사용하여 불황성가스로 용접부를 보호하였으며, 이 때 노즐의 각도는 60°였다. 더불어 용접시 발생 가능한 스패터(spatter)로부터 광학계를 보호하기 위해 컷팅 에어(cutting air)를 사용하였다. Fig. 3.3에 본 연구에서 사용한 집광광학계의 외 관 및 모식도를 나타낸다.



Table	3.6	Specification	of	CW	Nd:YAG	laser
-------	-----	---------------	----	----	--------	-------

Laser type	CW Nd:YAG Laser
Maker	TRUMPF HAAS-LASER GmbH +Co.KG
Model	HL4006D
Wavelength	1.064 µm
Max. laser power	4,000 W
Laser design	8 cavities
Beam parameter product	25 mm · mrad
Fiber core dia.	600 μm
Interworking Robot	ABB IRM6400R





Fig. 3.3 Photo and schematic illustration of condensing optical head



3.2.2 비드 및 맞대기 용접방법

(1) 비드 용접방법

Fig. 3.4는 레이저를 이용한 비드 용접(bead welding)의 모식도로, 형상인자를 배제한 비드 용접을 우선적으로 실시하여 재료와 레이저 빔과의 상호관계를 분 석하였다. 이를 위한 비드 용접의 상황을 Fig. 3.5에 나타낸다. 용접 시험편으로 는 두께 1.25 mm의 AZ31B-H24 및 AZ31B-O재를 사용하였으며, 용접 전 시험편 의 표면은 아세톤 및 알코올로 탈지하였다.

한편 본 연구에서는 반응성이 높고 산화에 민감한 마그네슘의 특성을 고려하 며, 용접부의 전면실드(front shielding) 뿐만 아니라 이면실도(back shielding)도 같이 실시하였다. 전면실드는 사이드 노즐을 통해, 그리고 이면실드는 지그표면 에 특별히 제작한 7 mm(폭)×12 mm(높이)의 홈을 통하여 수행하였다. 실드가스 로는 Ar을 사용하였으며, 이때 전면 및 이면실드유량은 각각 25ℓ/min 및 10ℓ /min이었다.

용접이 완료된 후 단면관찰용 시험편은 Fig. 3.6에 나타낸 것과 같이, 재현성 을 확보하기 위해 비드가 안정적으로 얻어지는 레이저 조사 후 40mm 진행된 지점에서 10mm 간격으로 횡단면을 4회 채취하였으며, 용접부에서 계측된 물성 치는 4회의 평균값으로 구하였다.

한편 레이저 용접에서는 광학계의 비초점거리(fd)에 따라 재료에 조사되는 빔 의 파워밀도가 변화하여 용입깊이와 비드형상에 차이가 나타나기 때문에, 최적 의 비초점거리를 도출하는 것은 레이저 용접효율을 높이는 측면에서 중요한 사 항이다. 이를 위해 본 실험에서는, Fig. 3.7에 나타낸 것과 같이 시험편 2장(두 께 2.5 mm)을 겹쳐 용접을 실시하였으며, 비드폭(Wb)과 용입깊이(Dp)로 그 용입 특성을 평가하였다.

비드 용접은 비초점거리 실험에서 안정적으로 깊은 용입을 얻을 수 있었던 비초점 조건하에서 출력(P)과 속도(v)를 변화시키며 실시하였으며, 이때 실드조 건은 비드용접과 동일시하였다. 출력 및 속도변화에 따른 용접특성을 평가하기



위해서는 전면비드폭(W_{fb})과 이면비드폭(W_{bb}) 및 용입깊이(D_p)를 측정하였으며, 그 측정위치를 **Fig. 3.8**에 나타낸다.



Fig. 3.4 Schematic illustration of bead welding



Fig. 3.5 Photos of bead welding using CW Nd:YAG laser



Fig. 3.6 Positions of sampling for observing cross section





Fig. 3.7 Definition of measurement factor and position in experiment of defocused distance





Fig. 3.8 Definition of measurement factor and position in experiment of bead welding



(2) 맞대기 용접방법

Collection

맞대기 용접(butt welding)은 비드 용접에서 얻어진 적정조건을 기준으로 실시 하였으며, 용접부의 용입특성은 완전용입의 조건하에서 Fig 3.8과 동일하게 전 면비드폭(W_{tb}) 및 이면비드폭(W_{bb})으로 평가하였다.

한편 맞대기 용접에서는 맞대기 면의 정도가 용접성에 미치는 영향이 크므로 면의 가공방법에 따른 용접특성을 우선적으로 평가하였다. 이를 위해 본 연구에 서는 시어링(shearing), 밀링(milling) 및 와이어 커팅(wire cutting)에 의해 용접 시 험편을 각각 제작하였으며, 각 조건별 맞대기 면의 사진을 Fig. 3.9에 나타낸다.

또한 적정조건하에서 인장시험을 실시하였으며, 이때 사용한 인장시험편은 KS B 0801 5호 규격으로 제작하였다. Fig. 3.10에 인장시험편의 채취 위치와 모 식도를 나타내며, 150 mm(길이)×100 mm(폭) 크기의 시험편 두 장을 맞대기 용 접하여 인장시험편을 장당 2매씩 총 4매 제작하였다.

실드조건에 따른 용접특성을 평가하기 위해서는 주 보호가스인 아르곤(Ar) 이외에 질소(N₂)와 헬륨(He)을 사용하여 실드가스 종류 및 전·이면의 실드유량 변화에 따른 용접성 변화를 조사하였다. 각 조건에서 용접부의 산화정도는 비 드외관 및 경도시험(0.2 kgf)으로 평가하였으며, 경도측정 위치를 Fig. 3.11에 나 타낸다.

더불어 현장에서의 용접을 고려하여 맞대기 간극(gap), 단차(misalignment) 및 광학계의 비초점거리(defocused distance)에 따른 용접성을 같이 평가하였다. 이 를 위해 두께 0.1 mm의 스테인리스 박판을 사용하여 간극과 단차를 조절하였 다. 간극실험은 0.1 mm에서부터 0.4 mm까지 조사하였으며, 단차실험은 0.3 mm 까지 조사하였다. 초점실험은 200 mm의 장초점 렌즈를 사용하는 광학계의 특성 을 고려하여, 1 mm 간격으로 -3 mm에서 +3 mm까지 평가하였다. Fig. 3.12에 간 극 및 단차 실험의 모식도를 나타낸다.



Fig. 3.9 Appearance of cutting surface according to cutting method



Fig. 3.10 Sampling and schematic illustration of tensile specimen





Fig. 3.11 Measurement positions of hardness test



Fig. 3.12 Schematic illustration of gap and misalignment experiment



(3) 이너패널 제작을 위한 용접방법

마그네슘 합금과 레이저 범과의 상관관계를 조사하기 위한 비드 용접 및 마 그네슘 합금 이너패널(inner panel)의 용접조건을 도출하기 위한 맞대기 용접 실 험은 크기 150 mm(길이)×50 mm(폭), 두께 1.25 mm의 간이 시험편을 사용하여 실시되었다. 실험에 사용된 용접지그 또한 간이 시험에 적합하게 제작되어 있 다. 따라서 실제 이너패널에 사용되는 크기 1,200 mm(길이)×690 mm(폭)의 마그 네슘 합금 판재를 맞대기 용접하기 위해 Fig. 3.13에 나타낸 TWB 용접지그를 사용하였다. 이 장치는 공압 실린더로 시험편을 고정하기 때문에 간극 및 단차 와 같이 용접시 발생할 수 있는 실험오차가 매우 적다. 또한 시험편의 정렬을 위한 정렬 핀을 따로 설계하여 작업효율을 높였으며, 이면실드를 위해 열전도 율이 우수한 동판에 7 mm(폭)×12 mm(높이)의 실드 홈을 가공하여 Fig. 3.13(b)에 나타낸 것처럼 용접지그에 삽입하였다.

이너패널의 용접은 간이 시험편을 사용하여 얻어진 적정 맞대기 용접조건을 우선적으로 참고하되, 시험편의 크기 및 용접길이 변화에 따른 열전도율의 차 이를 고려하여 실험을 실시하였다.



Fig. 3.13 Photos of TWB welding jig



3.3 실험결과 및 고찰

Collection

3.3.1 소재별 비드 용접특성

(1) 소재의 물성 차이 비교

본 연구에서는 레이저 열원에 대한 마그네슘 합금의 기초적인 용접성 조사 와, 더불어 질별기호에 따른 용접성 차이를 분명히 하기 위해 압연판재로 상용 화되어 있는 AZ31B-H24와 AZ31B-O재를 용접대상으로 선정하였다. 여기서 H24 는 가공경화 후 부분 어닐링(1/2경질)을, 그리고 O는 완전어닐링(연질)된 상태를 의미한다^(2,14,108). 한편 마그네슘 합금은 HCP 결정구조에 기인한 제안된 슬립계 때문에 열간압연을 행하며, 압연과정중에 이와 같은 질별처리의 효과를 얻을 수 있다.

 Table 3.7은 AZ31B-H24 및 AZ31B-O 소재의 주 합금원소인 Al, Zn, Mn의 정

 량분석을 위한 ICP 분석 결과이다. 두 소재의 합금원소 모두 공칭조성내에 들

 어가는 것을 확인할 수 있다.

Fig. 3.14는 AZ31B-H24 및 AZ31B-O 소재의 현미경 조직사진이다. 입자의 직 경 측정법으로 계측한 결과, AZ31B-H24는 11.14 μm의 평균 결정립을 가지는 반면 AZ31B-O는 AZ31B-H24에 비해 2배 정도 큰 22.46 μm의 결정립을 가지는 것으로 관찰되었다. 이러한 결정립 차이에 의해 Fig. 3.15에 나타낸 것과 같은 인장강도 및 경도의 차이가 발생하는 것으로 판단된다. 인장시험은 KS B 0801 5호 시험편으로 실시하였으며 3회의 평균값을 인장값으로 기록하였고, 경도시 험은 0.2 kgf 하중으로 10point를 측정하여 그 평균을 구하였다. 시험결과 AZ31B-H24의 경우, 279 MPa의 인장강도 및 62.1 Hv의 경도값을 기록한 반면, AZ31B-O는 247 MPa의 인장강도와 54.3 Hv의 경도값을 나타내었다. 따라서 이 러한 물성차이가 용접성에 영향을 미칠 것으로 판단된다.

Element Material	Al	Zn	Mn	Mg
AZ31B(ASTM)	2.5 ~ 3.5	0.6 ~ 1.4	0.2 ~ 1.0	Bal.
AZ31B-H24	2.89	0.77	0.29	Bal.
AZ31B-O	2.83	1.01	0.39	Bal.

Table 3.7 Result of ICP analysis according to specimens(wt.%)



Fig. 3.14 Comparison of microstructure according to specimens



Fig. 3.15 Comparison of mechanical properties according to specimens



(2) 비초점거리에 따른 용입특성

레이저 용접에서는 비초점거리(fd)에 따라 재료에 조사되는 빔의 파워밀도가 변화하여 용입특성에 영향을 미치기 때문에, 최적의 비초점거리를 도출하는 것 은 용접효율을 높이는 측면에서 주요한 사항이다.

Fig. 3.16에 AZ31B-H24를 사용한 경우, 비초점거리(fd) 변화에 따른 용입특성 을 나타낸다. 키홀이 형성되는 조건에서 실험을 진행하기 위해 시험편 두 장을 겹쳐 두께를 확보하였으며, 플러스(+)와 마이너스(-)의 비초점 방향으로 각각 3 mm에서 9 mm까지의 거리를 2 mm간격으로 실험하였다. 또한 초점에서 ±3 mm 까지는 1 mm간격으로 조정하였다. 더불어 초점 근방에서 AZ31B-H24 및 O재의 용입깊이 차이를 Fig. 3.16(b)에 같이 도시하였다.

우선 Fig. 3.16(a)의 결과에서는 비초점거리에 따라 용입깊이는 초점을 중심으 로 좌우 *f_d=±3* mm까지 안정적으로 깊은 용입을 보이다가, 그 이후부터 급격하 게 용입이 감소하는 것을 확인할 수 있다. 이것은 비초점거리에 따른 파워밀도 변화가 주된 원인으로, Fig. 3.16(c)의 비드외관 및 단면조직 사진에서도 재차 확인할 수 있다. 또한 레이저 용접에서 나타나는 "비드 천이현상"은 *f_d*=-2~0 mm 사이에서 관찰되었다. 철계재료의 레이저 용접과 비교하여 상대적으로 비 드 천이가 두드러지지는 않는데, 이것은 마그네슘의 높은 열전도도와 산화막인 MgO의 높은 융점 때문으로 사료된다.

한편 초점 근방에서 AZ31B-H24 및 O재의 용입깊이 차이를 도시한 Fig. 3.16(b)를 보면, 소재에 상관없이 유사한 용입특성을 보이고는 있으나, AZ31B-O 가 AZ31B-H24에 비해 용입이 다소 얕고 또한 불규칙하다는 것을 확인할 수 있 다. 이 또한 산화막의 존재가 가장 큰 원인으로 사료되는데, AZ31B-O는 완전 어닐링된 재료의 성질을 가지고 있으므로, 압연과정 중에 또는 후열처리에 의 해 H24재에 비해 상대적으로 두꺼운 산화막이 형성되어 있을 것으로 예상된다.

Fig. 3.17은 두 소재의 산화막 두께를 비교하기 위한 오제이 전자분광(auger electron spectroscopy) 분석 결과이다. 표면으로부터 산소 농도의 피크치가 50% 정도 떨어졌을 때까지의 거리를 산화막 두께라고 생각하고, 스패터 시간에 따



른 두께 감소율을 측정하였다. 그 결과 AZ31B-H24는 약 47.2 nm, 그리고 AZ31B-O는 76.7 nm의 산화막 두께를 보였다. 따라서 AZ31B-O가 H24재에 비해 약 1.6배 정도 두꺼운 산화막을 가지고 있음을 확인하였다. 더불어 산화막인 MgO는 융점이 2,800℃로 기지인 마그네슘의 융점인 650℃에 비해 상당히 높기 때문에^(48,111), 미세한 산화막의 두께차라도 이처럼 용접성에 영향을 미친다고 사 료된다.

본 실험에서는 AZ31B-H24 및 O재 모두 안정적으로 깊은 용입깊이를 확보할 수 있었던 fd=-1 mm를 최적 비초점거리로 선정하고, 이후 실험은 fd=-1 mm에서 일괄적으로 실시하였다.







(c) Bead appearance and cross section (case of AZ31B-H24)

Fig. 3.16 Variation of penetration characteristics with defocused distance





Fig. 3.17 Comparison of oxide film according to specimens


(3) 출력 및 용접속도에 따른 용접특성

비드용접은 fd = -1 mm에서 레이저 출력(P)을 1.0~2.5 kW까지 0.5 kW 간격으 로 조절하고, 각 출력별로 용접속도(v)를 25~130 mm/s까지 15 mm/s 간격으로 변화시키면서 진행하였다. 또한 산화성이 높은 마그네슘의 특성을 고려하여 비 드의 상·하부를 모두 Ar가스로 실드하였으며, 이때 사용한 Ar가스의 유량은 상부는 25ℓ/min, 하부는 10ℓ/min으로 고정하였다.

Fig. 3.18에 AZ31B-H24를, 그리고 Fig. 3.19에 AZ31B-O를 용접대상으로 한 경 우의 레이저 출력 및 용접속도 변화에 따른 비드 용접성을 각각 나타낸다. 우 선 AZ31B-H24 소재를 사용한 경우, 용입깊이는 Fig. 3.18의 (a)에서 나타내는 것처럼 모든 출력범위에서 용접속도가 증가함에 따라 감소하였다. 레이저 출력 1.0 kW의 경우에는 용접속도 25~40 mm/s의 범위에서만 완전용입이 확인되며, 55 mm/s에서는 부분관통용입이, 그리고 70 mm/s 이상에서는 부분용입이 일어났 다. 그러나 낮은 출력으로 인해 완전용입 영역을 벗어나면 용입이 급격하게 감소하므로, 본 실험에 사용된 두께 1.25 mm의 마그네슘 박판을 용접하는데는 적합하지 않은 출력으로 판단된다. 그 외 출력에서는 완전용입이 안정적으로 이루어지는 속도 구간이 존재하였다. 각 출력별 완전용입이 이루어지는 임계속 도는 1.5 kW의 경우에는 70 mm/s, 2.0 kW는 100 mm/s, 그리고 2.5 kW는 본 연구 에서 실시한 모든 용접속도 범위에서 완전용입이 수행되었다.

비드폭의 경우는 Fig. 3.18(b)의 전면비드폭(W_b) 및 (c)의 이면비드폭(W_{bb}) 변 화에서 나타낸 것과 같이, 용접속도가 증가함에 따라 모든 출력범위에서 비드 폭 감소가 전반적으로 확인되었다. 그러나 레이저 출력 2.0 kW 및 2.5 kW의 조 건에서는 전면비드폭의 변화가 1.0 kW 및 1.5 kW에 비해 상당히 불규칙한 양상 을 보이고 있는데, 이것은 상대적으로 출력이 높은 만큼 파워밀도가 증가하여 용접시 용융지의 거동이 보다 불안정해지기 때문으로 사료된다. 더불어 마그네 슘의 낮은 표면장력 및 점성도 이 현상에 지대한 영향을 미칠 것이다.

다음으로 AZ31B-O의 비드용접 결과인 Fig. 3.19를 보면, 레이저 출력 및 용 접속도에 따른 용입깊이, 전면비드폭 및 이면비드폭의 변화가 AZ31B-H24의 결



과와 전반적으로 유사함을 확인할 수 있다. 그러나 H24재에 비해 레이저 출력 1.0 kW 및 1.5 kW의 조건에서 완전용입이 얻어지는 구간이 다소 협소하고, 또 한 2.0 kW 및 2.5 kW의 조건에서 전면비드폭의 변화도 보다 불규칙하였다.

따라서 두께 1.25 mm의 마그네슘 합금 용접에는 레이저 출력 1.0 kW는 너무 낮은 출력으로 판단되고 2.0 kW 및 2.5 kW는 과도한 출력으로 사료되므로, 1.5 kW가 적정 임계출력으로 판단된다.

이와 같은 사실은 두 소재의 조건별 대표적인 단면사진을 정리하여 나타낸 Fig. 3.20에서 확연히 관찰할 수 있다. 용접속도에 상관없이 완전용입이 얻어졌 던 레이저 출력 2.5 kW는 제외하였다.

우선 저출력인 1.0 kW의 경우에는 낮은 파워밀도로 인해 저속일 때는 일부 완전용입이 얻어지는 구간이 존재하긴 하나, 그 범위를 벗어나면 급격하게 용 입이 감소한다. 한편 1.5 kW의 출력조건에서 완전용입이 얻어지는 구간을 보면, H24재가 O재에 비해 보다 넓은 속도범위에서 완전용입이 수행되어지고 있다. 또한 동일한 조건에서 완전용입이 얻어진 단면형상을 비교해 보면, 예로 1.5 kW, 40 mm/s의 단면형상을 보면 H24가 O재에 비해 넓은 용접부를 가지고 있 다. 이것은 앞서 비초점거리 실험에서 설명하였던 소재에 따른 산화막 두께의 차이와, 더불어 결정립에 기인한 열전도도 차이 때문으로 사료된다. 다시 말해 O재는 H24재에 비해 2배 정도 큰 결정립을 가지고 있는데, 결정립이 큰 만큼 자유전자의 이동이 자유롭고 이는 높은 열전도도를 의미한다. 따라서 상대적으 로 산화막 두께가 얇고 결정립이 작은 H24가 용접입열의 축적이 용이하여 이 와 같은 현상이 발생하는 것으로 사료된다.





Fig. 3.18 Bead weldability of AZ31B-H24 with laser power and welding speed





Fig. 3.19 Bead weldability of AZ31B-O with laser power and welding speed



	130	2					
	115						
	100						
ng gas: $\operatorname{Ar}(10\ell/\mathrm{min})$	85	9				H REAL	
	70)				
in), Back shield	55		2				
gas: Ar(25 <i>ℓ</i> /m	40		•				
ront shielding	25						
1 mm, F	v(mm/s)	H24	0	H24	0	H24	0
$f_{\rm d} = -$	P(kW) S	-	0.1	2 	C. I		0.7

Collection



- 53 -

한편 레이저 용접에서 각 조건별 입열량은 다음 식으로 구할 수 있다⁽³³⁾. $E = (P/v) \times \eta$ ······Eq. 3.1

E : 입열량 (J/cm)

P : 레이저 출력 (kW)

v : 용접속도 (mm/s)

 η : 용접효율

입열량은 레이저 출력 및 용접속도에 직접적으로 영향을 받으며, 용접효율인 η는 동일한 열원 및 재료를 사용하였으므로 편이성을 위해 1로 가정하였다. 그 결과 각 조건별 입열량의 변화를 **Table. 3.8**에 도시하였으며, AZ31B-H24의 비드 용접에서 완전용입이 얻어졌던 구간을 대표적으로 같이 제시하였다.

레이저 출력이 높을수록 파워밀도가 증가하여 보다 낮은 입열량에서도 완전 용입이 수행되는 경향을 보이며, H24재는 210 J/cm, 그리고 O재는 230 J/cm 전·후에서 완전용입이 이루어졌다. 더불어 3.0 kW, 25 mm/s의 조건에서는 너무 과도한 입열로 인해 비드가 절단되는 모습도 보였다.

따라서 AZ31B-H24가 O재에 비해 보다 낮은 입열에서도 완전용입을 얻을 수 있음을 확인하였으며, 마그네슘 합금의 용접에서는 적정 출력에 따른 파워밀도 를 우선 선정하고 용접속도를 조절함으로써 입열에 따른 용접정도를 제어할 필 요가 있을 것으로 사료된다.

v(mm/s) P(kW)	25	40	55	70	85	100	115	130
1	400	250	182	143	118	100	87	77
1.5	600	375	273	214	176	150	130	115
2	800	500	363	286	235	200	174	154
2.5	1,000	625	455	357	294	250	217	192
3	1,200	750	545	429	353	300	260	230

Table 3.8 Quantitative value of welding heat input by Eq. 3.1

: Full penetration area unit: J/cm

Collection

(4) 비드 용입형상의 주기적 변화

마그네슘 합금 판재의 비드용접에서는 용접속도(v)와 출력(P)변화에 따라 일 정한 주기성을 가진 용입불량(irregular penetration)현상이 발생하였다. 우선 레이 저 용접시 용접속도 변화에 따라 비드에 용입불량이 나타나며, 비드의 특정부 분에서는 용락(burn through)에 의한 비드의 관통부분이 관찰된다. 이러한 현상 은 소재에 대한 빔 흡수율이 높을수록 명확해지는데, 본 연구에서는 크로메이 트 처리(chromate treatment)가 된 AZ31B-H24를 대상으로 이 현상을 조사하였다.

대표적으로 레이저 출력 2.0 kW를 적용한 경우의 결과를 Fig. 3.21에 나타낸 다. 그림에서 보듯이 전면비드에서는 잘 나타나지 않았던 용입형상의 주기적인 변화가 이면비드에서 관찰되었다. 따라서 이를 기준으로 비드형상의 변화를 간 격별로 표시해보면 일정한 주기성을 가지고 있으며, 이러한 주기성은 비드의 관통부가 형성되는 부위와 일치하고 있음을 알 수 있다.

이러한 비드형상 변화의 주기성은 Fig. 3.22에서와 같이 용접속도가 증가함에 따라 그 간격이 큰 폭으로 감소하다가, v=70 mm/s에서 급격하게 증가한 후 서 서히 감소하는 경향을 보이고 있다. 이와 같은 변화의 가장 큰 원인은 마그네 슘의 고유물성으로부터 찾을 수 있는데, Table 3.1에 나타낸 것처럼 마그네슘의 열전도율은 철(Fe)보다 약 2.3배 정도 크고, 표면장력은 약 3.3배 정도 작을 뿐 만 아니라, 용접시 높은 증기압을 나타내는 아연(Zn)보다도 무려 16배 정도 큰 증기압을 가지고 있다. 따라서 마그네슘 합금의 레이저 용접시 용접속도가 저 속일 때는 이러한 물성의 영향이 미미하게 나타나다가, 용접속도가 증가함에 따라 입사되는 에너지가 감소하게 되면, 키흘의 내벽을 이루고 있는 얇은 용융 금속층의 응고를 급격하게 유발시켜 키홀을 불안정하게 만들뿐만 아니라, 재료 와 레이저 열원간의 상호작용에 의해 용입불량이 주기적으로 초래된 것으로 판 단된다. 또한 마그네슘의 급격한 증발은 높은 증기압을 형성하고 낮은 표면장 력을 가진 다량의 용융금속을 키흘주변으로 밀쳐낸 후, 용융금속이 다시 키흘 을 매우기 전 급속 응고하여 심각한 언더필(underfill)이나 관통흘(through hole) 을 형성하는 것으로 사료된다.



특히, v=70 mm/s부터는 Fig. 3.22에 나타낸 것과 같이 부분관통용입(partially full penetration)이 일어나는 경계로써, 키홀용접에서 열전도형 용접으로의 이행 에 따른 불안정한 키홀의 거동에 의한 영향이 없어지고 주기적인 비드의 용입 불량 현상만이 일정간격으로 나타나고 있다.

다음으로 출력에 따른 용입형상의 주기적 변화는 앞서 설명한 용접속도의 경 향과 유사하나, Fig. 3.23에서와 같이 용접속도 변화에 따른 경향보다는 완만한 변화를 보이고 있다. 따라서 용입형상의 주기성은 레이저 출력 보다 용접속도 에 더 큰 영향을 받는다는 것을 알 수 있다. 이것은 용접속도가 응고속도와 직 접적인 관계가 있기 때문일 것이다.

한편 용락이 발생하는 조건과 그 정도를 표시한 Table. 3.9를 보면, 크로메이 트 처리가 된 시험편은 빔의 흡수율이 높기 때문에 입열량의 허용치가 낮으므 로, 레이저 출력이 높을수록 용락에 민감하게 반응하였다. 반면에 따로 표면처 리를 실시하지 않은 AZ31B 마그네슘 합금은 용락결함으로부터 보다 자유로운 것을 알 수 있는데, 특히 출력이 높을수록(2.5 kW 및 3.0 kW) 외관상으로 건전 한 용접의 수행이 가능하였다. 이것은 산화막의 존재 때문으로 사료되는데, 고 용점의 산화막이 표면에 존재함으로써 상대적으로 보다 많은 입열을 수용할 수 있고, 더불어 높은 파워밀도로 인해 키흘을 안정적으로 유지할 수 있기 때문이 다. 그러나 높은 입열량으로 인해 용접부가 비대해지는 단점이 있었다. 반면에 1.5 kW나 2.0 kW에서는 용락이 자주 관찰되며, 이것은 상기 출력의 파워밀도가 키홀을 안정적으로 유지하는데 부족하기 때문이다. 따라서 완전용입에서 부분 용입으로 전환되는 임계구간에서 오히려 건전한 용접의 수행이 이루어지고 있 음을 알 수 있다.



$f_{\rm d} =$	$f_d = -1 \text{ mm}, P = 2.0 \text{ kW}$ Front shielding gas: Ar(25 ℓ /min), Back shielding gas: Ar(10 ℓ /min)								
Photo Welding speed(y)		Bead appearance							
	Front	Burn through							
40	Back								
	Front								
50	Back								
	Front								
55	Back								
	Front								
60	Back								
	Front								
65	Back								
	Front								
70	Back								
	Front								
75	Back								
	Front								
80	Back								
100	Front								
100	Back								

Fig. 3.21 Variation of bead appearance with welding speed





Fig. 3.22 Variation of oscillation interval with welding speed



Fig. 3.23 Variation of oscillation interval with laser power



Table 3.9 Proper welding conditions without burn through

a) AZ31B-H	24 (chromate	treatment)
------------	--------------	------------

f_d = -1 mm, Front shielding gas: Ar(25 ℓ /min), Back shielding gas: Ar(10 ℓ /min)								
<i>v</i> (mm/s) <i>P</i> (kW)	25	40	55	70	85	100	115	130
1.0								
1.5								
2.0	0	×	×					
2.5								
3.0						×		

(b) AZ31B-H24

$f_{\rm d} = -1 {\rm mm},$	Front sh	ielding gas	s: Ar(25 l	/min), Ba	ack shield	ing gas: A	Ar(10 ℓ /mi	in)
<i>v</i> (mm/s) <i>P</i> (kW)	25	40	55	70	85	100	115	130
1.0				0				
1.5	×	×			0			
2.0								
2.5		070						
3.0	Cutting			19				×

(c) AZ31B-O

$f_{\rm d} = -1 {\rm mm},$	Front shi	ielding ga	s: Ar(25 <i>l</i>	/min), Ba	ack shield	ing gas: A	Ar(10 <i>ℓ</i> /m	in)
<i>v</i> (mm/s) <i>P</i> (kW)	25	40	55	70	85	100	115	130
1.0								
1.5	×	×	0					
2.0				×				
2.5			0			×		
3.0	Cutting							
: Full penetration area								

●: Good, ▲: Poor, ×: Bad



3.3.2 맞대기 용접특성

Collection

(1) 접합면의 가공조건에 따른 맞대기 용접성

자동차 산업에서는 맞대기 및 겹치기 이음이 가장 널리 적용되고 있다. 특히 맞대기 용접은 시험편의 간극(gap) 및 단차(misalignment) 등이 용접성에 직접적 인 영향을 미치므로, 이들 형상인자의 제어에 세심한 주의가 필요하다. 더불어 상온에서 연신이 떨어지는 마그네슘의 특성상 시험편의 가공공법에 따라 접합 면의 상태가 달라지므로, 이에 따른 평가가 우선 요구된다.

Fig. 3.24는 시어링(shearing), 밀링(milling) 및 와이어 커팅(wire cutting)으로 제 작한 AZ31B-H24 시험편의 맞대기 용접 결과이다. 실험결과를 살펴보면, 시어링 으로 시험편을 절단한 경우 절단면이 매끄럽지 못하고 맞댄면의 정도가 떨어져 용접이 이루어지지 않았다. 밀링을 적용한 경우에는 전반적으로 양호한 면상태 를 얻을 수 있었으며, 맞대기 용접에 적용한 결과 건전한 용접비드 및 단면을 보였다. 한편 와이어 커팅으로 제작한 시험편의 면의 정도는 육안 관찰시 밀링 처리한 시험편과 동등한 수준이었으나 비드외관 및 단면사진에서 알 수 있듯이 용접은 수행되지 않았다.

Fig. 3.25는 절단면의 SEM 사진 및 EDX 분석결과이다. 각 조건별 SEM 이미 지 상에서 @, ⓑ 그리고 ⓒ 위치의 EDX 분석을 실시하였다. 시어링은 절단면 이 일부 진행하다가 전단이 되는 전형적인 시어링의 단면양상을 보이며, EDX 분석 결과 2.97 wt.%의 산소가 검출되었다. 밀링을 적용한 경우에는 절단면의 요철이 없는 평탄한 면이 확인되며, EDX 분석 결과 1.03 wt.%의 산소가 검출되 었다. 한편 와이어 커팅 공법을 적용한 경우에는 절단면의 요철이 확인되며, EDX 분석 결과 23.83 wt.%의 높은 산소 함량이 검출되었다.

이러한 현상은 와이어 커팅시 방전가공의 특성상 주변 분위기와의 반응에 의 해, 절단면이 산화되거나 오염되었기 때문으로 판단된다. 따라서 본 연구에서는 밀링처리한 마그네슘 판재를 사용하여 맞대기 용접특성을 비교 및 분석하였다.



Fig. 3.24 Butt weldability of magnesium alloy by cutting method



Fig. 3.25 SEM image and EDX analyses in cutting surface



(2) 용접조건에 따른 용접성 변화

본 연구에서 사용한 AZ31B-H24 마그네슘 합금은 생산 가능한 압연 판재의 최대 폭이 500 mm로, 본 연구의 주목적인 후드 이너 패널을 1회의 맞대기 용접 으로 제작하는데는 크기에 제한이 따른다. 반면에 AZ31B-O재의 최대 폭은 690 mm로 1회의 맞대기 용접으로 1,380 mm의 폭 방향 길이를 얻을 수 있어서 시 제품 제작에 보다 유리한 이점이 있다. 따라서 맞대기 용접은 후드 제작에 적 합한 AZ31B-O재를 위주로 진행하였으며, AZ31B-H24와의 맞대기 용접성을 비 교 및 검토하였다.

Fig. 3.26의 (a)에서 (c)까지는 AZ31B-O재의 맞대기 용접 결과로, 용접조건에 따른 비드의 외관 및 단면형상을 정리하여 나타낸 것이다. 맞대기 용접 실험에 적용한 레이저 출력은 1.2 kW, 1.5 kW 및 1.8 kW로 비드 용접에서 적정 출력으로 판단되었던 1.5 kW를 중심으로 실시하였다. 맞대기 용접에서는 맞댄 면의 간극에 의해 재료에 조사된 빔의 흡수율이 증가하기 때문에, 실질적으로 비드 용접에서 얻어진 적정조건 보다 빠른 용접속도에서도 양호한 용접이 가능하였다. 또한 비드 용접에서 문제시 되었던 용락 결함으로부터도 보다 자유로웠다.

실험결과를 살펴보면, 레이저 출력 1.2 kW를 적용한 경우에는, 용접속도 45 mm/s에서 용락이 일부 발생하였으며, 80 mm/s에서는 부분용입이 확인되었다. 그 외 용접속도 범위에서는 전반적으로 건전한 비드외관 및 단면을 얻을 수 있었다. 레이저 출력 1.5 kW를 적용한 경우에는, 용접속도 60 및 75 mm/s에서 일 부 용락 결함이 발생한 것을 제외하면 105 mm/s에서 부분용입이 확인될 때 까지 넓은 범위에 걸쳐 건전한 용접의 수행이 가능하였다. 반면 레이저 출력 1.8 kW를 적용한 경우에는, 실험에 사용된 용접속도 전 범위에 걸쳐 용락 결함이 두드러지게 관찰되었으며 타 출력에 비해 이면비드가 처지는 경향이 뚜렷하였다. 따라서 레이저 출력 1.8 kW는 본 실험에 사용된 AZ31B-O 판재를 맞대기 용접하는데 과도한 출력, 즉 임계출력으로 판단된다.

Fig. 3.27은 AZ31B-O재의 맞대기 용접시 각 레이저 출력별 용접속도 변화에 따른 전면 및 이면비드폭의 변화를 도시한 것이다. 레이저 출력 1.2 kW에서는



- 62 -

용접속도가 증가할수록 전면 및 이면비드가 점차적으로 감소하는 전형적인 모 습이 관찰되었다. 그러나 레이저 출력 1.5 kW에서는 용접속도 70 mm/s, 그리고 1.8 kW에서는 용접속도 80 mm/s에서처럼 비드폭의 변화가 급격한 구간이 관찰 되는데, 이것은 용락발생에 따른 용융 마그네슘의 불안정한 거동 때문으로 판 단된다. 또한 레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 60~75 mm/s의 구간은 과입열로 인 해 용락의 발생 가능성이 항시 잔존하는 구간으로 보여진다. 따라서 시험편 두 께 1.25 mm와 근사한 비드폭을 가지는 레이저 출력 1.2 kW, 용접속도 55~65 mm/s와 레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 80~90 mm/s가 적정 용접 범위로 판단된다. 한편 AZ31B-H24의 맞대기 용접시 전면 및 이면 비드폭의 변화는 Fig. 3.28에 서 나타낸 것처럼, 레이저 출력 1.2 kW에서는 AZ31B-O재와 유사한 결과를 보 이고 있다. 일부 용락이 발생하는 구간도 있으나, 전반적으로 양호한 용접결과

를 보이며, 55~65 mm/s의 속도구간에서 안정적인 용접이 가능하였다. 반면 O

재에서 안정적인 용접이 수행되었던 1.5 kW의 조건에서 H24재는 다량의 용락 이 발생하였으며, 또한 발생 범위도 상당히 넓었다. 오히려 O재에서 가장 나쁜 결과를 보였던 1.8 kW의 출력 조건이 H24에서는 보다 적합한 것으로 확인되었다. 이것은 두 소재간 물성 차이와 더불어 용락의 발생원인으로부터 유추할 수 있는데, 과입열에 의한 영향 외에 레이저 출력에 따른 파워밀도가 용락에 민감 한 영향을 미치기 때문으로 사료된다. 우선 맞대기 용접은 비드 용접과 달리 표면상태의 영향 보다 접합면의 상태가 용접성에 더 큰 영향을 미친다는 것을 고려해 볼 때, 두 소재간의 결정립 차이에 중점을 두고 생각할 필요가 있다. 즉 상대적으로 결정립이 미세한 AZ31B-H24재의 경우, 충진률이 높기 때문에 키흘 을 안정적으로 유지하기 위해서는 1.5 kW보다 높은 1.8 kW의 출력 조건이 요구 된다. 반대로 결정립이 조대한 AZ31B-O재에서는 보다 낮은 출력에서도 키홀이 쉽게 유지가 되며, 1.8 kW의 출력 조건이 되면 높은 파워밀도와 과입열로 인해 용융부를 안정적으로 유지하지 못하고 관통이 되는 것으로 판단된다. 따라서 소재에 따라서 맞대기 용접조건의 선정에 주의가 필요하다.

$f_{\rm d} = -1$	$f_{\rm d} = -1 \text{ mm}, \ \underline{P} = 1.2 \text{ kW}$								
Front	Front shielding gas: Ar(25ℓ /min), Back shielding gas: Ar(10ℓ /min)								
v Photo	Front bead	Cross section	v Photo	Front bead	Cross section				
(mm/s)	Back bead		(mm/s)	Back bead					
45			65	er en ander et de ter en					
50	n fo an de anteracióne dante Sector a la como contro o al		70						
55	n den en el a checche 1 anne des concede		75						
60			15 80 F CA	Lamm					

(a) Case of 1.2 kW

Fig. 3.26 Variation of bead appearance and weld morphology with laser power in case of AZ31B-O



$f_{\rm d} = -1 \text{ mm}, \ \underline{P = 1.5 \text{ kW}}$								
Front shielding gas: Ar(25 ℓ /min), Back shielding gas: Ar(10 ℓ /min)								
Photo	Front bead	Crear anotion	Photo	Front bead	Cross section			
v (mm/s)	Back bead	Cross section	v (mm/s)	Back bead	Cross section			
60			85					
65	annon 11 george		90	diana Viziera				
70			95					
75			100					
80			105	In the second se				



Fig. 3.26 To be continued





- (c) Case of 1.8 kW
- Fig. 3.26 To be continued





Fig. 3.27 Variation of front and back bead width with laser power in case of AZ31B-O





Fig. 3.28 Variation of front and back bead width with laser power in case of AZ31B-H24



(3) 비초점거리에 따른 용접특성

마그네슘 합금의 용접에서는 마그네슘의 낮은 비중, 높은 열전도도, 그리고 낮은 표면장력 및 점성에 기인한 용락 현상이 가장 큰 용접 결함으로 사료된 다. 용락은 비드 용접 및 맞대기 용접에 관계없이 용접조건이 조금만 어긋나도 발생하며, 용락 없이 용접이 가능한 적정 용접구간은 상당히 협소하였다.

용락 결함으로부터 보다 자유롭고, 용접시 용융금속 내 잔류하기 쉬운 금속 증기포를 배출하기 위한 하나의 방법으로 비초점거리(fd) 조절에 의한 빔 파워 밀도의 변화를 고려할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 광학계의 비초점거리를 조절하여 그 가능성을 모색하고자 하였다. 실험은 AZ31B-O재를 대상으로 맞대 기 용접에서 적정조건으로 판단되는 레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 80 mm/s로 실시하였으며, 비초점거리를 -3 mm에서 +3 mm까지 1 mm간격으로 변화시키면서 용접을 진행하였다. 그 결과 비드외관 및 단면형상의 변화를 Fig. 3.29의 (a)에, 그리고 비초점거리에 따른 전면 및 이면비드폭의 변화를 Fig. 3.29의 (b)에 각각 나타낸다.

+3 mm 및 -3 mm의 비초점거리에서 용접을 실시한 결과, 용락 결함으로 자유 로울 수는 없었다. 또한 비초점거리 +2 mm 및 +3 mm의 조건에서는 일부 완전 용입이 얻어지지 않는 구간도 존재하였다. 초점으로부터 +방향으로 거리가 멀 어질수록 비드폭의 변화가 컸으며, 비드외관에서도 알 수 있듯이 이때의 비드 형상은 -비초점에 비해 미려하지 못하고 거칠었다. 비드외관과 단면조직 관찰 결과, 초점으로부터 -2 mm의 비초점거리까지가 적정 범위로 판단되며, 이 조건 은 비드용접시 가장 깊은 용입이 얻어지는 비초점거리이기도 하다.

따라서 비초점거리 변화를 통해 용락 결함의 발생빈도를 줄이는 것은 어렵다 고 판단되며, 오히려 빔의 파워밀도가 높을수록 우수한 용접성을 나타낸다고 사료된다. 이러한 현상은 마그네슘의 높은 증기압이 주된 원인으로 판단된다. 즉 비초점거리가 클 경우, 상대적으로 용융면적이 넓고 다량의 마그네슘이 증 발하면서 레이저 빔과의 간섭을 일으키고, 그 결과 키홀을 불안정하게 만들어 용락 또는 비드의 불안정을 유발하게 되는 것으로 생각된다. 반면에 높은 파워



- 69 -

밀도를 가지는 초점이나, 재료 내부로 빔을 집속시키는 비초점거리 -1 mm 및 -2 mm의 조건은 상대적으로 용융면적이 좁기 때문에 비산되는 마그네슘 증발 입자 또한 감소하게 된다. 더욱이 높은 파워밀도로 인해 키홀의 거동을 안정하 게 유지할 수 있으므로, 보다 우수한 용접성을 나타내는 것으로 사료된다.







(a) Bead appearance and weld morphology



(b) Front and back bead width

Fig. 3.29 Butt weldability of AZ31B-O with defocused distance



(4) 이음부의 단차 및 간극에 따른 맞대기 용접 특성

한편 맞대기 용접에서는 레이저 빔의 좁은 스팟 사이즈(spot size) 때문에 이 음부의 단차(misalignment) 및 간극(gap)에 특히 민감하게 반응하며 용접성 또한 현저한 차이를 나타낸다. 더욱이 고유물성이 열악하고 표면장력이 떨어지는 마 그네슘의 특성을 고려하면, 현장에서 발생하기 쉬운 이러한 피용접재의 고정시 발생하는 오차는 마그네슘 합금의 용접에서 주요한 변수가 된다. 따라서 본 연 구에서는 AZ31B-O를 대상으로 두께 0.1 mm의 스테인리스 박판을 사용하여 임 의적으로 단차 및 간극을 제공하여, 이에 따른 맞대기 용접성을 평가하였다.

단차 실험은 0.1 mm에서 0.3 mm, 그리고 이음부 간극 실험은 0.1 mm에서 0.4 mm까지 0.1 mm 간격으로 실시하였으며, 이때 사용한 용접조건은 AZ31B-O재의 맞대기 용접에서 적정조건으로 판단된 레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 80 mm/s 였다. 그 결과를 Fig. 3.30에 나타낸다.

단면사진에서 볼 수 있듯이 단차가 커질수록 이면비드가 쳐지는 모습을 확인 할 수 있으며, 실질적으로는 단 0.1 mm의 단차만 발생하여도 용락이 다량 발생 하였다. 한편 이음부 간극의 영향을 살펴보면 이음부 간극이 0.1 mm일 경우에 는 양호한 용접부가 얻어지나, 0.2 mm 및 0.3 mm에서는 전면 및 이면비드의 함 몰이 확연이 관찰된다. 이것은 레이저 빔의 집광스폿 직경이 이음부 간극 보다 작기 때문에 발생되는 현상이라 판단된다. 다시 말해 이음부 간극 사이로 레이 저 빔이 빠져나가버려 소재를 충분히 용융시키지 못하고, 동시에 표면장력이 낮은 마그네슘의 특성상 간극을 따라 융액이 흘러내려서 이와 같은 비드의 함 몰을 유발하는 것으로 사료된다. 한편 이음부 간극이 0.4 mm일 때는 용접이 이 루어지지 않았다.

이상의 결과로부터 마그네슘 합금의 맞대기 용접은 용접오차에 매우 민감하 다는 것을 알 수 있으며, 신뢰성 높은 용접부를 확보하기 위해서는 단차는 물 론이고 이음부 간극 또한 효과적으로 제어할 필요가 있음을 확인하였다. 따라 서 용접시 지그의 클램프 능력이 중요한 변수로 작용하며, 지그 설계시 이러한 부분을 면밀히 검토하여야 한다.



$f_{\rm d}$ = -1 mm, P = 1.5 kW, v = 80 mm/s									
Front shielding gas: Ar(25 ℓ /min), Back shielding gas: Ar(10 ℓ /min)									
Processing defect	Misal	ignment	Gap						
Photo Gap	Front bead Back bead	Cross section	Front bead Back bead	Cross section					
0.1									
0.2									
0.3			a de la composition de la comp						
0.4									

Fig. 3.30 Butt weldability of AZ31B-O according to misalignment and gap



3.3.3 용접부의 기계적 특성

(1) 인장시험 결과

용접부의 기계적 특성을 평가하기 위한 지표로써 인장시험을 실시하였다. 인 장시험은 AZ31B-O재의 맞대기 용접에서 적정 용접범위로 판단되는 레이저 출 력 1.2 kW, 용접속도 55~65 mm/s와 레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 80~90 mm/s 의 조건을 중심으로 그 주변 조건을 비교대상으로 하였으며, KS B 0801 5호 시험편으로 제작하였다. 시험편은 각 조건당 4매를 채취하였으며, 그 평균값을 취하였다.

인장시험 결과, 각 조건별 인장강도 및 연신의 변화를 Fig. 3.31에 나타낸다. 결과값들의 비교를 위해 모재의 인장강도와 연신을 같이 제시하였으며, 모재는 247 MPa의 인장강도와 28.86 %의 연신을 나타내었다. 레이저 출력 1.2 kW를 적 용한 경우에는 용접속도 증가에 따라 강도와 연신이 증가하는 경향을 보였으 며, 용접속도 65 mm/s와 70 mm/s의 조건에서는 모재의 인장강도보다 높은 값인 252 MPa과 250 MPa을 각각 기록하였다. 연신 또한 12 %이상으로 타 조건에 비 해 우수하였다. 한편 레이저 출력 1.5 kW의 경우에는 용접속도 증가에 따른 강 도 및 연신의 변화가 불규칙하였으나, 용접속도 80 mm/s에서는 본 실험에서 가 장 우수한 255 MPa의 인장강도와 13.59 %의 연신이 얻어졌다. 이것은 모재 강 도 대비 103 %, 그리고 연신 대비 47.1 %에 달하는 결과이다.

따라서 상대적으로 안정적인 강도 및 연신을 얻을 수 있는 1.2 kW가 적정 출 력으로 판단되며, 1.5 kW에서 결과값들이 다소 불안정한 것은 출력이 증가함에 따라 용락 결함이 발생할 수 있는 잠재구역이 증가하였기 때문으로 사료된다. 그러나 레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 80 mm/s에서 최적 결과가 얻어진 만큼, 속도 조절에 따른 입열량 제어와 응고속도 조절을 통해 용락 결함이나 험핑비 드와 같은 비드의 불안정을 피할 수 있다면 1.2 kW보다 비드폭이 좁고 안정적 인 용접부를 얻을 수 있다고 판단된다.

더불어 레이저 출력 1.2 kW를 적용한 경우, H24재와 O재의 용접조건에 따른



인장강도 및 연신율을 비교하여 Fig. 3.32에 나타낸다. 실험결과를 살펴보면 두 소재 모두 용접부의 인장강도는 240~250 MPa을 조금 넘는 범위에 분포하고 있으며, 용접조건에 따른 차이도 크지 않았다. 그러나 모재와 비교해 보면 H24 재의 경우 용접부의 강도는 모재의 약 90%, 연신은 30% 수준인 반면, O재는 모재와 거의 동등한 수준의 강도와 40% 수준의 연신을 가지는 우수한 특성을 보였다.



Fig. 3.31 Variation of tensile strength and elongation according to welding conditions in case of AZ31B-O





Fig. 3.32 Comparison of tensile strength and elongation according to specimens



(2) 경도시험 결과

Fig. 3.33은 AZ31B-O재를 대상으로 인장시험에 사용된 조건 범위에서 각 출 력별 용접속도 변화에 따른 경도값의 변화를 정리하여 나타낸 것이다. 경도시 험은 용접부를 중심으로 가로 및 깊이 방향으로 측정하였으며, 이때 압자의 하 중은 0.2 kgf였고 압혼간의 간격은 300 μm였다. 실험결과, 출력 및 속도에 상관 없이 용접부의 경도는 그 변화폭이 다소 관찰되기는 하나, 모재와 대등한 수준으 로 판단된다. 또한 깊이 방향으로의 경도 변화도 특별한 경향을 보이지 않았다.

Fig. 3.34는 모재와 각 조건별 용접부의 평균 경도값을 비교한 것이다. 모재의 평균 경도는 54.3이었으며, 용접부 경도값은 용접조건에 상관없이 모재와 동등 한 수준이거나 그 보다 높은 값을 기록하였다.

더불어 레이저 출력 1.2 kW를 적용한 경우, H24재와 O재의 용접조건에 따른 용접부 평균 경도값을 비교하여 Fig. 3.35에 나타낸다. 앞서 인장강도와 마찬가 지로 용접조건에 따른 경도값의 차이는 크지 않으며, 두 소재 모두 54~57 범 위의 비커스 경도값을 기록하였다. 그러나 모재와 비교해보면 H24재의 용접부 는 모재 보다 경도값이 떨어진 반면, O재는 모재와 동등하거나 그 보다 다소 높은 값임을 알 수 있다. 이러한 차이는 AZ31B 합금의 강화 메커니즘으로부터 유추할 수 있는데, 마그네슘 압연판재의 가공메커니즘은 크게 가공경화와 고용 강화이다.

대부분의 순금속은 그 자체로는 매우 연하여 상업적으로 사용할 수가 없기 때문에 기계적 특성을 향상시키기 위해 합금원소를 첨가하게 된다. 마그네슘 합금, 특히 본 실험에 사용된 AZ31B는 마그네슘 기지에 알루미늄이 3 wt.% 그 리고 아연이 1 wt.% 첨가된 합금이다. 이들 합금원소는 마그네슘 기지에 고용되 며 강도 및 경도와 같은 기계적 특성을 향상 시키는 역할을 하게 된다. 다시 말해, 마그네슘의 원자크기는 0.28 nm, 알루미늄은 0.54 nm 그리고 아연은 0.53 nm의 원자크기를 가지고 있다. 따라서 마그네슘 기지에 보다 원자크기가 큰 알 루미늄과 아연이 고용되면서 결정구조를 왜곡시키게 되고, 이로 인해 전위 (dislocation)의 이동을 방해하여 금속을 강화시키는 것이다. 또한 압연을 하는



- 77 -

과정에서 마그네슘 합금의 소성변형을 동반하게 되고 그로 인해 전위가 특정부 분에 모여 금속을 강화시키는 가공경화가 마그네슘 합금의 주된 강화 메커니즘 이다.

따라서 부분 어닐링재인 H24재의 경우에는 용접시 압연에 의한 가공경화의 효과는 사라지나, 상대적으로 비점이 높은 알루미늄이 용접부내 잔존하게 되면 서 고용강화 효과와, 더불어 마그네슘과 알루미늄이 만드는 금속간화합물의 석 출빈도 증가, 그리고 레이저 공정에 기인한 결정립 미세화의 영향 등이 용접부 를 경화시키게 메커니즘이 될 수 있다. 반면에 완전 어닐링재인 O의 경우, 소 재 자체가 가공경화의 효과가 없기 때문에 모재와 동등한 수준의 경도를 보이 는 것으로 사료된다.







(a) Case of 1.2 kW

Fig. 3.33 Variation of hardness with laser power and welding speed in case of AZ31B-O





(b) Case of 1.5 kW

Fig. 3.33 To be continued





Fig. 3.34 Variation of weld hardness according to welding conditions in case of AZ31B-O





Fig. 3.35 Comparison of weld hardness according to specimens



(3) 용접부의 미세조직

Collection

Fig. 3.36은 동일한 용접조건하에서 H24재와 O재의 미소조직을 비교하여 정 리한 것으로, 크게 용융경계부와 용접부 센터의 조직을 제시하였다. 소재에 따 른 모재의 물성 차이가 존재하더라도, 동일한 조성의 시험편이기 때문에 용접부 의 조직적 차이는 크지 않았으며, 또한 열영향부의 존재도 두드러지지 않았다.

미세조직을 살펴보면 용융경계부에서는 열류방향과 반대방향으로 에피텍셜 성장(epitaxial growth)을 하는 주상정이, 그리고 용접부 센터에서는 등축정이 관 찰되었다. 또한 H24재의 경우에는 용융경계부에서 성장해 나온 주상정이 용접 부 센터에 가까워지면서 새로운 방향으로 재차 분열하여 성장해 나가는 것을 확인할 수 있다. 이것은 용접시 H24재가 O재 보다 용융부내 대류가 보다 활발 하고 격렬하다는 것을 간접적으로 말해주는 증거가 된다. 다시 말해 H24재는 압연공정에 의한 잔류응력이 남아있는 소재로, 용접시 융점 및 비점이 낮은 마 그네슘이 급속히 용융 및 증발하면서 소재내의 잔류응력이 순간적으로 풀어지 고, 동시에 그 반발력으로 용융경계부에서 성장해 온 주상정의 끝부분이 떨어 져 나가면서 새로운 핵으로 작용하여 재차 성장하기 때문이다.

또한 두 소재의 용접부 센터에서 결정립 크기를 비교해 보면, H24재는 약 53 µm, O재는 43 µm를 기록하였다. H24재의 평균 결정립이 O재에 비해 보다 큰 것을 알 수 있는데, 이것은 앞서 비드용접에서 설명한 것처럼 H24재가 용접입 열의 축적이 보다 용이하기 때문으로 사료된다. 한편 모재와 비교해보면 용접 부의 결정립이 모재보다 조대하다는 것을 알 수 있다. 따라서 레이저 용접에 의한 결정립 미세화의 효과는 없는 것으로 판단되며, AZ31B의 주요 합금원소 인 Al 및 Zn의 조성도 고용한도내에 포함되는 범위이기 때문에 금속간화합물 인 Mg₁₇Al₁₂의 생성도 어렵다고 판단된다⁽¹⁰⁸⁾.

따라서 마그네슘 합금의 용접부를 강화시키는 주된 원인은 용접시 용접부내 잔존하게 되는 알루미늄에 의한 고용강화로, 하나의 결정립내에 알루미늄이 다 량 고용되면서 결정립 또한 조대해진 것으로 사료된다.



Fig. 3.36 Comparison of microstructure according to specimens


(4) 용접부내 알루미늄의 거동

Fig. 3.37은 마그네슘 합금 용접부내 알루미늄의 농화를 파악하기 위한 EPMA분석 결과이다. 분석 대상은 AZ31B-O의 용접부이며, 주요 합금원소인 Mg, Al, Zn 및 Mn에 대하여 용융경계부에서 모재와 용접부를 같이 조사하였 다. 그 결과 용접부내 알루미늄의 농화를 확인할 수 있으나 AZ31B 합금의 경 우, 마그네슘 합금내 알루미늄양이 3 wt.%로 매우 제한적이기 때문에 농화 경향 이 두드러지지는 않았다.

따라서 본 연구에서는 극저탄소강기지에 알루미늄이 양면 도금되어 있는 알 루미늄 도금강판을 레이저 용접하여 그 경향을 파악하고자 하였다. Fe, Al 및 Si의 3가지 원소에 대하여 분석하였으며, 그 결과를 Fig. 3.38에 나타낸다. 실험 에 사용한 알루미늄도금강판의 두께는 0.6 mm이며 도금부착량은 양면 160 g/m² 이다. 실험결과를 살펴보면, 알루미늄도금강판의 용접시 도금층으로부터 용접부 로 혼입된 알루미늄이 용접부 전반에 걸쳐 분포하고 있고, 부분적으로 농화된 영역이 존재함을 확인할 수 있다.

이상의 결과로부터 레이저 용접시 다른 합금원소에 비해 상대적으로 융점이 높은 알루미늄이 용접부내 잔존하며, 마그네슘 합금의 용접부를 강화시키는 주 원인은 용접부내 잔존하는 알루미늄의 영향이라는 것이 명확해졌다.





Fig. 3.37 Results of EPMA in weld of AZ31B-O





Fig. 3.38 Results of EPMA in weld of aluminized steel



3.3.4 실드조건에 따른 용접특성

(1) 실드조건에 따른 용접성 비교

마그네슘은 산화에 아주 민감한 소재로써 용접시 대기로부터의 차폐가 필요 하다는 것은 잘 알려져 있는 사실이다. 차폐를 위한 실드가스는 마그네슘의 연 소 또는 용접부 포어와 같은 결함을 방지하고 용융금속 내로 산화물 유입을 차 단하는 역할을 수행한다. 특히 표면장력 및 점성이 낮고, 증기압이 높은 마그네 슘의 경우, 적정한 실드환경이 이루어지지 않는다면 용접결함으로부터 자유로 울 수 없다.

따라서 본 연구에서는 AZ31B-O를 대상으로 실드조건에 따른 용접부의 산화 정도 및 용접특성을 평가하기 위해, 실드가스 종류 및 유량 변화에 따른 실험 을 실시하였다. 실험에 사용된 실드가스는 Ar, N₂ 및 He이며, 용접부의 전면 및 이면은 동일한 실드가스로 보호하되 유량의 차이를 두어, 용접성을 비교 및 검 토하였다.

실드가스의 유량에 따른 영향을 평가하기 위해서는 전면실드 가스유량을 25 ℓ/min으로 고정하고 이면실드 가스유량을 5~20ℓ/min으로 변화시키거나, 이면 실드 가스유량을 10ℓ/min으로 고정하고 전면실드 가스유량을 5~20ℓ/min으로 변화시키면서 용접을 실시하여 전면 및 이면에 미치는 실드유량의 영향을 각각 검토하였다.

Fig. 3.39 및 Fig. 3.40은 Ar을 실드가스로 사용하였을 때, 전면 및 이면실드의 유량 변화에 따른 비드의 외관 및 그때의 단면조직사진을 정리하여 나타낸 것 이다. 실험결과를 살펴보면 전면실드유량을 25ℓ/min으로 고정하고 이면실드유 량을 변화시키면서 용접을 실시한 경우, 이면실드유량이 증가할수록 단면조직 사진에서 보듯이 이면비드의 융기가 관찰되었다. 이것은 용접시 이면실드의 유 량이 증가함에 따라 이면비드로 유출되는 금속증기의 일부가 실드가스의 배압 으로 인해 차단되면서 높은 압력의 마그네슘 증기가 전면비드로 유출되는 도중 마그네슘 용융지를 들어올려 발생하는 현상이다. 더불어 실드유량 증가에 따른



실드관내의 압력증가도 이 현상에 영향을 미치는 것으로 사료된다. 따라서 이 면비드는 적정 실드분위기를 만드는 정도의 유량(10ℓ/min)만 필요할 뿐, 그 이 상의 실드유량은 오히려 용접성을 저하시킨다고 판단된다.

한편 이면실드가스의 유량을 10ℓ/min으로 고정하고, 전면실드가스의 유량을 변화시키면서 용접을 실시한 결과, 전면실드유량이 이면실드유량과 동일하거나 적은 경우 용락 결함이 발생하였다. 특히 상부실드유량이 5ℓ/min일 때, 용락과 함께 비드의 산화가 현저하였다.

Fig. 3.41은 전면실드유량을 25ℓ/min, 그리고 이면실드유량을 10ℓ/min으로 고정한 경우 실드가스 종류에 따른 용접성을 비교한 것이다. N₂를 실드가스로 사용한 경우에는 N₂를 실드가스로 사용한 경우와 유사한 용접성을 보였으나, Ar에 비해서는 다소 거친 비드외관을 보였다. 한편 He을 실드가스로 사용한 경우에는 타 실드가스에 비해 가장 거친 비드외관을 보였으며, 부분적으로 용락 결함이 관찰되기도 하였다. 이것은 Table. 3.10에 나타낸 것처럼 비중이 타 실드 가스에 비해 월등히 낮은 He의 특성 때문으로 판단된다. 실드가스로 N₂를 사용 하였을 때의 비드외관이 Ar으로 실드한 경우보다 다소 불량한 것도 이와 같은 맥락으로 사료된다.

다시 말해, 일반적인 철계의 레이저 용접에서는 He을 실드가스로 사용한 경 우에 가장 우수한 용접성을 보인다고 알려져 있다. 그러나 마그네슘의 경우에 는 소재 자체의 표면장력 및 점성이 낮기 때문에 키홀이 철계 재료에 비해 보 다 빨리 형성될 것이다. 따라서 열전도도가 매우 높고 비중이 낮은 He을 실드 가스로 사용하게 되면, 용융부의 응고시간이 극히 짧아져 안정적인 용접부를 형성하지 못하게 되고, 경우에 따라서는 키홀이 개방된 상태로 응고가 완료되 어 용락결함을 만들게 되는 것으로 판단된다.

Fig. 3.42는 각 실드조건별 전면 및 이면비드폭의 변화를 나타낸 것으로, 이면 실드유량을 10ℓ/min으 고정하고 전면실드유량을 5ℓ/min에서 25ℓ/min까지 변 화시킨 경우의 결과이다. 전면 및 이면비드폭의 변화는 N₂를 실드가스로 사용 하였을 때, 실험에 사용된 모든 조건범위에서 시험편 두께와 유사한 값을 가지



며 안정한 모습을 보였다. 한편 He을 실드가스로 사용한 경우에는 시험편 두께 보다 전면 및 이면비드폭이 다소 넓은 경향을 보였다. 이러한 차이 또한 실드 가스의 물성으로부터 유추할 수 있다. 다시 말해 N₂ 및 Ar을 실드가스로 사용 할 시에는 표면장력이 작은 마그네슘의 특성상 키홀의 하부가 완전히 밀폐되지 않아 조사된 레이저 빔의 일부가 용접부의 하부로 소실될 것이다. 반면에 He을 실드가스로 사용하면 He의 높은 열전도성에 의해 용접부와 플라즈마가 상대적 으로 빠르게 냉각되고, 이에 따라 키홀내의 증기압 감소로 인해 용접부 하단으 로 소실되던 레이저 에너지가 재료로 유입되면서 마그네슘 모재를 용융시켜 비 드가 넓어진다고 판단된다.

앞서 가장 안정적인 비드외관을 보인 Ar의 경우는 비드폭은 타 실드가스에 비해 다소 변화폭이 크나, 전반적으로 시험편 두께와 유사한 양상을 보이고 있 으며 전면실드유량이 5ℓ/min의 실드조건에서는 전면비드폭이 상당히 넓은 것 을 확인할 수 있었다. 이것은 적정 실드분위기를 만들어 주지 못해, 용접시 용 융부로부터 증발한 마그네슘이 산화하여 그 산화열이 융용지에 더해졌기 때문 으로, 용락을 일으키는 주 원인이다.

이상의 결과로부터 마그네슘 합금의 용접시 적합한 실드가스로는 Ar 또는 N₂ 를 고려할 수 있으나, N₂의 경우 비드가 고르지 못하여 응력을 받을 시 용접부 가 노치로써 작용할 가능성이 높다. 따라서 미려한 비드외관이 얻어지는 Ar이 우선적으로 추천되며, 이면실드유량에 대한 선정이 중요한 것으로 사료된다.





Fig. 3.39 Variation of bead appearance and cross section with flow rate of back shielding gas in Ar atmosphere

$f_{\rm d} = -1 \text{ mm}, P = 1.5 \text{ kW}, v = 80 \text{ mm/s}$				
Front sh	ielding gas: Ar(5 ~	- 20 l /min), Back	shielding gas: Ar(10 <i>l</i> /min)
Front shield	5	1945	15 15	20
Deau		OF OF		
Front bead			CORRECCE.	
Back bead				
Cross section				

Fig. 3.40 Variation of bead appearance and cross section with flow rate of front shielding gas in Ar atmosphere





Fig. 3.41 Butt weldability of magnesium alloy with types of shield gas



Table3.10	Physical	constants	of	various	shield	gases
-----------	----------	-----------	----	---------	--------	-------

Physical constant Gas	Density (kg/m ³)	Specific gravity	Ionization potential (eV)	Thermal conductivity (10 ⁻⁴ W/mK)
Argon	1.650	1.38	15.7	161.0
Carbon Dioxide	1.1833	1.53	14.4	157.0
Helium	0.165	0.1389	24.5	1,482.0
Nitrogen	1.153	0.9676	15.5	250.0
Oxygen	1.326	1.105	13.2	2.39





Fig. 3.42 Variation of butt weldability according to shielding conditions



(2) 실드조건에 따른 용접성의 기계적 특성

Fig. 3.43과 Fig. 3.44는 Ar 분위기에서 실드유량 변화에 따른 용접부의 경도 변화를 측정한 것으로, 용접조건은 레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 80 mm/s였다. 경도시험은 용접부를 중심으로 가로 및 깊이 방향으로 측정하였으며, 이때 압 자의 하중은 200 gf였고 압혼간의 간격은 300 μm였다. 경도측정 결과, 실드유량 에 관계없이 용접부는 모재와 동등하거나 다소 높은 경도값을 기록하였으며, 깊이 방향으로의 경도값 변화도 특별한 경향을 확인할 수는 없었다. 이러한 현 상은 Ar 외에 N₂와 He을 사용한 경우에도 동등하게 관찰되었다.

Fig. 3.45는 실드가스 종류 및 유량 변화에 따른 용접부의 평균 경도값을 정 리하여 나타낸 것으로, 모재의 경도를 점선으로 표시하여 같이 비교하였다. 그 림에서 알 수 있듯이 특별한 경향은 발견할 수 없었으나, Ar을 실드가스로 사 용한 경우의 용접부 경도값이 실드조건에 관계없이 일관된 경향을 보였다.

이처럼 실드가스의 종류 및 유량에 따른 용접부의 경도 차이가 크지 않고, 부적합한 실드조건으로 인해 비드의 산화가 극심한 조건에서도 용접부의 경도 값에 큰 차이가 나타나지 않는 것을 고려하여 볼 때, 산화물에 의한 용접부의 경도 변화는 크지 않는 것으로 판단된다. 다시 말해, 마그네슘 합금의 레이저 용접시 마그네슘의 높은 증기압에 기인하여 용접부내로 혼입되는 마그네슘 산 화물의 양은 극히 미미하며, 용접 후 용접부내 잔류하는 알루미늄에 의한 고용 강화 효과가 용접부를 강화시키는 원인으로 사료된다.

Fig. 3.46은 Ar을 실드가스로 사용하였을 경우, 각 실드조건별 인장강도와 연 신율을 비교한 것이다. 실드조건에 따라 결과값들의 변동이 크나 전면과 이면 실드유량이 각각 25ℓ/min과 10ℓ/min의 조건에서 모재보다 우수한 기계적 특 성을 보이고 있다. 따라서 마그네슘 합금의 용접에서는 특히 실드조건에 세심 한 주의가 필요 하다는 것을 알 수 있다. 이것은 실드조건이 용접부의 경화정 도에는 큰 영향을 미치지 않으나, 비드외관과 용접부 형상에 직접적인 영향을 미치기 때문으로 판단된다.

본 연구의 범위에서 최적실드조건은 비드외관 및 용접부의 기계적 특성을 고



려하여 볼 때, 실드가스로는 Ar을 사용하고 전면실드유량은 25ℓ/min, 이면실드 유량은 10ℓ/min으로 판단된다.







Fig. 3.43 Variation of hardness with flow rate of back shielding gas in Ar atmosphere



Fig. 3.44 Variation of hardness with flow rate of front shielding gas in Ar atmosphere



Fig. 3.45 Variation of weld hardness according to shield conditions



Fig. 3.46 Variation of tensile strength and elongation according to shield conditions in Ar atmosphere



3.3.5 마그네슘 합금으로 제작한 후드 이너패널(hood inner panel)의 평가

본 연구에서 후드 이너패널의 시작품 제작은 690 mm(폭)×1,200 mm(길이) 크 기의 AZ31B-O 판재의 맞대기 용접으로 수행되었다. 이것은 기본 물성과 적정 맞대기 용접조건을 도출하기 위해 사용된 실험용 시험편의 크기인 50 mm (폭)×150 mm(길이)와 비교하여 상당히 큰 치수이다. 따라서 이너패널의 용접에 서는 패널의 크기 및 용접길이의 증가에 따른 열전도율의 차이를 고려하여 용 접조건을 선정할 필요가 있다. 용접실험은 맞대기 용접에서 가장 우수한 기계 적 특성을 보였던 레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 80 mm/s를 기준으로 하였으며, 시험편의 형상변화를 고려하여 용접속도를 70 mm/s로 하향 조정해 용접을 실시 하였다. 실드가스로는 안정적으로 비드의 산화가 제어되었던 Ar을 사용하였으 며, 전면실드유량은 맞대기 시험과 동일한 25ℓ/min을 공급하였다. 그러나 이면 실드의 유량은 길어진 용접선에 대한 유속저항을 고려하여, 맞대기 시험에 사 용된 10ℓ/min보다 상승된 15ℓ/min으로 상향 조절하였다.

Fig. 3.47은 상기의 실험조건으로 용접된 패널의 외관사진이며, Fig. 3.48의 전 면 및 이면비드에서 미려한 모습을 확인할 수 있다.

한편 용접이 완료된 패널을 후드 모양으로 성형하기 위해서는 상온에서 성형 성이 떨어지는 마그네슘의 특성상 온간성형이 요구되므로, 본 연구에서는 금형 과 패널을 함께 가열하는 방식을 택하였다. 이를 위해 Fig. 3.49에 나타낸 것처 럼 패널은 가열로에 넣고, 금형은 가열토치를 사용하여 300°C에서 350°C 사이 의 온도까지 가열하였다. 그 후 패널을 금형 위에 올려서 프레스로 성형한 후, 금형으로부터 탈착시키는 Fig. 3.50의 (a), (b) 및 (c)의 과정을 거치게 된다. Fig. 3.48의 (d)는 성형이 완료된 후드 이너패널의 외관사진이다. 우선 외관검사결과, 맞대기 용접부에서 균열이나 찢어짐과 같은 결함은 관찰되지 않았다.

그러나 용접이 불량하거나 비드외간이 미려하지 못한 경우, 또는 성형온도가 적합하게 올라가지 못한 경우에는 Fig. 3.51에 나타낸 것과 같은 결함이 발생하 였다. (a)는 소성을 심하게 받을 때 용접부를 가로 지로며 패널이 찢어진 형상



이며, (b)는 용접이 불량하여 발생한 결함으로 판단된다. 그 외에 (c)에서처럼 용접부와는 상관없이 성형온도가 부적합하여 소재에 성형균열이 발생하는 경우 도 있었다.

따라서 마그네슘 합금 판재로 후드의 이너패널을 제작하기 위해서는 적정한 용접조건 및 선형온도의 선정이 필수적이며, 이 두 가지 조건을 모두 충족하였 을 때 Fig. 3.52에 나타낸 것과 같은 양호한 이너패널을 확보할 수 있었다.







Fig. 3.47 Photo of inner panel after butt welding





Fig. 3.48 Bead appearance of inner panel





Fig. 3.49 Heating furnace and die for warm forming



Fig. 3.50 Making procedures of hood inner panel





Fig. 3.51 Defects of hood inner panel after warm forming



Fig. 3.52 Finished products of hood inner panel



3.4 결론

CW Nd:YAG 레이저를 이용한 마그네슘 합금 판재(AZ31B-H24 및 AZ31B-O) 의 비드 및 맞대기 용접시의 지배인자 도출과 용접조건에 따른 기계적 특성 평 가에 대한 연구결과를 정리하면 다음과 같다.

- AZ31B-H24와 AZ31B-O의 비드 용접성을 비교한 결과, H24재가 O재에 비해 보다 넓은 속도범위에서 완전용입이 수행되고 있었다. 이것은 소재에 따른 산화막 두께 및 결정립 크기의 차이 때문으로, 상대적으로 산화막 두께가 얇 고 결정립이 작은 H24재가 용접입열의 축적이 용이하여 이와 같은 현상이 발생하는 것으로 사료된다.
- 2. AZ31B-O의 맞대기 용접에서 용락결함이 발생하지 않는 적정 용접조건은 레이저 출력 1.2 kW, 용접속도 55~65 mm/s와 레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 80~90 mm/s였다. 반면에 AZ31B-H24의 맞대기 용접에서는 1.8 kW에서 보다 건전한 용접의 수행이 가능하였는데, 이것은 두 소재의 결정립 크기 차이에 기인하여 키홀을 안정적으로 유지하기 위한 출력 조건이 다르기 때문이다.

OH OF CH

- AZ31B-O로 제작한 맞대기 용접 시험편의 인장시험 결과, 레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 80 mm/s의 조건에서 모재 인장강도 대비 103% 그리고 연신 대비 47.1%의 최적의 결과가 얻어졌다.
- 4. 맞대기 용접부의 경도시험 결과, 용접조건에 따른 경도값의 차이는 크지 않으며, H24 및 O재 모두 54~57 범위의 비커스 경도값을 기록하였다. 그러나 모재의 경도와 비교해 보면, H24재는 용접부의 경도가 다소 떨어진 반면 O재는 모재와 동등한 수준인 것을 확인 할 수 있는데, 이것은 두 소재의 가공 경화 유무차이 때문이다.





- 5. 마그네슘 합금 용접부의 미세조직을 관찰한 결과, 용접부는 모재보다 조대한 결정립을 가지고 있었다. 따라서 레이저 용접에 의한 결정립 미세화의 효과 는 기대하기 힘들며, AZ31B의 주요 합금원소인 Al 및 Zn의 조성도 고용한 도내에 포함되는 범위이기 때문에 금속간화합물인 Mg17Al12의 생성도 어렵다 고 판단된다. 이상의 결과로부터 마그네슘 합금의 용접부를 강화시키는 주된 원인은 알루미늄에 의한 고용강화로 사료된다.
- 6. 실드조건은 용접부의 경화정도에는 큰 영향을 미치지 않았으나, 비드외관과 용접부 형상에 직접적인 영향을 미쳤다. 최적실드조건은 비드외관 및 용접부 의 기계적 특성을 고려하여 볼 때, 실드가스로는 Ar을 사용하고 전면실드유 량은 25ℓ/min, 이면실드유량이 10ℓ/min에서 얻어졌다.
- 마그네슘 합금 판재로 후드의 이너패널을 제작하기 위해서는 적정한 용접조 건 및 선형온도의 선정이 필수적이며, 이 두 가지 조건을 모두 충족하였을 때 우수한 이너패널을 확보할 수 있었다.



제4장 파형가변을 통한 마그네슘 합금의 용접결함 제어







4.1 서론

전세계적으로 지구 온난화가 인류 생존에 직접적인 영향을 미치며 최우선적 으로 해결해야 할 사안 중 하나라는 공통된 인식이 형성되면서, 다양한 대안이 가시화되고 있다. 또한 가용 에너지의 대부분을 수입하며 제조업이 국가의 기 반산업인 우리나라는 향후 온실가스 감축 의무가 부과될 경우, 그로 인한 경제 적 부담감은 상상을 초월할 것이다. 따라서 다양한 분야에서 녹색성장을 정책 적으로 추진하고 있는 실정이다.

마그네슘의 비중은 1.74 g/cm³으로, 이것은 알루미늄의 2/3배, 철의 1/5배 수준 이며 현재까지 개발된 구조용 금속재료 중 가장 가벼운 소재이면서도 비강도가 높고 재활용이 용이하다. 더욱이 지각에 여덟 번째로 풍부한 원소이며, 해수의 약 0.13 %가 마그네슘으로 구성되어 있다는 점에서 자원의 공급 또한 무한하다 고 볼 수 있다⁽¹⁻⁶⁾.

반면 기존의 마그네슘은 제조공정상 육불화황(SF₆)을 보호가스로 사용하면서, 친환경 소재로 분류되지는 못하였다. 육불화황은 이산화탄소에 비해 지구온난 화지수(GWP: Global Warming Potential)가 약 2만 4,000배에 달하는 온실가스이 다. 이것은 가격 경쟁력과 더불어 마그네슘 합금이 극복해야할 가장 큰 문제점 이었다⁽¹¹²⁻¹¹³⁾.

그러나 국내 연구진에 의해서 CaO를 첨가하여 SF₆를 배제한 에코 마그네슘 이 지난해 개발에 성공한데 이어, 올해 말 양산에 들어가게 됨으로써 마그네슘 합금은 녹색성장을 위한 최적의 재료로 부각되고 있다⁽¹¹⁴⁻¹¹⁵⁾.

향후 스마트폰, 태블릿, PC내장 부품소재로 각광을 받을 전망이며, 작년 기준 354만대인 국내 전체 휴대폰 생산량의 10%가 에코 마그네슘으로 대체될 경우 연간 12만 8,000톤 규모의 이산화탄소 감축 효과가 있다고 보고되고 있다. 더불 어 이웃 일본에서는 상온 성형이 가능한 마그네슘 합금 압연판재의 개발에 성 공하였다고 발표하였다.

이처럼 마그네슘 소재에 대한 연구는 상당부분 완성단계에 도달하고 있다는



느낌이며, 이 부분에서 우리나라가 선구적인 역할을 하고 있다는 점은 괄목할 만하다. 그러나 이들 마그네슘을 활용하기 위한 가공기술, 특히 용접에 대한 연 구는 아직까지 많이 미진한 실정이다.

더불어 마그네슘 합금의 용접에 관한 기존의 연구는 차체 적용을 위해 연속 열원을 이용한 경우가 대부분으로, 전자제품에 적합한 펄스 레이저를 이용한 단 펄스 용접연구는 국내는 물론 국외에서도 그 사례를 찾아보기가 어렵다. 반 면에 기존에 전자제품의 케이스로 한정되어 있던 마그네슘 합금의 적용 범위를 보다 확대하기 위해서는 케이스와 브래킷의 접합처럼, 접합공정이 필수적으로 요구된다.

따라서 본 연구에서는 펄스 Nd:YAG 레이저를 사용하여 마그네슘 합금의 단 펄스(single pulse) 용접성을 조사하였다. 또한 펄스 레이저의 연구가 제한적인 것은 급속응고에 기인한 응고균열을 제어할 수 없었기 때문으로 판단되므로, 이를 파형가변을 통해 제어하는 방법을 제시하고자 하였다.





4.2.1 실험재료 및 용접장치

실용 금속 중에서 가장 가벼운 마그네슘은 환경친화적인 재료로써 노트북 및 휴대전화와 같은 모바일 기기의 틀과 프레임에 사용되고 있다. 본 연구에서는 이들 모바일 기기에 적합한 두께 0.6 mm의 AZ31B-H24 마그네슘 합금 판재를 용접대상으로 선정하였다. AZ31B-H24는 알루미늄과 아연이 각각 3 wt.% 및 1 wt.%가 함유되어 있는 마그네슘 합금으로, Table 4.1에 본 연구에서 사용한 AZ31B-H24의 화학조성을 나타내고 있다. 시험편은 50 mm(길이)×20 mm(폭)의 크기로 재단하여 겹치기 용접(lap welding)을 실시하였으며, Fig. 4.1에 시험편의 형상 및 치수를 모식도로써 나타내었다.

한편 용접열원으로는 램프 여기방식인 평균출력 500 W의 Pulsed Nd:YAG 레이저를 사용하였다. 레이저는 3축 CNC와 연동되며, 집광광학계 헤드(condensing optical head)는 CNC의 Z축에 장착되어 상·하로 이동되고 X-Y 테이블은 좌· 우로 이송된다.

레이저 공진기에서 증폭되어 발진된 레이저 빔은 광파이버(optical fiber)를 통 하여 전송되고 콜리메이팅 렌즈(collimating lens)에 의해서 평행광이 된다. 평행 광은 다시 전반사미러에 의해서 반사된 후, 초점렌즈(focusing lens)로 집광하여, 재료 가공에 사용된다. 집광광학계의 초점길이(f)는 76 mm이며, 노즐끝단에서 시편까지의 거리인 작동거리(working distance)는 5.2 mm이다. 용접중 용융지의 차폐는 레이저와 동축으로 설치된 직경 5 mm의 노즐을 통해 수행할 수 있고, 카메라를 통하여 용접상황의 실시간 모니터링이 가능하다. 또한 본 연구에서 사용한 레이저 용접장치는 파형을 임의로 가변할 수 있는 특징이 있기 때문에, 용접시 마그네슘 합금의 낮은 비점에 기인한 다양한 용접결함을 제어하는데 보 다 유리할 것으로 사료된다.

펄스 레이저 용접기의 주요사양을 Table 4.2에, 그리고 용접장치의 사진 및 광학계의 내부 모식도를 Fig 4.2에 각각 나타낸다.

Element Material	Al	Zn	Mn	Si	Fe	Ni	Cu	Mg
AZ31B-H24	3.01	0.98	0.32	0.029	0.0022	0.0012	0.0019	Bal.

Table 4.1 Chemical compositions of AZ31B-H24 magnesium alloy(wt.%)



Table 4.2 Specification of pulsed Nd:YAG laser

Laser type	Pulsed Nd:YAG laser
Maker	MIYACHI Laser Corp.
Model	ML-2650A
Wavelength	1.064 μm
Average power	500 W
Peak power	70 J/P (pulse width 10ms)
Pulse per second	1 ~ 500 pps
Pulse width	0.5 ~ 30.0 ms
Fiber core dia.	600 μm
Power consumption	3ф 200 V±10 % 50/60 Hz 100 A





(a) Welding equipment of pulsed Nd:YAG laser



(b) Schematic illustration of condensing optical head

Fig. 4.2 Photo of welding equipment and schematic illustration of condensing optical head



4.2.2 용접방법

휴대기기의 레이저 용접은 이미 일반화되어 있는 상황이며, 대부분의 경우 단 펄스 용접이 적용된다. 따라서 본 연구에서는 Pulsed Nd:YAG 레이저를 사용 하여 AZ31B-H24 마그네슘 합금의 단 펄스 겹치기 용접성을 조사하였다. 더불 어 겹치기 용접이 적용되는 개소는 케이스와 브라켓의 접합처럼 이면이 제품의 외관이 되는 경우가 많으므로, 이를 고려하여 겹침부 이면에 영향을 미치지 않 으면서 안정적으로 깊은 용입과 용접결함이 발생하지 않는 조건을 도출하는데 중점을 두었다.

실험은 두께 0.6 mm의 시험편 두장을 겹치고 지그로 고정한 후, 단 펄스 겹 치기 용접을 실시하였으며, 이때 겹침부의 간극은 두지 않았다. 또한 관통용접 이 아닌 부분용입이 주된 용입형상이기 때문에 동축노즐을 통해 전면실드(front shielding)만을 실시하였다. 이때 사용한 실드가스는 Ar이었으며, 실드유량은 10 ℓ /min으로 고정하였다. Fig. 4.3에 펄스 레이저를 이용한 용접상황의 사진 및 모식도를 나타낸다. 실험에 적용된 주된 매개변수는 첨두출력(P_p) 및 펄스폭(τ_p) 이었으며, 용접이 완료된 시험편은 Fig. 4.4에서 나타낸 것처럼 비드폭(W_b)과 용 입깊이(D_p)로 그 특성을 평가하였다. 시험편 당 총 4회의 단 펄스 용접을 실시 하여, 그 평균값으로 용접부의 물성치를 평가하였다.





Fig. 4.3 Photo and schematic illustration of lap welding using pulsed Nd:YAG laser



Fig. 4.4 Definition of measurement factor and position in experiment of lap welding



4.3 실험결과 및 고찰

4.3.1 파이버 종류 및 비초점거리에 따른 용입특성

박판의 용접에서, 특히 마그네슘과 같이 비중은 낮고 증기압은 높은 재료에 서는 사소한 요인 하나하나가 용접성에 영향을 미칠 수 있다. 그 중 한 인자로 빔을 전송하는데 사용되는 파이버를 들 수 있는데, 본 연구에서는 파이버 종류 및 비초점거리에 따른 용입특성을 우선적으로 조사하였다.

Fig. 4.5는 파이버 종류에 따른 빔의 전송과정 및 출사측의 빔 프로파일을 나 타낸 것이다. 두 파이버 모두 600 μm의 직경을 가지고 있으며, 파이버 종류에 따라 서로 다른 빔 프로파일이 형성되는 것을 알 수 있다. 이것은 코어의 굴절 률 차이 때문인데, SI(step index) 파이버는 코어의 굴절률이 균일한 반면, GI(graded index) 타입은 코어의 중심측에서 클래드측으로 갈수록 굴절률이 커 져 사인파와 같은 형상으로 빔이 전송된다⁽¹¹⁶⁾.

Fig. 4.6은 GI 파이버를 사용하였을 경우, 광학계의 비초점거리(fa) 변화에 따 른 용입특성 및 그때의 비드표면과 단면사진을 정리하여 나타낸 것이다. 레이 저 용접에서 나타나는 비드 천이현상은 저입열 단 펄스 용접의 특성상 두드러 지지 않으나, 초점을 중심으로 마이너스(-) 초점에서 보다 깊은 용입이 얻어지 고 있는 것을 확인할 수 있다. 더불어 fa=-1.5~0 mm사이에서 가장 깊은 용입 이 얻어지고 있으며, 출사측의 광 모습과 유사한 용입 프로파일이 얻어짐을 확 인할 수 있다.

다음으로 SI 파이버를 사용한 경우의 비초점거리에 따른 용입특성을 정리하 여 Fig. 4.7에 나타낸다. 이때의 용접조건은 파이버 타입에 따른 용입특성을 비 교하기 위해 GI 파이버를 사용한 경우와 동일시하였다. SI 파이버의 특성상 플 랫(flat)한 빔이 조사되기 때문에 $f_d = -2 \sim +2 \text{ mm까지}$ 유사한 용입깊이를 나타내 고 있으며, SI 파이버 출사측의 빔 모양과 유사한 용입 프로파일이 얻어지고 있는 것이 또한 관찰되었다.

동일한 용접조건에서 초점 근방(fd = -1~+1 mm)에서의 파이버에 따른 용입깊



이 및 비드폭을 비교해 보면, GI 파이버를 사용한 경우에는 0.91 및 1.13 mm, 그리고 SI 파이버를 사용한 경우에는 0.87 및 1.21 mm를 각각 기록하였다. 따라 서 SI 파이버가 GI 파이버를 사용한 경우에 비해서 용입깊이는 낮은 반면 비드 폭은 넓다는 것을 알 수 있다.

마그네슘은 소재 자체가 열용량이 낮고 열전도도가 우수한 재료이기 때문에, 마그네슘 합금의 겹치기 용접시 발생 가능한 각종 용접결함을 제어하기 위해서 는 용입깊이는 다소 낮지만, 비드폭이 넓은 SI 파이버의 쪽이 응고속도 제어가 보다 용이할 것으로 사료되며, 또한 접합부의 폭을 안정적으로 가져가는데도 보다 유리할 것으로 판단되므로 추후 실험은 SI 파이버를 사용하여 초점거리 (f_d=0)에서 진행하였다.



Fig. 4.5 Comparison between GI and SI fiber









(b) Bead appearance and cross section

Fig. 4.6 Variation of penetration characteristics with defocused distance (case of GI fiber)









(b) Bead appearance and cross section

Fig. 4.7 Variation of penetration characteristics with defocused distance (case of SI fiber)



4.3.2 용접조건에 따른 용접특성

(1) 첨두 출력 및 펄스폭 변화에 따른 용접성 변화

실제 제품에 적용되는 겹치기 용접은 안정적으로 깊은 용입을 얻으면서 이면 에 영향을 미치지 않는 것이 중요하다. 이를 위해 본 연구에서는 첨두 출력(*P*_p) 과 펄스폭(^T_p)을 변화시켜, 결함이 없으면서도 깊은 용입을 얻을 수 있는 용접 조건을 도출하고자 하였다.

실험은 구형파(square pulse)를 사용하여 초점거리($f_d = 0 \text{ mm}$)에서 첨두 출력을 1.0에서 1.5 kW까지, 그리고 펄스폭을 4에서 22 ms까지 변화시키면서 진행하였 으며, 이때 용접부는 Ar가스를 사용하여 10ℓ/min의 유량으로 차폐하였다.

그 결과 Fig. 4.8에 첨두 출력 및 펄스폭 변화에 따른 용입깊이 및 비드폭의 변화를, 그리고 Fig. 4.9에 각 조건별 대표적인 단면사진을 나타낸다.

실험결과를 살펴보면 첨두 출력이 증가할수록, 그리고 펄스폭이 증가할수록 용입깊이 및 비드폭이 순차적으로 증가하고 있으며, 저출력일수록 보다 넓은 펄스폭 범위에서 용접이 가능하다는 것을 확인할 수 있다. 그러나 Fig. 4.9에서 나타낸 것처럼 첨두 출력 1.0 kW, 펄스폭 22 ms의 조건과 같이 용입깊이가 1 mm를 넘어가면 이면비드에 열영향을 미쳤기 때문에, 본 연구에서 적정 용입깊 이는 0.8에서 1 mm범위로 설정하였다. 각 조건별 적정 용입깊이가 얻어지는 범 위는 첨두 출력 1.0 kW를 적용한 경우에는 펄스폭 14~20 ms, 1.1 kW에서는 10 ~12 ms, 1.2 kW에서는 8~10 ms, 1.3 kW에서는 8 ms, 그리고 1.4 및 1.5 kW에서 는 6 ms의 조건이었다.

한편 용입깊이에 미치는 각 인자의 영향을 살펴보면 펄스폭 보다 첨두 출력, 즉 파워밀도가 용입깊이에 결정적인 영향을 미친다는 것을 알 수 있으며, 비드 폭 변화에 대한 두 인자의 영향은 유사하였다.

Collection



Fig. 4.8 Variation of penetration characteristics with peak power and pulse width




Collection



- 120 -

(2) 실드조건에 따른 용접성 변화

마그네슘은 산화에 매우 민감한 소재로써, 용접시 대기로부터 차폐가 필요하 다는 것은 잘 알려져 있는 사실이다. 본 연구에서는 Ar가스를 사용하여 그 유 량에 따른 용접성 변화와 산화정도를 조사하였으며, 실드조건에 따른 용입특성 및 단면형상의 변화를 Fig. 4.10에 나타낸다.

실드유량에 따른 용입깊이 및 비드폭의 변화는 미미하긴 하나, 실드유량이 증가할수록 용입깊이는 다소 감소하고 비드폭은 증가하는 경향이 있었다. 이것 은 실드유량이 증가할수록 실드가스가 빼앗아 달아나는 열에너지가 증가하여 실질적으로 재료를 녹이는데 사용되는 입열이 감소하고 더불어 금속 플라즈마 가 불안정해졌기 때문으로 사료된다. 실드가스를 쓰지 않았을 경우(실드유량이 0ℓ/min인 경우)에는 산화입열에 의해 용입깊이 및 비드폭이 함께 증가한 것도 확인할 수 있다.

또한 용접단면관찰 결과, 특별한 개재물이나 화합물의 존재가 확인되지 않는 점을 고려해 볼 때, 마그네슘의 높은 증기압으로 인해 실질적으로 실드조건에 따른 산화물의 혼입은 없거나 무시할 수 있는 수준으로 생각된다.

이상과 같이 본 연구에서 실드유량에 따른 특별한 경향은 확인되지 않았다. 그러나 실드유량이 너무 과하면 용융금속의 흐름을 어지럽히거나 상부비드로 빠져나가는 금속증기를 일부 차단할 수도 있으므로, 마그네슘 합금의 단 펄스 겹치지 용접을 위한 적정 실드유량은 10ℓ/min으로 선정하였다.





(b) Bead appearance and cross section





4.3.3 용접결함의 분류 및 제어 방법

(1) 용접결함의 분류 및 발생 메커니즘 고찰

앞서 단순 구형파를 사용한 마그네슘 합금의 겹치기 용접에서는 Fig. 4.11에 서 나타낸 것처럼 용접조건이나 실드조건에 상관없이 용접부 내 균열 및 기공 과 같은 용접결함이 지속적으로 관찰되었다.

이것은 합금원소의 첨가에 따른 균열감수성 증대와 저입열에 의한 급속응고 때문으로, 용접시 기화된 마그네슘 증기가 미쳐 외부로 빠져나기 전에 응고가 완료되어 용융금속내 트랩되거나, 겹침부에서 발생한 마그네슘 증기가 겹침부 의 간극이 없으므로 빠져나가지 못하고 상부비드로 이동하는 중에 응고가 완료 되어 이와 같은 결함을 만드는 것으로 사료된다. 따라서 합금의 증발 및 응고 속도의 제어기술이 요구된다.

한편 충분한 에너지가 조사되지 못한 경우에는 겹침부 주변에서 열을 빼앗겨 T자 형의 용접부 형상을 만드는 경우도 종종 관찰되었다.



$f_{\rm d} = 0$ mm, $P_{\rm p} = 0.9$ kW, $\tau_{\rm p} = 10$ ms, Shielding gas: Ar(10 ℓ /min)				
Porosity	Crack	Weld shape		

Fig. 4.11 Main weld defects of magnesium alloy

(2) 파형제어를 통한 용접결함 제어

단순 구형파를 사용한 실험에서는 균열 및 기공과 같은 용접결함을 피할 수 없었다. 따라서 본 연구에서는 파형제어를 통해 용접결함을 제어하고자 하였다.

우선 구형파를 사용한 단 펄스 용접에서는 높은 첨두 출력의 레이저 빔이 일 순간 소재로 조사되면서 발생하는 열충격과 급격한 증발로 인해 상부비드의 함 몰을 유발할 수 있다. 또한 마그네슘 산화막은 기지에 비해 융점이 매우 높으 므로 동일한 조건에서도 소재로 유입되는 입열의 차이가 발생하여 용입깊이가 불안정해지는 문제점이 있었다.

이를 제어하기 위해 첨두 출력을 서서히 상승시켜는 방법을 적용하였으며, 급속응고를 방지하기 위해서는 첨두출력을 서서히 낮추어 응고시간을 지연시키 는 2가지 파형제어를 실현해 보았다. 그 결과, 본 실험에 사용된 파형과 그때의 비드외관 및 단면조직사진을 Fig. 4.12에, 그리고 비드폭 및 용입깊이의 변화를 Fig. 4.13에 각각 나타낸다.

파형제어에서 참조한 용접조건은 구형파에서 적정 용잎깊이가 얻어지는 조건 중 하나인 첨두 출력 1.2 kW, 펄스폭 8 ms였다. 펄스폭 제어범위에 여유를 주기 위해서 적정조건 중 용입깊이가 다소 낮은 조건을 선정하였으며, 비초점거리 및 실드조건은 동일시하였다.

첨두 출력을 단계적으로 높였을 시, 즉 No. 1에서 No. 4까지의 파형제어를 구현하였을 때 용입깊이 및 비드폭이 미미하나마 증가하는 경향이 있는데, 실 질적으로 재료에 조사되는 에너지가 증가하였음에도 불구하고 용입깊이에 큰 변화가 없는 것을 볼 때, 용입깊이를 결정하는 것은 첨두 출력이라는 것을 알 수 있다. 또한 단순 구형파에서 첨두 출력 1.2 kW를 사용하였을 때 얻어졌던 용입깊이가 1.0 kW에서 얻어지는 것은 앞선 파형들에 의한 예열효과 때문으로 사료된다. 기공의 발생은 두드러지지 않았으나, 이와 같은 파형을 사용하여서는 겹침부로부터 크랙의 발생은 제어할 수 없었다.

한편 첨두 출력을 서서히 낮추는 No. 5에서 No. 8까지의 가변파형을 적용한 경우에는, 낙폭 단계에 상관없이 균열의 제어가 어느 정도 가능하였다. 특히



No. 5번에서 가장 건전한 용접단면이 얻어졌는데, 이것은 첨두 출력에 비해 낮 은 출력이지만 후반 파형도 어느 정도의 펄스폭(8 ms)을 가지면서 레이저 조사 가 이루어져 응고시간을 확보할 수 있었기 때문으로 사료된다. 반면 낙폭단계 가 많은 파형에서는 비드표면의 파임현상이 두드러졌다. 이것은 초기에 첨두 출력이 용입깊이를 결정하면서 용융부를 형성하고, 이후 연이어 조사되는 파형 들이 앞서 용융되었던 용융금속을 증발시켜 발생하는 현상으로 사료된다. 따라 서 건전한 용접부를 얻기 위해서는 낙폭단계는 최소화하는 것이 바람직하다고 판단된다.







Fig. 4.12 Change of bead and weld morphology according to pulse shape





Fig. 4.13 Variation of penetration characteristics according to pulse shape



4.4 결론

Pulsed Nd:YAG 레이저를 이용한 마그네슘 합금 박판의 단 펄스 겹치기 용접 시 용접결함의 발생을 제어하기 위한 연구 결과를 정리하면 다음과 같다.

- 파이버 종류에 따른 용접성 비교 결과, SI 파이버가 GI 파이버를 사용한 경 우에 비해서 용입깊이는 다소 낮은 반면 비드폭은 넓은 특성을 보였다. 따라 서 SI 파이버를 사용하는 것이 응고속도 제어 및 겹침부 폭을 안정적으로 확보하는데 보다 유리하다고 사료된다.
- 첨두 출력 및 펄스폭 변화에 따른 겹치기 용접 결과, 용입깊이에 가장 큰 영 향을 미치는 인자는 첨두 출력이었으며, 비드폭에 대한 두 인자의 영향은 유 사하였다.
- 마그네슘 합금의 단 펄스 용접에서는 용접부 내 균열 및 기공과 같은 용접 결함이 지속적으로 관찰되었다. 단순 구형파로는 이와 같이 용접결함을 제어 할 수 없었으며, 파형제어를 통해 기공 및 균열의 제어가 가능하였다.



제5장 사형주조 및 이종 마그네슘 합금의 레이저 용접성







5.1 서론

Collection

마그네슘 합금은 알루미늄 합금에 이어 차세대 재료로써 부각되고 있으며, 현재 자동차 부품에 일부 또는 추후 적용이 검토되고 있다. 오늘날까지 자동차 용으로 사용되고 있는 마그네슘 합금 제품은 대부분 다이캐스팅 공법으로 제작 하고 있으나, 다이캐스팅의 경우 복잡한 형상이나 대형 제품에는 그 적용에 한 계가 있었다. 이들 제품은 사형주조를 통해 제작할 수 있는데, 사형주조의 특성 상 중공이 있는 제품의 제작시 코어를 지탱하기 위한 코어 프린트를 두게 되 고, 그 결과 주조가 완료된 후의 제품에는 원치 않는 홀이 만들어진다. 이것은 Fig. 5.1에 나타낸 인테이크 매니폴드처럼 기밀성이 요구되는 부품에서 문제가 되며, 추후 이 부분에 대한 밀봉이 요구된다.

현장에서는 이 홀을 밀봉하기 위해 스틸과 같은 금속재료를 프레스를 사용하 여 강제적으로 압입하는 방식을 사용하였으나, 제품의 사용 환경이 고온 또는 장시간 운행시에는 연결 부위의 열화 및 변형을 동반하게 되므로 충분한 기밀 성을 보장하기 어렵다. 더불어 마그네슘과 같이 표면전극전위가 낮은 재료가 상대적으로 전위가 높은 철계의 합금과 연결되면, 부식환경에서 갈바닉 부식 (galvanic corrosion)을 일으킬 수 있다. 따라서 동종 재료의 접합이 요구되며, 이 홀을 밀봉하기 위해서는 Fig. 5.2에 나타낸 것처럼 외측에 마그네슘 합금 주조 재 또는 압연재를 덧붙여 용접할 필요가 있다.

그러나 마그네슘 합금 사형주조품의 용접은 국내·외를 통틀어 그 사례가 극 히 제한적이며, 이것은 주조공법을 떠나 마그네슘 합금 주조품들의 적용에 큰 제약을 준다^(54,57).

따라서 본 연구에서는 레이저 열원을 사용하여 사형주조재 및 사형주조재와 압연재의 이종 용접성을 평가하였다. 또한 아크 열원중 저입열 공정인 CMT를 사용하여, 주요 공정변수의 영향을 비교 및 검토하였다.



Fig. 5.1 Hole on product surface after sand casting



Fig. 5.2 Schematic illustration of laser welding



5.2 실험 방법

5.2.1 실험재료 및 용접장치

(1) 실험재료

d Collection

마그네슘 합금 사형주조재에 압연재를 덧대어 용접하는데 있어, 본 연구에서 선정한 용접재료는 MRI202S(사형주조재)와 AZ31B(압연재)이다.

MRI202S는 이스라엘의 DSM(Dead Sea Magnesium)사에서 고온 및 높은 하중 에서 사용하기 위해 개발한 사형 및 금형주조 합금으로, T6조건에서 250℃까지 우수한 기계적 특성 및 내크리프성을 나타낸다⁽¹¹⁷⁻¹¹⁹⁾. 이 합금은 또한 다른 사 형주조 마그네슘 합금에 비해 우수한 주조성, 치밀성, 용접성, 치수 안정성 및 개선된 내부식성을 특징으로 하고 있다. **Table 5.1**에 MRI202S와 다른 사형주조 용 합금의 기계적 특성을 비교하여 정리하였다⁽¹¹⁷⁾.

한편 AZ31B는 Mg-Al-Zn의 대표적인 3원계 합금으로 현재 압연판재로 상용 화되어있다. Table 5.2에 MRI202S 및 AZ31B의 화학조성을 나타낸다.

실험에 적용한 시험편의 두께는 사형주조재인 MRI202S의 경우에는 4 mm, 그 리고 압연재인 AZ31B는 1.5 mm였으며, 120 mm(길이)×50 mm(폭)의 크기로 재단 하여 맞대기, 겹치기 및 필릿 용접에 적용하였다. 또한 맞댄면 또는 겹침면의 정도를 높이기 위해서 MRI202S는 시험편의 전·후면 및 맞대기면을 밀링처리 하였으며, AZ31B는 맞대기면만 밀링처리하였다. Fig. 5.3에 각 시험편의 형상 및 치수를 나타낸다. 더불어 MRI202S의 경우에는 주물한 시험편의 두께가 5~ 6 mm이며, 시험편의 전·후면을 밀링처리하여 4 mm의 두께로 제작하였다.

Fig. 5.4는 각 소재별 단면의 현미경사진이다. 본 실험을 위해 제작한 사형주 조 시험편은 적정한 주물공정을 통해 단면사진에서 보는 것처럼, 전반적으로 소재내에 기공이 없는 우수한 품질을 보이고 있다. 또한 MRI202S의 결정립 크기 는 41.66 μm로, 12.5 μm의 압연재에 비해 3배 정도 큰 결정립을 가지고 있었다.

Properties	MRI201S-T6	MRI202S-T6	WE43-T6	ZE41-T5		
Tensile yield strength (MPa)						
at 20°C	170	150	180	140		
at 150°C	170	145	178	120		
at 175 °C	165	140	175	110		
Ultimate yield strength (MPa)						
at 20°C	260	250	260	220		
at 150°C	245	220	210	170		
at 175 °C	240	215	205	150		
Elongation (%)						
at 20 °C	6	7	6	5		
at 150 °C	11	15	7	22		
at 175 C	12	16	11	25		
Compression yield strength (MPa)						
at 20 °C	190	145	190	140		
at 150°C	190	140	185	115		
at 175°C	185	136	185	110		
Fatigue strength (MPa) at 20°C	110	85	100	95		
Corrosion rate (mg/cm ² /day)	0.10	0.12	0.10	3.10		
Stress to Produce 2 % Creep Strain (MPa)						
In 100hours at 175° C	185	155	190	70		
at 200°C	160	100	160	50		
at 250°C	75	40	60	20		

Table 5.1 Comparison between MRI202S and other sand casting alloys

Table 5.2 Chemical compositions of MRI202S and AZ31B alloys

Element Material	Zn	Zr	Ca	Nd	Y	RE	Mg
MRI202S	0.2 ~ 0.5	0.7	0.03 ~ 0.10	2.8 ~ 3.2	$0.05 \sim 0.20$	-	Bal.
Element Material	Al	Zn	Mn	Fe	Ni	Mg	\bigtriangledown
AZ31B	2.5 ~ 3.5	0.6 ~ 1.4	0.2 ~ 1.0	< 0.005	< 0.005	Bal.	\bigcirc





Fig. 5.3 Appearance and dimension of specimen



Fig. 5.4 Microstructure of specimens



(2) 열원에 따른 용접장치

Collection

본 연구에서 사용한 레이저 용접열원은 램프 여기방식으로 평균출력 500 W 의 Pulsed Nd:YAG 레이저와 최대출력 5 kW의 연속 이테르븀 파이버 레이저 (CW Ytterbium-Fiber laser)이다.

펄스 레이저 용접장치는 3축 CNC와 연동되어 X축 및 Y축으로 시험편의 이 송이 가능하며, Z축에 레이저 집광광학계를 장착하여 용접을 실시하였다. 집광 광학계의 초점길이(f)는 76 mm이며, 노즐끝단에서 시편까지의 거리인 작동거리 (working distance)는 5.2 mm이다. 용접중 용융지의 차폐는 레이저와 동축으로 설 치된 직경 5 mm의 노즐을 통해 수행할 수 있고, 카메라를 통하여 용접상황의 실시간 모니터링이 가능하다. 펄스 레이저 용접기의 주요사양을 Table 5.3에, 그 리고 용접장치의 사진을 Fig 5.5에 각각 나타낸다.

연속 레이저로 선정된 파이버 레이저 용접장치는 Nd:YAG 레이저의 1,064 nm 와 유사한 1,070±10 nm의 파장대를 가지며, 우수한 빔 품질로 인해 깊은 용입 을 얻는데 유리하다. 집광학광계의 초점길이는 300 mm이며, 긴 초점길이로 인 해 용접시 폭발적으로 증발하는 마그네슘 분진 또는 증기로부터 광학계의 오손 을 방지할 수 있다. 용접 중 용융지의 산화를 막기 위해서는 용접진행방향 후 방에서 실드가스 노즐(shield gas nozzle)을 사용하여 수행할 수 있도록 구성하였 으며, 이 때 노즐의 각도는 40°였다. 파이버 레이저 용접기의 주요사양을 Table 5.4에, 그리고 용접장치의 사진을 Fig 5.6에 각각 나타낸다.

한편 본 연구에서 아크열원으로 사용된 CMT 용접장치는 Fronius사의 Transpuls Synergic 3200으로 마이컴에 의해 제어되는 디지털 인버터 용접기이 다. 파워소스(power source)의 최대 연속출력은 8.7~11.5 kVA이며 파형제어가 가능하다. 용접장치는 6축 외팔보 로봇과 연동하여 용접을 실시하였으며, 용융 지의 산화를 방지하기 위한 실드가스는 와이어와 동측에서 공급하였다. CMT 용접기의 주요사양을 Table 5.5에, 그리고 용접장치의 사진을 Fig 5.7에 각각 나 타낸다.

Laser type	Pulsed Nd:YAG laser
Maker	MIYACHI Laser Corp.
Model	ML-2650A
Wavelength	1.064 μm
Average power	500 W
Peak power	70 J/P (pulse width 10 ms)
Pulse per second	1 ~ 500 pps
Pulse width	0.5 ~ 30.0 ms
Fiber core dia.	600 μm
Power consumption	3ф 200 V±10 % 50/60 Hz 100 A

Table 5.3 Specification of pulsed Nd:YAG laser



Fig. 5.5 Welding equipment of pulsed Nd:YAG laser



Table	5.4	Specification	of	CW	fiber	laser
-------	-----	---------------	----	----	-------	-------

Laser type	CW Ytterbium-Fiber laser
Maker	IPG Laser GmbH
Model	YLR-5000
Wavelength	1,070±10 nm
Nominal out power	5 kW
BPP after feed fiber	$< 4 \mathrm{mm} \cdot \mathrm{mrad}$
BPP after processing fiber	$< 8 \text{ mm} \cdot \text{mrad}$
Feeding fiber core dia.	100 µm
Processing fiber core dia.	150 μm
Electrical requirements	360 ~ 528 V, 3P+PE, 50 ~ 60 Hz
Typical power consumption	17 ~ 20 kW
Cooling water temp. range	20~25°C



Fig. 5.6 Welding equipment of CW fiber laser



Maker		Fronius International GmbH	
	Main voltage	3×400 V	
	Main frequency	50/60 Hz	
Power source	Primary continuous current	12.6 ~ 12.7 A	
- Transpuls Synergic 3200	Primary continuous power	8.7 ~ 11.5 kVA	
	Welding current range.	3 ~ 320 A	
	Working voltage	14.2 ~ 30.0 V	
	Main voltage	55 V DC	
Wire feeder - VR 7000 CMT	Rated current	4 A	
	Wire diameter	0.8 ~ 1.2 mm	
	Wire feeding rate	0.5 ~ 22 m/min	

Table 5.5 Specification of CMT welding machine



Fig. 5.7 Welding equipment of CMT



5.2.2 열원에 따른 용접방법

(1) Pulsed Nd:YAG 레이저 용접방법

펄스 레이저를 이용한 용접실험은 사형주조재간의 맞대기 이음을 대상으로 실시하였다. Fig. 5.8은 펄스 Nd:YAG 레이저를 이용한 맞대기 용접 상황의 사 진 및 모식도이다. 단 펄스에 의한 스폿의 중첩으로 연속된 비드를 형성하는 방식이며, 용접시에는 Ar 실드가스를 사용하여 25ℓ/min의 유량으로 용접부를 차폐하였다.

중공이 있는 사형주조 제품의 기밀유지가 본 연구의 주 목적이므로, 중공 내 부의 실드는 곤란한 점이 많다. 또한 산화에 민감한 마그네슘의 특성을 고려하 면 완전용입조건에서는 이면비드에도 실드가 요구되기 때문에, 본 연구에서의 각 이음별 용입조건은 완전용입이 아닌 부분용입이었다. 더불어 용접부의 강도 를 확보하기 위해서 적정한 용입깊이를 확보하면서도 결함이 없는 용접부를 제 작하는데 중점을 두었다.

실험에 적용된 주된 매개변수는 첨두출력(P_p), 필스폭(τ_p), 용접속도(v) 및 중 첩률(R_o)이었으며, 용접이 완료된 시험편은 레이저 조사후 30 mm지점부터 10 mm간격으로 총 4개의 단면 시험편을 채취하였다.

각 변수에 따른 용접성은 Fig. 5.9에 나타낸 것처럼 비드폭(W_b), 용입깊이(D_p) 및 언더필(F_u)로 그 특성을 평가하였으며, 용접부에서 계측된 물성치는 4회의 평균값으로 구하였다.





Fig. 5.8 Photo and schematic illustration of butt welding with pulsed Nd:YAG laser



Fig. 5.9 Definition of measuring factor and position in butt welding with pulsed Nd:YAG laser



(2) CW fiber 레이저 용접방법

파이버 레이저는 공진기가 일체화되어 있고 미세한 직경의 파이버를 매질로 사용하기 때문에 냉각이 용이하여 냉각장치의 크기를 최소화할 수 있다⁽¹²⁰⁻¹²¹⁾. 따라서 전체 시스템을 소형화할 수 있으므로 현장에서의 적용시 많이 이점을 제공한다.

본 연구에서는 파이버 레이저를 사용하여 사형주조재와 압연재의 겹치기 용 접을 실시하였으며, 그 용접사진과 모식도를 Fig. 5.10에 나타낸다.

광학계의 초점거리는 300 mm이며, 반사광에 의한 파이버 커플러(fiber coupler) 의 손상을 막기 위해 광학계에 1°의 전진각을 주었다. 또한 용접중 용융지의 산 화를 방지하기 위해서는 Ar가스를 용접진행방향 후방에 설치된 실드가스 노즐 을 통해 25ℓ/min의 유량으로 공급하였다. 노즐의 각도는 40°이며, 노즐과 용융 지와의 거리는 20 mm로 설정하였다.

파워밀도가 높은 파이버 레이저의 특성을 고려하여 적정 비초점거리(fa)를 도 출하기 위한 실험을 수행하였으며, 적정 비초점거리에서 레이저 출력(P)과 용접 속도(v)를 변화시키면서 기본적인 겹치기 용접성을 평가하였다. 평가항목은 Fig. 5.11에 나타낸 것처럼 비드폭(Wb)과 용입깊이(Db), 그리고 접합부폭(Wi)이었다.

또한 겹치기 용접에서 선정된 적정 용접조건을 기준으로, 필릿 용접으로의 적용을 검토하였다. 필릿 용접에서는 Fig. 5.12의 모식도에서 나타낸 것처럼 주 조재와 압연재의 경계부로부터 거리 *d*를 변화시키면서 실험을 진행하였으며, 실드조건은 겹치기 용접과 동일시하였다. Fig. 5.13은 필릿 용접부의 평가항목으 로, 아크용접에서 가장 중요시 되는 각장의 개념이 본 연구의 레이저 필릿 용 접부에서는 접합부폭에 해당한다고 사료되며, 또한 용접부의 최소 두께를 목두 께(*T*₁)로 정의하고 이를 같이 평가하였다.

단면관찰용 시험편은 비드가 안정적으로 얻어지는 레이저 조사후 30 mm지점 부터 10 mm간격으로 총 4개의 단면 시험편을 채취하였으며, 용접부의 물성치는 4회의 평균값으로 구하였다.



Fig. 5.10 Photo and schematic illustration of lap welding with CW fiber laser





Fig. 5.11 Definition of measuring factor and position in lap welding with CW fiber laser





Fig. 5.13 Definition of measuring factor and position in fillet welding with CW fiber laser



(3) CMT 용접방법

MIG 용접의 저입열에서 발생하는 단락이행은 와이어와 모재의 단락 이후 본 전류보다 높은 전류를 흘려줌으로써 해소하고 있는데, 이 경우 입열량이 높아 모재의 변형 및 다량의 스패터가 발생한다는 문제점이 있다⁽¹²²⁻¹²³⁾. 따라서 마그 네슘 합금과 같이 비중이 낮은 재료의 MIG 용접은 건전한 용접성을 확보하기 가 어렵다.

따라서 본 연구에서는 마그네슘 합금을 용접하기 위한 아크 열원으로써 CMT(Cold Metal Transfer)를 선택하였다. CMT의 경우 단락을 해소하기 위해 높 은 전류를 흘려주는 것이 아니라, 토치 내부에 모터를 도입해서 단락시에 기계 적인 힘을 이용해 강제로 와이어를 당겨 단락이행을 해소하는 방법이다. 따라 서 스패터가 발생하지 않고 저입열로 용접할 수 있어, 모재의 변형방지에 매우 효과적인 공법이라고 할 수 있다⁽¹²⁴⁾.

본 연구에서는 CMT 용접기를 사용하여 마그네슘 사형주조재와 압연재의 필릿 용접을 실시하였으며, Fig. 5.14에 CMT 필릿 용접 사진과 모식도를 나타낸다.

용접 와이어로는 직경 1.2 mm의 AZ61A 와이어를 사용하였으며, 모재와 용접 토치와의 각도는 15°, 용접토치의 전진각은 10°로 하였다. 또한 용접중 용융부 의 산화를 방지하기 위해서는 Ar+30% He의 혼합가스를 사용하여 15ℓ/min의 유량으로 용접부를 차폐하였다.

실험은 Fig. 5.14의 모식도에서 나타낸 필릿 루트부와 용접 와이어와의 간격 (*l*)을 우선적으로 선정하고, 용접전류(I) 및 용접전압(V), 그리고 용접속도(v)에 대한 영향을 평가하는 순으로 진행하였다.

각 조건별로 용접이 완료된 시험편은 Fig. 5.15에 나타낸 것처럼 비드폭(W_b), 각장(L_l), 용입깊이(D_p) 및 덧살높이(H_c)로 그 용접성을 평가하였다. 더불어 단면 사진에서 보는 것처럼 용융금속이 두께가 얇은 상판인 AZ31B 위를 항상 덥고 있는 형상이기 때문에, 높이 방향의 각장은 1.5 mm로 동일하고, 목두께 또한 길 이 방향의 각장이 커지면 같이 증가하며 그 차이가 미미하기 때문에 따로 평가 하지는 않았다.





Fig. 5.14 Photo and schematic illustration of fillet welding with CMT



Fig. 5.15 Definition of measuring factor and position in fillet welding with CMT



(4) 용접부의 기계적 특성 평가 방법

각 열원 및 각 이음별로 최적의 조건하에서는 용접부의 기계적 특성을 평가 하기 위해 인장시험을 실시하였다. 본 연구의 용입 목표가 완전용입이 아닌 부 분용입이며, 사형주조재(MRI202S)와 압연재(AZ31B)의 두께가 서로 다르기 때문 에, 인장시험에서는 용접부의 하중(kN)만을 평가대상으로 하였다. 또한 사형주 조재 및 압연재 모재의 인장시험을 같이 실시하여, 모재와 용접부의 강도값을 비교하였다.

사형주조재인 MRI202S의 모재 인장시험은 KS B 0801 4호의 환봉 형상 시험 편으로, 그리고 압연재인 AZ31B 모재 인장시험은 KS B 0801 5호의 판형 시험 편으로 제작하였다. 더불어 용접부의 강도를 평가하기 위한 용접 인장시험편도 KS B 0801 5호 규격으로 제작했다.

Fig. 5.16에 각 소재별 모재 인장시험편의 사진을, 그리고 Fig. 5.17에 용접 인 장시험편의 측면에서의 모식도를 나타낸다. 모재 인장시험편은 압연재의 경우 에는 4매를, 그리고 주조재는 3매를 제작하여 그 평균값을 취했다. 용접 인장시 험편은 각 조건별로 4매를 제작하고, 오차가 심한 1매의 값을 버린 후 3매의 평균값을 취했다. 이것은 용입형상이 관통용접이 아니고 소재의 두께가 다르기 때문에, 시험편 가공시 용접부가 충격을 받을 가능성이 크기 때문이다. 본 연구 에서는 이를 최소화 하고자 와이어 컷팅으로 인장시험편을 제작하였다.

또한 인장시험 외에 경도시험을 실시하여 용접부의 건전성을 평가하였다. 경 도시험은 각 열원 및 이음별로 용접부의 형상이 다르기 때문에 측정위치를 달 리하였다. 이때 사용한 압자의 하중은 0.2 kgf였으며, Fig. 5.18에 경도측정 부위 를 나타낸다.





Fig. 5.16 Tensile specimens of two materials



Fig. 5.17 Schematic illustration of tensile specimens according to heat source and joint type





Fig. 5.18 Measuring position of hardness test according to heat source and joint type



5.3 실험결과 및 고찰

5.3.1 Pulsed Nd:YAG 레이저를 이용한 마그네슘 합금의 용접특성

(1) 첨두 출력 및 펄스폭 변화에 따른 용접성 변화

Pulsed Nd:YAG 레이저를 사용하여 사형주조재(하판)와 압연재(상판)의 겹치 기 용접을 수행하기 위해서는, 적정 용입깊이의 확보를 위해 필연적으로 높은 첨두 출력이 요구되며, 이것은 균열 및 기공과 같은 용접결함을 유발하게 된다. 반대로 균열 및 기공 제어를 위해 펄스폭을 늘려 용융금속의 급속응고를 방지 하기 위해서는 첨두 출력을 떨어뜨려야 하며, 이것은 용입깊이의 감소로 이어 진다. 따라서 사형주조재와 압연재의 겹치기 용접에 펄스 레이저를 적용하는 것은 많은 제약이 따른다고 판단되므로, 펄스 레이저는 사형주조재의 맞대기 용접에 한정하여 적용하였다.

실험은 초점거리(fd = 0 mm)에서 레이저 첨두 출력(Pp)을 1.0~2.5 kW까지 0.5 kW 단위로 변화시키고, 각 출력별로 펄스폭(Tp)을 2~12 ms까지 변화시키면서 진행하였다. 이때 초당 펄스 반복률은 20 pps, 그리고 용접속도(v)는 200 mm/min 으로 고정하였다. 그 결과 펄스폭 변화에 따른 각 레이저 출력별 비드폭(Wb), 용입깊이(Dp) 및 언더필(Fu)의 변화를 **Fig. 5.19**에 나타낸다.

용입깊이 및 비드폭은 출력조건에 상관없이 펄스폭이 증가할수록, 순차적으 로 증가하는 경향을 보였다. 특히 레이저 출력이 높을수록 펄스폭 증가에 따른 용입깊이의 증가율이 높았다.

한편 순간적으로 높은 첨두 출력이 재료에 조사되며 에너지의 공급이 단속적 인 펄스 레이저 용접의 특성상, 그리고 비중은 낮고 표면장력 및 점성이 떨어 지는 마그네슘 소재의 특성상, 마그네슘 합금의 펄스 레이저 용접시에는 필연 적이라고도 할 만큼 비드의 함몰, 즉 언더필(underfill)을 동반하였다.

Fig. 5.19의 (c)에 나타낸 것처럼 언더필은 레이저 첨두 출력 및 펄스폭이 증 가할수록 증가하는 경향이 있었으며, 레이저 출력이 높을수록 언더필이 크고 펄스폭에 따른 변화도 저출력일 때에 비해 현저하였다. 이것은 레이저 출력 증





가에 따른 파워밀도의 증가 때문으로, 출력이 높을수록 보다 급격한 마그네슘 의 증발을 유발하고, 더불어 펄스폭 증가는 표면에서의 용융역 증가를 동반하 기 때문이다.

Fig. 5.20은 각 레이저 출력별 펄스폭 변화에 따른 대표적인 비드표면 및 단 면사진을 나타낸 것이다. 첨두 출력이 1.0~1.5 kW의 범위에서는 펄스폭이 증가 할수록 비드표면이 미려해지는 모습을 확인할 수 있으나, 1.5 kW에서는 8 ms 이상의 조건에서부터 언더필이 두드러졌다. 한편 첨두 출력 2.0~2.5 kW의 조건에서는 펄스폭에 상관없이 비드가 거칠고 험핑비드와 다량의 스패터가 발생하였다. 이것은 출력이 보다 높은 2.5 kW에서 더욱 두드러졌다. 또한 출력이 높을 수록 펄스폭에 따른 용잎깊이의 변화가 현저한 것을 단면형상의 변화를 통해서 도 확인할 수 있다. 더불어 첨두 출력 2.5 kW, 펄스폭 8 ms의 조건에서는 부분 적으로 관통용접이 수행되기도 하였다.

따라서 펄스 레이저를 사용한 마그네슘 합금의 용접에서는 첨두 출력을 최대 한 낮추어야하며, 충분한 용접부 강도를 확보하기 위해서는 펄스폭을 길게 가 져갈 필요가 있다고 사료된다.





Fig. 5.19 Variation of penetration characteristics with peak power and pulse width





Fig. 5.20 Variation of bead appearance and weld morphology with peak power and pulse width



$f_{\rm d} = 0$ mm, 20 pps, $v = 200$ mm/min					
Shielding	gas: Ar(25 <i>l</i> /min)				
$\frac{\tau_{\rm p}({\rm ms})}{\rm Photo}$	2	4	6	8	
Bead appearance				Lammi	
Cross section					

(c) 2.0 kW



Fig. 5.20 To be continued


(2) PPS 변화에 따른 용접성 변화

앞선 레이저 첨두 출력 및 펄스폭 변화에 따른 용접성 검토 결과, 마그네슘 합금의 펄스 용접에서는 첨두 출력이 주요한 매개변수임을 확인할 수 있었다. 출력이 높을수록 험핑비드나 깊은 언더필이 발생하는 경향이 있으므로, 저출력 에서 충분한 용입을 얻을 수 있는 조건이 적절하다고 사료된다.

본 연구에서는 건전한 비드를 나타내면서 용접부의 안정적인 강도를 확보하 기 위한 적정 용입깊이를 1.3 mm이상으로 선정하였으며, 언더필이 다소 존재하 긴 하나 충분한 용입을 확보하고 있는 첨두 출력 1.0 kW, 펄스폭 12 ms를 적정 조건으로 판단하였다.

한편 펄스 용접에서는 pps, 즉 초당 펄스 반복률이 또한 중요한 변수가 되므 로, 본 연구에서는 앞선 실험에서 얻어진 적정 조건을 기준으로 pps를 5~25까 지 5 pps 간격으로 조사하였다. 그 결과 pps 변화에 따른 용입깊이, 비드폭 및 언더필의 변화를 Fig. 5.21에 나타낸다.

실험결과를 살펴보면, pps 변화에 따른 용입깊이 및 비드폭의 변화가 다소 불규칙한 것을 확인할 수 있다. 또한 pps에 따른 언더필의 변화를 보면 pps가 증가할수록 언더필도 증가하는 경향이 있으나, 5 pps의 조건에서는 언더필이 발 생하지 않았다. 이것은 비드외관 및 단면형상을 나타낸 Fig. 5.22에서 재차 확인 할 수 있다.

우선 5 pps의 경우, 언더필이 발생하지 않은 원인은 너무 낮은 pps로 소재로 의 입열이 매우 단속적인 형태가 되어 용융금속의 급격한 증발을 초래함과 동 시에 pps가 낮은 만큼 급속응고되기 때문으로 사료된다. 즉 용융금속이 외부로 배출됨과 동시에 응고가 완료되어, 그 결과 단면사진에서 보는 것처럼 용융부 가 외부로 크게 들어올려져 있고, 그 안에 금속증기가 외부로 배출되지 못한 체 기공을 형성한 것을 확인할 수 있다.

10~15 pps의 구간은 용입깊이가 다소 감소하는 모습을 보이고 있는데, 일반 적으로 pps가 증가하면 소재로의 입열이 증가하기 때문에 용입깊이는 증가하는 것이 보통이다. 이와 같은 현상이 발생하는 원인으로는 10~15 pps 구간에서는



용접시 발생하는 각종 금속증기 및 플라즈마와 레이저 빔과의 상호관계가 불안 한 경계조건이기 때문으로 사료된다. 따라서 이 경계를 넘어선 20 pps의 조건에 서 급격히 용입깊이가 깊어지는 것으로 판단된다.

한편 25 pps의 조건에서는 가장 많은 입열이 소재로 유입됨에도 불구하고 용 입깊이가 감소하는 모습을 보이고 있는데, 이것은 pps가 증가한 만큼 다량의 금속 플라즈마 또는 퓸(fume)이 발생하여 레이저 빔의 조사를 산란시킴으로써, 그 결과 소재로의 직접적인 입열은 감소하였기 때문으로 사료된다.

또한 pps 증가에 따른 언더필의 증가는 용접시 초기 펄스에 의해 용융한 용 융부위를 재차 조사되는 펄스들이 용융금속을 증발시킴으로써 발생하는 현상으 로, 용융금속의 증발과 동시에 새로운 기지가 드러나면, 이 부위에 다시 펄스가 조사됨으로써 용융 및 증발 현상이 반복되기 때문으로 사료된다. 따라서 적정 pps 범위를 넘어서면, 용입깊이는 깊은 반면 언더필도 같이 증가하여 실질적인 접합부는 크지 않게 되므로 pps 선정이 또한 중요한 변수였다.







Fig. 5.21 Variation of penetration characteristics with pps





Fig. 5.22 Variation of bead appearance and weld morphology with pps



(3) 용접속도 및 중첩률 변화에 따른 용접성 변화

Fig. 5.23은 용접속도에 따른 용입깊이, 비드폭 및 언더필의 변화를 정리하여 도시한 것이다. 실험은 앞선 실험에서 우수한 용접성을 보였던 레이저 첨두 출 력 1.0 kW, 펄스폭 12 ms, 그리고 20 pps의 조건에서 용접속도만의 영향만을 검 토하였다. 더불어 용접속도에 따른 비드의 중첩률(overlapping rate)도 같이 고려 하여, 그래프내에 기입하였다.

펄스 레이저 용접에서는 단일 펄스의 스폿 하나하나가 이어져서 연속된 비드 를 형성하기 때문에 pps와 용접속도는 비드의 중첩률을 결정하는 매우 중요한 인자이다. 중첩률의 계산식은 Eq. 5.1과 같다⁽¹²⁵⁾.

$$R_o = \left(1 - \frac{v}{d \times R_p \times 60}\right) \times 100\,(\%)$$
Eq. 5.1
 R_o : 이론 중첩률 (%)
 v : 용접속도 (mm/min)
 d : 스폿사이즈 (mm)
 R_p : 펄스반복율 (Hz)

스폿 사이즈는 상기 실험조건에서 사용한 용접조건에서 단 펄스로 5회 조사 하여 얻어진 평균값 1 mm를 적용하였다. 예로 20 pps에서 용접속도 200 mm/min 을 대입하면 83 %의 이론 중첩률이 구해진다.

실험결과를 살펴보면, 용접속도가 증가할수록 용입깊이는 전반적으로 감소하는 경향을 보이고 있으나, 용접속도 100 mm/min의 조건에서는 용접속도 200~ 300 mm/min의 조건보다 낮은 용입깊이를 나타내었다. 이것은 Fig. 5.24의 비드 및 단면사진에서 확인할 수 있는 것처럼, 상부비드의 급격한 함몰과 연관지어 생각할 수 있다. 즉 용접속도가 느린 만큼 입열량이 크고 더불어 중첩률이 증 가하게 되는데 타 재료에 비해 비중, 표면장력 및 점성 등의 물성이 용접의 관





점에서는 열악한 마그네슘의 특성상 급격한 증발을 일으키게 되고, 이때 동반 되는 금속증기 및 플라즈마가 레이저 빔의 광로를 차단하여 실질적으로 소재내 로 유입되는 입열은 감소하였기 때문이다. 더불어 마그네슘의 표면은 MgO의 산화막으로 덥혀있는데^(48,111), MgO의 융점이 약 2,800℃인데 반해 마그네슘의 융점은 650℃, 비점은 1,107℃로 용접시 표면의 용융은 마그네슘의 급격한 증발 을 의미한다. 이로 인해 비드표면에서의 용융액 거동이 불안정해지므로 비드폭 의 변화에도 특별한 경향은 보이지 않는 것으로 사료된다.

따라서 너무 높은 중첩률은, 앞서 설명한 pps의 영향과 마찬가지로 용융 마 그네슘의 거동을 보다 불안하게 만들고 다량의 금속증발을 동반하여, 결과적으 로 언더필도 커지게 되는 것으로 판단된다. 이 현상은 용접속도가 200 mm/min 을 초과하면 현저하게 감소하나, 용접속도가 너무 빨라지면 500 mm/min의 단면 사진에서처럼 급속응고로 인해 용접부내 기공이 잔존하기도 하였다.







Fig. 5.23 Variation of penetration characteristics with welding speed





Fig. 5.24 Variation of bead appearance and weld morphology with welding speed



본 연구에서 첨두 출력 1.0 kW, 펄스폭 12 ms, 20 pps 조건에서의 적정 용접속 도는 200~300 mm/min으로 판단되며, 각 속도별 중첩률은 83 % 및 75 %이었다. 따라서 75 % 이상의 중첩률이 권장되며, 중첩률을 83 %로 고정하고 펄스폭 및 용접속도의 영향을 비교·검토하였다.

이를 위해 pps를 5~25까지 변화시키면서, 중첩률을 고정하기 위해 용접속도 도 같이 변화시켰다. Fig. 5.25는 중첩률을 고정한 상태에서 pps 및 용접속도 변 화에 따른 용접성 변화를 도시한 것이고, Fig. 5.26은 각 조건별 비드외관 및 단 면사진을 정리하여 나타낸 것이다. 그래프의 x축은 기본적으로 pps의 변화를 나타내나, 각 pps의 조건에서 사용한 용접속도도 같이 기입하였다. 중첩률을 고 정하기 위해 pps가 증가함에 따라 용접속도도 같이 증가하는 것을 확인할 수 있다.

각 조건별 용입깊이 및 비드폭의 변화를 나타낸 Fig. 5.25의 (a)를 보면, pps 및 용접속도가 증가함에 따라 용입깊이와 비드폭이 순차적으로 증가하는 경향 을 확인할 수 있다. 동일한 중첩률임에도 불구하고 용접성에 큰 차이가 나타나 는 것을 볼 때, 중첩률을 결정하는 pps 및 용접속도가 마그네슘 합금의 용접에 서 주요 변수라는 것을 확인할 수 있다.

5~10 pps의 조건처럼 pps가 낮은 조건에서는 느린 용접속도로 인해 다량의 용융금속 증발을 동반하게 되고, 이로 인해 소재로 유입되는 레이저 조사 에너 지가 감소하여, 결과적으로 용입깊이는 감소하는 것으로 사료된다. 더불어 낮은 pps로 인해 에너지의 공급이 단속적이므로 용융금속을 외부로 밀쳐내어 Fig. 5.25(b)에서처럼 언더필이 타 조건에 비해 큰 것으로 판단된다. 이와 같은 현상 은 10 pps, 즉 용접속도 100 mm/min의 조건까지 발생하였으며, 이것은 앞선 용 접속도 변화에 따른 경향과 유사하였다.

15~20 pps의 조건에서 가장 우수한 용접결과가 얻어졌으며, 깊은 용입과 낮 은 언더필을 가지는 건전한 용접부를 확보할 수 있었다. 한편 25 pps의 조건에 서는 용입깊이는 증가하나, pps증가로 인해 언더필이 다소 증가하였다. 더불어 너무 빠른 용접속도에 기인한 급속응고로 용접부내 기공이 잔존하기도 하였다.



- 163 -

따라서 마그네슘 합금의 펄스 용접에서 건전한 용접부를 확보하기 위해서는 첨두 출력 외에도 용접속도가 용입깊이와 용접부내 기공과 같은 용접결함을 결 정하는 주 변수였으며, pps의 경우 비드형상이나 언더필과 같은 외적인 결함과 연관되어 있다고 판단된다.



Fig. 5.25 Variation of penetration characteristics with pps and welding speed ($R_0 = 83\%$)



- 164 -



Fig. 5.26 Variation of bead appearance and weld morphology with pps and welding speed ($R_0 = 83\%$)



(4) 파형가변을 적용한 마그네슘 합금의 용접

펄스 레이저를 이용한 사형주조 마그네슘 합금의 맞대기 용접에서는 레이저 첨두 출력 1.0 kW, 펄스폭 12 ms, 용접속도 200 mm/min, 20 pps의 조건에서 1.5 mm의 최대 용입과 0.1 mm 근방의 낮은 언더필을 가지는 건전한 용접의 수행 이 가능하였다. 그러나 단순 구형파를 적용한 용접에서는 기공 및 균열과 같은 용접결함의 발생 가능성이 항시 존재하고, 더불어 마그네슘 산화막과 기지의 융점 및 비점 차가 크기 때문에 용접성이 일관되지 못한 단점이 있었다.

따라서 본 연구에서는 앞선 4장에서 그 가능성을 검토하였던 파형가변을 통 해 이와 같은 문제점을 해결하고자 하였다.

실험에 적용한 파형은 Fig. 5.27에 나타낸 것처럼 4가지로, 비교를 위해 단순 구형파를 사용한 경우를 No. 1로 하여 같이 제시하였다. 가변파형은 첨두출력 을 단계적으로 높였다가 떨어뜨리는 형상을 가지고 있으며, 구형파와의 비교를 위해 펄스폭을 12 ms로 동일시하였다.

가변파형은 각 단계별로 다음과 같은 기능을 수행하고 있다고 생각된다. 우 선 첨두 출력 전의 파형은 예열의 효과를, 첨두 출력은 용입깊이의 결정을, 그 리고 첨두 출력 후에 따라오는 파형은 급속응고를 방지하는 기능이다.

각 가변과형을 적용한 경우의 용입깊이 및 비드폭, 그리고 언더필의 변화를 Fig. 5.28에 나타낸다. 우선 용입깊이의 변화를 통해 가변과형의 첨두 출력이 용 입깊이에 큰 영향을 미친다는 것을 확인할 수 있다. 특히 펄스가변을 수행하여 서 구형파와 유사한 용입깊이를 얻기 위해서는, 구형파보다 높은 첨두 출력이 요구되었는데, 이것은 두 파형의 펄스폭을 동일시할시 가변파형에서는 첨두 출 력의 조사 펄스폭이 좁아지기 때문이다. 이로 인해 1번 파형과 같이 첨두 출력 이 과도한 경우에는, Fig. 5.27의 비드 및 단면사진에 확인할 수 있는 것처럼 험 핑비드가 발생하며 용접부내 기공이 관찰되기도 하였다. 또한 높은 첨두 출력 으로 인해 언더필이 커지는 경향이 있었다. 언더필은 첨두 출력에서 강하폭이 클수록 커지는 경향이 있었는데, 동일한 첨두 출력을 가지고 있는 3번과 4번 파형을 비교해 보면 강하폭이 큰 3번 파형이 더 큰 언더필을 나타냄을 알 수



있다. 이것은 앞선 4장의 겹치기 파형가변처럼 단일 펄스 용접이 아니라, 각 파 형의 중첩으로 연속비드를 만들면서 발생하는 현상으로 사료된다. 즉 강하폭이 클수록 다음 파형과의 연결이 보다 단속적이 되면서, 다량의 용융금속 증발을 동반하게 되는 것이다. 따라서 강화폭을 적절히 조절할 필요가 있으며, 어떤 조 건에서도 단순 구형파에 비해서는 단속적인 형상이 되므로 구형파보다 깊은 언 더필을 형성하게 되는 것이다.

따라서 가변파형의 적용은 기공 및 균열과 같은 용접부내 결함제어에는 유리 한 이점이 있으나, 언더필을 항시 동반하므로 용접부의 형상적인 측면에서는 제한적이었다. 그러나 용접부의 강도가 크게 요구되지 않는 제품에서는 보다 안정적인 용입특성을 나타낼 것으로 기대된다.







Fig. 5.27 Variation of bead appearance and weld morphology according to pulse shape





Fig. 5.28 Variation of penetration characteristics according to pulse shape



5.3.2 CW 파이버 레이저를 이용한 마그네슘 합금의 용접특성

(1) 비초점거리에 따른 용입특성

펄스 레이저를 이용한 마그네슘 주조재(MRI202S)와 압연재(AZ31B)의 겹치기 용접에서는 낮은 레이저 평균출력으로 인해 안정적으로 충분한 용입깊이를 얻 는데 한계가 있다. 더불어 용입깊이를 확보하기 위해 첨두출력을 상승시키면 Fig. 5.29의 단면사진에서 확인할 수 있는 것처럼 언더필의 증가, 기공 및 균열 과 같은 용접결함이 필연적으로 발생하게 된다.

따라서 겹치기 용접에서는 펄스 레이저의 적용이 적절치 못하다고 판단되므 로, CW 파이버 레이저를 적용하여 MRI202S와 AZ31B의 겹치기 용접성을 검토 하였다.

우선적으로 파이버 레이저를 사용하여 비초점거리(fd) 변화에 따른 용입특성 을 조사하였으며, 그 결과를 **Fig. 5.30**에 나타낸다. 실험은 플러스(+)와 마이너스 (-)의 비초점 방향으로 각각 10 mm의 거리를 2 mm간격으로 조사하였다.

비초점거리에 따라 용입깊이는 초점을 중심으로 -4 mm에서 +2 mm까지 키홀 용접 현상을 보였으며, -6 mm 및 +4 mm에서 열전도형 용접으로 이행하였다. 일 반적으로 키홀용접은 어스펙트 비(aspect ratio), 다시 말해 비드폭 대비 용입깊 이의 비가 1.2 이상일 때 수행된다⁽⁵⁷⁾.

이것은 Fig. 5.30(b)의 단면사진에서 확연히 관찰되며, 집광 광학계가 가지는 전형적인 특성으로써 비초점거리에 따른 파워밀도 변화가 주된 원인이다. 더불 어 레이저 용접에서 나타나는 비드천이현상은 fd=-4~0mm 사이에서 관찰되었다.

또한 단면조직사진에서 알 수 있는 것처럼, 연속 레이저의 적용시에는 펄스 레이저를 이용한 겹치기 용접에서 발생하였던 기공 및 균열과 같은 용접결함이 없는 건전한 용접부가 전반적으로 얻어졌다. 일부 작은 미세기공이 용접부내에 서 관찰되는 경우도 있으나, 용접부 강도에 미치는 영향은 미미할 것으로 사료 된다.

그러나 Fig. 5.31에 나타낸 것처럼, 초점 근방에서는 비드외관에서 스패터의



흔적이 관찰되었다. 이것은 용접시 비점이 낮은 마그네슘 기지가 빔의 오실레 이션 주기와 일치할 때 폭발적으로 증발함으로써 용융금속을 비드 외부로 밀쳐 냈기 때문이다. 다시 말해 키홀용접에서는 키홀의 개폐를 반복하며 용접을 진 행하게 되는데, 키홀이 열렸을 때 증기압이 높은 마그네슘의 급격한 증발로 인 해 선택적으로 용융금속을 외부로 밀쳐냄으로써 발생하는 현상으로 사료된다. 더불어 파이버 레이저의 높은 파워밀도가 이 현상에 지대한 영향을 미쳐, 키홀 용접이 수행되는 구간에서는 스패터의 발생을 피할 수 없었다.

따라서 열전도형 용접으로의 이행이 요구되며, 본 연구에서는 적정한 용입깊 이가 얻어지면서 안정적인 비드외관을 보였던 +4 mm를 적정 비초점거리로 선 정하였다. 펄스 레이저의 겹치기 용접 결과와 비교하여 CW 파이버 레이저에서 는 우수한 용접결과가 얻어졌으며, 연속적인 에너지의 공급이 매우 중요한 인 자라는 것을 확인할 수 있었다.





Fig. 5.29 Typical weld defects during lap welding with pulsed Nd:YAG laser









(b) Bead appearance and weld morphology

Fig. 5.30 Variation of penetration characteristics with defocused distance





Fig. 5.31 Variation of bead appearance with defocused distance



(2) 레이저 출력 및 용접속도 변화에 따른 용접특성

비초점거리 실험에서 최적으로 판단된 +4 mm의 비초점거리에서 레이저 출력 (*P*)을 0.8 kW에서 1.4 kW까지 0.2 kW간격으로 조절하고, 각 출력별 용접속도(*v*) 를 1 m/min에서 7 m/min까지 1 mm/min 간격으로 변화시키면서 겹치기 용접을 실시하였다. 더불어 산화성이 높은 마그네슘의 특성을 고려하여 사이드 노즐을 사용하여 Ar가스로 용융부를 실드하였으며, 이때 사용한 Ar가스의 유량은 25 *l* /min이었다.

Fig. 5.32는 레이저 출력 및 용접속도에 따른 용입특성의 변화를 정리하여 나 타낸 것으로, 용입깊이는 Fig. 5.32의 (a)에서 나타낸 것처럼 모든 출력 범위에 서 용접속도가 증가함에 따라 감소하였다. 겹치기 용접은 하판인 주조재에 상 판인 압연재를 덧대어 용접하는 방식으로, 관통용접이 요구되지는 않으나 충분 한 강도를 확보하기 위해서는 적정한 용입깊이를 확보하여야 한다. 사용한 압 연재의 두께가 1.5 mm이므로, 본 연구에서는 적정 용입깊이를 2.5~3.0 mm로 설정하였다. 이 이상의 용입깊이가 얻어지는 조건에서는 과입열로 인해 험핑비 드나 기공과 같은 용접결함이 빈번히 발생하였다.

각 출력별로 적정 용입깊이가 얻어지는 용접속도 구간을 비교해보면, 레이저 출력 0.8 kW는 충분한 용입을 확보하는데 너무 낮은 레이저 출력으로 판단되 며, 1.0 kW는 용접속도 1 m/min, 1.2 kW는 2~3 mm/min, 그리고 1.4 kW를 적용 한 경우에는 3~5 mm/min으로 판단된다. 더불어 레이저 출력 1.4 kW, 용접속도 1 m/mn의 조건에서는 관통용접에 가까운 용입깊이가 얻어지기도 하였다.

Fig. 5.32의 (b)는 각 출력별 용접속도 변화에 따른 비드폭의 변화를 나타낸 것으로 용접속도가 증가할수록 입열량 감소에 따른 비드폭의 감소가 확인되었 다. 또한 레이저 출력이 높을수록, 그리고 용접속도가 느릴수록 비드폭의 변화 가 크며, 용접속도가 빠른 경우(4 m/min 이상)에는 상대적으로 비드폭의 변화가 완만하였다.

Fig. 5.32의 (c)는 레이저 출력 및 용접속도 변화에 따른 접합부폭의 변화를 도시한 것이다. 겹치기 용접에서는 접합부폭이 용접강도에 결정적인 영향을 미



- 174 -

치므로 용입깊이와 더불어 중요한 용접성 평가지수이다. 레이저 출력이 감소할 수록, 그리고 용접속도가 증가할수록 접합부폭은 순차적으로 감소하는 전형적 인 모습을 보였다. 또한 상대적으로 고출력인 1.2 kW 및 1.4 kW를 적용한 경우 에는, 동일한 용접속도에서 유사한 접합부폭이 얻어졌는데, 이것은 안정한 접합 부폭을 확보하는데 어느 수준 이상의 레이저 출력이 요구됨을 의미한다. 본 연 구에서는 적정 접합부폭을 1 mm 이상으로 선정하였고, 이를 안정적으로 구현할 수 있는 레이저 출력의 임계값은 1.2 kW로 판단하였다. 각 출력별로 안정적인 접합부폭이 얻어지는 구간은, 과입열로 인해 비드가 불안정한 경우를 제외하면 레이저 출력 1.2 kW를 적용한 경우에는 용접속도 2~3 m/min, 그리고 1.4 kW를 적용한 경우에는 3~4 m/min으로 판단된다.

이와 같은 사실은 각 조건별 대표적인 비드외관인 Fig. 5.33 및 단면조직사진 인 Fig. 5.34에서 재차 확인할 수 있다.







Fig. 5.32 Variation of penetration characteristics with laser power and welding speed





Fig. 5.33 Variation of bead appearance with laser power and welding speed





Fig. 5.34 Variation of weld morphology with laser power and welding speed



한편 용입깊이가 적정 범위를 넘는 조건에서는 Fig. 5.35에서 나타낸 것처럼, 비드의 험핑이 발생하거나 용접부내 기공 잔존, 그리고 비드의 불안정과 같은 용접결함이 지속적으로 관찰되었다. 이것은 과입열이 주된 원인으로, 표면장력 및 점성은 낮고 증기압은 높은 마그네슘의 특성과 어울려져 이와 같은 결함이 발생하는 것으로 사료된다.

더불어 깊은 용입깊이가 얻어진다는 것은 하판인 주조재의 용융역이 증가한 다는 것을 의미한다. 주조재는 압연재에 비해 상대적으로 치밀하지 못하므로 소재내에 잔존하고 있는 각종 가스의 함량이 높다. 따라서 용접시 하판에서 발 생한 각종 가스 버블이 급속응고시 용융부내 잔존하게 되면서 기공을 만들거 나, 용융금속을 폭발적으로 외부로 방출시켜 스패터를 발생시키고 그 과정중에 비드의 불안정을 동반하게 된다고 판단된다.

그 결과 Fig. 5.36에 나타낸 것처럼, 용접속도가 느린 조건에서는 비드표면에 서 스패터의 발생 흔적이 관찰된다. 스패터는 레이저 출력이 높을수록, 그리고 용접속도가 느릴수록 발생하는 개소가 증가하는 경향이 있었다.







Fig. 5.35 Typical weld defects of magnesium alloy in fiber laser welding



Fig. 5.36 Bead appearance showing spatter existence with welding conditions



(3) 필릿 용접시 레이저 조사 위치에 따른 용접특성

파이버 레이저를 이용한 이종 마그네슘 합금의 겹치기 용접에서 적정 용접조 건은 레이저 출력 1.2 kW를 적용한 경우에는 용접속도 2~3 m/min, 그리고 1.4 kW를 적용한 경우에는 3~4 m/min이었다.

한편 마그네슘 합금 실물에 레이저 적용을 고려하면, 하판이 되는 주물재의 품질 및 제품의 형상이 용접성에 크게 영향을 미치므로 적정 용접조건의 범위 가 매우 협소하며, 또한 적정조건이라 하더라도 항상 우수한 용접성을 보장하 기 어렵다. 따라서 본 연구에서는 겹치기 용접에서 얻어진 적정조건을 바탕으 로 필릿 용접으로의 적용을 검토해보았다.

필릿 용접은 실험방법의 Fig. 5.12의 모식도에 나타낸 것처럼, 주조재와 압연 재의 경계부에서(d=0 mm) 겹침부쪽으로 레이저 조사위치를 0.25 mm간격으로 1 mm까지 변화시키면서 진행하였다. 더불어 필릿 용접은 열전도 방향이 겹치기 이음에 비해 한정적이기 때문에 겹치기 용접에서 적정 용접조건인 1.2 kW, 2 m/min의 조건을 적용할 시 관통용접에 가까운 용입이 얻어졌고, 이 조건은 과 입열로 판단되므로 최종적으로는 레이저 출력은 1.2 kW, 용접속도는 3 m/min을 적용하였다. 이때 광학계의 비초점거리와 실드 분위기는 겹치기 용접과 동일시 하였다.

그 결과 대표적인 비드외관 및 단면조직 사진을 Fig. 5.37에 나타낸다. 경계부 로부터의 거리가 0.75 mm 이상에서는 필릿 용접에서 겹치기 용접으로 이행하는 단계로 판단되며 타 조건에 비해 깊은 용입이 얻어지고 있으나, 용접시 상판인 압연재가 녹아 흘러내려 하판인 주조재에 충분히 용착하지 못함으로써 겹침부 에 공극이 발생한 모습을 확인할 수 있다. 이것은 기계적 하중이 작용하는 환 경하에서 응력집중의 개소가 되며, 제품의 내구성을 떨어뜨리므로 안정적인 필 릿 용접의 영역으로 보기에는 무리가 있는 조건이다.

경계부로부터 0.5 mm이내에서는 안정적인 필릿 용접이 수행되는 것으로 판단 되는데, 필러메탈을 사용하지 않는 자생 용접이므로 단면사진에서 볼 수 있는 것처럼 상판인 압연재가 녹아 흘러내리면서 중력의 영향으로 다소 쳐지는 경향



- 181 -

이 있다. 더불어 하판인 주물재의 용융량이 한정적이고 용접시 발생 가능한 각 종 가스들이 직접 외부로 방출되기 때문에 겹치기 용접에 비해 험핑비드나 스 패터의 발생 같은 용접결함으로부터 보다 자유로운 건전한 용접의 수행이 가능 하였다.

한편 일반적인 아크 필릿 용접에서는 각장의 길이가 용접부 강도에 가장 큰 영향을 미치는데, 필릿 용접의 최소 각장 길이는 다음 식으로 구해진다⁽¹²⁶⁻¹²⁷⁾.

S=1.3√t······Eq. 5.2 S: 각장, t: 판 두께

반면에 레이저를 이용한 필릿 용접에서는 아크 용접에서 각장의 개념이 접합 부폭과 대응한다고 사료된다. 본 연구에서 사용한 압연재와 주조재의 두께가 서로 다르고 필러메탈을 사용하지 않는다는 점을 고려하여 볼 때, 두께가 얇은 압연재를 기준으로 하여 각장을 구하고, 그 이상의 접합부폭이 얻어지는 조건 이면 건전한 용접부로 판단하였다. 압연재의 경우 계산식 *S*=1.3√1.5에 의해 최소 각장 길이는 1.59 mm이다.

Fig. 5.38는 필릿 용접의 영역으로 판단되는 *d*=0~0.5 mm 조건에서의 용입깊 이, 접합부폭 및 비드폭의 변화를 도시한 것으로, *d*=0~0.25의 조건에서는 접 합부폭이 1.7 mm를 넘는 우수한 용접이 가능하였다. 또한 타 조건에 비해 *d*= 0.5 mm의 조건에서는 용입깊이 및 접합부폭이 감소한 것을 확인할 수 있다. 이 것은 레이저 조사시 상판인 압연재의 윗부분이 용융되면서 하판인 주조재로 흘 러내리는데 걸리는 시간이 타 조건(*d*=0~0.25)에 비해 길기 때문으로, 그 과정 중 레이저 빔의 간섭을 일으키기 때문으로 사료된다. 그 결과 Fig. 5.37의 *d*= 0.5 mm 단면사진에서 보는 것처럼 용입은 얕은 반면 볼록한 비드를 가지게 되 는 것으로 판단된다. 더불어 *d*=0.5 mm 이상인 조건에서는 경계부로부터 거리 가 더욱 멀기 때문에, 용접시 융액이 하판으로 흘러내리기 보단 고여 있는 형



상이 되므로 하판인 주조재 쪽으로의 열전도가 용이하게 일어나 겹치기 용접과 유사한 결과가 얻어진다고 판단된다.

한편 접합부폭 외에 목두께(T_i)가 용접강도에 또한 영향을 미칠 수 있는데, 목두께는 d가 증가할수록 증가하는 양상을 보였다. 그러나 단면사진에서 확인 할 수 있는 것처럼, d=0.5 mm인 조건에서는 주조재와의 접합영역이 너무 한정 적이기 때문에 충분한 강도는 기대하기 어렵다. 따라서 필릿 용접에서 경계부 로부터의 적정 거리 d는 0~0.25 mm로 판단되며, 이것은 실물 적용시 어느 정 도의 오차가 발생하여도 건전한 용접이 가능하다는 것을 의미하므로, 겹치기 용접 보다 유동성 있는 용접이 가능할 것으로 기대된다.







Fig. 5.37 Variation of bead appearance and weld morphology with d(distance from boundary)



Fig. 5.38 Variation of penetration characteristics with *d* (distance from boundary)



5.3.3. CMT를 이용한 마그네슘 합금의 용접특성

(1) 용접와이어의 간격에 따른 용접특성

앞서는 사형주조 및 이종 마그네슘 합금의 레이저 용접성을 펄스 Nd:YAG 및 CW fiber 레이저를 사용하여 검토하였다. 한편 마그네슘 합금과 같이 비중 및 비점이 낮은 재료의 용접에서는 저입열인 레이저 열원의 적용이 적합하다고 판단되나, 현장에서는 여전히 아크 열원이 주류를 이루고 있다. 따라서 본 항에 서는 현장에서의 작업을 고려하여 아크열원 중 저입열인 CMT를 사용하여 그 용접성을 조사하였다. 용접은 주조재의 위에 압연재를 겹치고, 그 경계부를 용 접하는 필릿 형식으로 진행하였으며, 용접와이어로는 직경 1.2 mm의 AZ61A를 사용하였다. 이때 용접부를 보호하기 위해서는 Ar+30%He의 혼합가스를 사용하 여 15ℓ/min의 유량으로 용접부를 실드하였다.

아크 용접은 레이저 용접에 비해 용접변수가 제한적인데, 주된 변수로는 용 접전류와 용접전압이 있다. 그중 가장 중요한 변수는 용접전류로, 이것은 용접 와이어의 녹는 양을 결정하며, 용접전압은 아크길이에 영향을 미친다.

본 연구에서는 우선적으로 필릿 용접의 모식도(Fig. 5.14)에서 나타낸 필릿 루 트부와 용접와이어의 적정 간격인 /을 정하기 위해, 간격을 0~2 mm까지 1 mm 간격으로 변화시키면서 실험을 실시하였다. 이때 모재와 용접토치와의 각도는 15°, 용접토치의 전진각은 10°로 고정하였다.

실험결과, 용접조건에 따른 비드폭(Wb), 각장(L), 덧살높이(Hc) 및 용입깊이 (Dp)의 변화를 Fig. 5.39에 나타낸다. 그래프에서 알 수 있는 것처럼 필릿 루트 부와 용접와이어의 간격이 0~1 mm의 조건은 2 mm에 비해 용입깊이가 매우 얕고, 또한 아크 용접성 평가에서 가장 중요시 되는 각장도 매우 협소함을 알 수 있다. 한편 필릿 용접이기는 하나 상판이 되는 압연재의 두께가 얇기 때문 에 용접시 용융금속이 상판의 윗부분을 타고 올라가 응고가 되면서 덧살을 만 들게 되므로, 이를 같이 평가하였다. 간격 0~1 mm의 조건이 2 mm에 비해 상 대적으로 비드폭이 좁고 덧살높이가 높은 것을 알 수 있는데, 이것은 비드폭이



접은 만큼 덧살이 생성되었기 때문이다. 용접부 강도에 덧살이 미치는 영향은 미미하므로, 덧살높이를 최소화하고 각장과 용입깊이를 충분히 확보하기 위해 서, 본 연구에서는 필릿 루트부와 용접와이어의 간격을 2 mm로 설정하였다. 이 와 같은 사실은 Fig. 5.40의 단면조직사진에서도 재차 확인할 수 있는데, 0~1 mm의 조건에서는 과도한 덧살의 형성으로 인해 용접부 형상이 미려하지 못하 고, 실질적으로 중요한 각장이나 용입깊이는 매우 낮다는 것을 확인할 수 있다.







Fig. 5.40 Variation of bead appearance and weld morphology with *l*(distance from fillet root)



(2) 용접전류 및 전압 변화에 따른 용접특성

필릿 루트부와 용접와이어의 간극 실험에서 최적으로 판단된 2 mm의 거리에 서 용접전류를 120~160 A까지 10 A 단위로 변화시키면서 실험을 실시하였다. 용접전류와 전압은 별개로 생각할 수 없기 때문에, 본 용접기에서도 주 변수인 용접전류를 변화시키면 용접전압과 와이어 송급속도가 같이 조정되는 시스템으 로 구성되어 있다. 따라서 각 조건별 세부적인 용접조건을 **Table 5.6**에 정리하 여 나타낸다.

한편 아크 열원을 사용한 필릿 용접에서 용접부 강도에 가장 큰 영향을 미치 는 최소 각장길이는 다음 식에 의해 구해진다⁽¹²⁻¹³⁾.

S = 1.3√t·····Eq. 5.2 S: 각장, t: 판 두께

이 식에 의하면 압연재의 경우 *S*=1.3√1.5로 각장의 최소 길이는 1.59 mm, 주조재는 *S*=1.3√4로 최소 각장 길이는 2.6 mm이다.

실험결과 용접전류 변화에 따른 용접성을 Fig. 5.41에, 그리고 대표적인 비드 외관 및 단면조직사진을 Fig. 5.42에 각각 나타낸다. 우선 Fig. 5.42의 단면사진 을 보면 전체적으로 용접 와이어의 용융부와 하판인 주조재와의 용융역이 매우 협소한 것을 알 수 있다. 이것은 용접 와이어인 AZ61A와 주물재인 MRI202S의 조성적 차이에 기인한 것으로 사료되며, 더불어 압연재의 조성이 AZ31B인 것 으로부터 동일한 AZ계열간의 친화성이 우수해 용융된 와이어가 압연재 쪽으로 말려 올라가기 때문으로 사료된다. 또한 마그네슘 산화막인 MgO의 융점이 2,800℃로 상당히 높기 때문에 아크가 하판인 주물재의 산화막을 녹이는 시간 동안 용융된 와이어가 상판인 압연재쪽으로 밀려가는 것도, 이와 같은 용융부 형상을 만드는 원인으로 판단된다. 따라서 와이어와 주조재의 충분한 혼합을 위해서는 높은 용접전류가 요구된다.



본 연구에서는 각장에 비해 용입깊이가 얕은 용접부 형상을 고려하여 최소 각장의 기준을 두께가 두꺼운 주조재에 맞추었으며, 이 경우 각장의 최소 길이 는 2.6 mm이다. 따라서 이 이상의 각장 길이가 요구된다.

실험결과를 살펴보면 용접전류가 증가할수록 비드폭, 각장 및 용입깊이가 함 께 증가하는 경향이 있다. 150 A 이상에서 적정한 각장 길이를 가지는 것으로 사료되며, 용접 전류에 따른 덧살높이의 차는 크지 않았다. 이것은 증가된 용접 전류가 실질적으로 각장과 용입깊이의 증가에 영향을 미쳤다는 것을 의미한다.

본 연구에서는 각장 외에 용입깊이를 고려하여 비드폭이 넓기는 하나 가장 넓은 각장과 깊은 용입깊이를 가지는 160A를 최적의 용접전류로 선정하였다.

Fig. 5.43과 Fig.5.44는 용접전류를 160 A로 고정하고 용접전압을 변화시킨 경 우의 실험결과이다. 기준 전압은 14 V로, 기준 전압의 -30~+30 %까지의 영역을 조사하였다. 그 결과 용접전압에 따른 용접성의 변화는 두드러지지 않았으며, 비드폭, 각장, 덧살높이 및 용입깊이는 전압에 상관없이 모두 유사한 값을 나타 내었다. 따라서 CMT 용접에서 주 매개변수는 용접전류이며, 용접전압의 영향 은 미미하다는 것을 확인할 수 있었다.

Fable	5.6	Welding	conditions	with	current
-------	-----	---------	------------	------	---------

Conditions	$l = 2 \text{ mm}, v = 130 \text{ cm/min}$ Shielding gas: Ar+30%He(15 ℓ /min)		
Current(A)	Voltage(V)	Feeding rate(m/min)	
120	11.5	7.4	
130	12.0	10.1	
140	12.4	10.7	
150	13.2	12.1	
160	14.0	13.5	





Fig. 5.41 Variation of penetration characteristics with current



Fig. 5.42 Variation of bead appearance and weld morphology with current




Fig. 5.43 Variation of penetration characteristics with voltage



Fig. 5.44 Variation of bead appearance and weld morphology with voltage



(3) 용접속도 변화에 따른 용접특성

Fig. 5.45는 용접속도 변화에 따른 비드폭, 각장, 덧살높이 및 용입깊이의 변 화를 도시한 것이다. 실험은 100~250 cm/min의 범위를 30 cm/min의 간격으로 조사하였으며, 이때 용접전류는 160 A, 용접전압은 14 V였다.

용접속도가 증가할수록 비드폭이 감소하는 일반적인 모습을 보이고 있으며, 각장 또한 다소 감소하는 경향이 있었다. 그러나 어는 조건에서도 충분한 각장 을 확보하고 있으며, 용접속도 130 cm/min 이상의 속도에서는 각장에 큰 차이를 보이지 않았다. 더불어 용접속도 증가에 따라 덧살높이는 감소하는 반면 용입 깊이는 다소 증가하는 경향이 있었는데, 용접속도 190 cm/min을 기준으로 덧살 높이와 용입깊이가 역전되는 모습을 보였다.

이것은 Fig. 5.46의 용접속도에 따른 대표적인 비드외관 및 단면조직사진에서 도 재차 확인할 수 있는데, 용접속도가 빠를수록 보다 건전한 용접부가 얻어진 다고 판단된다. 다시 말해 용접부의 강도와 큰 상관관계가 없는 덧살높이는 최 소화하면서 깊은 용입을 얻기 위해서는 아크 전류 외에도 용접속도의 적절한 조절이 필요함을 알 수 있다.

용접속도가 100 cm/min의 조건에서처럼 보다 많은 입열량이 재료에 공급되었 음에도 불구하고 용입깊이가 낮은 것은, 와이어의 용융양이 증가하고 응고속도 가 더딘 만큼, 실질적으로는 와이어와 동질 계열인 AZ31B 압연재 쪽으로 용융 금속이 끌려가며 열전도가 주조재보단 압연재쪽으로 일어나기 때문으로 사료된 다. 따라서 각장은 넓고 용입깊이는 얕으며, 덧살높이는 높은 용접부가 만들어 지는 것이다. 반면에 용접속도가 빨라지면, 상대적으로 입열량 감소와 더불어 와이어의 용융양이 감소하기 때문에, 압연재쪽으로 끌려가는 용융금속량이 감 소하고 보다 급속응고하여 압연재 외에 주조재쪽으로도 열전도가 활발히 일어 나기 때문으로 사료된다. 그러나 용접속도가 너무 빠르면 용융 와이어가 압연 재와의 필릿 루트부를 채우지 못하는 경우가 생길 수도 있다. 그 예로 Fig. 5.46 의 용접속도 250 cm/min의 단면사진에서처럼 공극이 생기거나 너무 빠른 용접 속도로 인해 비드의 형상이 일그러지는 모습도 관찰되었다.



- 192 -



Fig. 5.45 Variation of penetration characteristics with welding speed



Fig. 5.46 Variation of bead appearance and weld morphology with welding speed



5.3.4. 마그네슘 합금 용접부의 기계적 특성

(1) 용접부의 인장특성

용접부의 기계적 특성을 평가하기 위해서는 인장시험 및 경도시험을 실시하 였으며, 이를 위해 각 열원 및 이음형상에 따른 용접실험에서 적정 조건으로 인장시험편을 제작하였다.

Fig. 5.47은 사형주조재와 압연재 모재의 인장시험 결과이다. 사형주조 모재는 KS D 6016 마그네슘 합금 주물에서 규정하고 있는 KS B 0801 4호의 환봉 시 험편으로, 그리고 압연재는 KS B 0801 5호의 판형 시험편으로 제작하였다. 압 연재인 AZ31B의 경우, 287 MPa의 인장강도 및 17.5 %의 연신율을, 그리고 사형 주조재인 MRI202S는 171 MPa의 인장강도와 4.1 %의 연신율을 각각 나타내었다.

실험결과를 보면 압연재가 사형주조재에 비해 훨씬 우수한 기계적 특성을 보 이고 있으며, 이것은 압연재의 가공경화 효과가 기계적 성질의 개선에 큰 영향 을 미쳤기 때문으로 사료된다. 그러나 압연재로 프레스 성형을 하여 만들 수 있는 제품에는 한계가 있을 수밖에 없기 때문에, 형상과 크기 면에서 자유로운 사형주조재와 압연재의 용접을 성공적으로 수행할 수 있다면, 마그네슘 합금의 적용분야를 보다 확대할 수 있을 것으로 기대된다.

Table 5.7은 열원 및 이음 형상별로 인장시험편을 제작하는데 적용된 용접조 건을 정리하여 나타낸 것이다. 더불어 본 연구에서는 완전용입이 아닌 부분용 입을 목표로 하고 있고, 이음부 형상도 인장과 전단이 같이 걸리는 겹치기 이 음이 많기 때문에, 하중값으로만 비교를 수행하였다. 인장시험결과, 각 조건별 접합강도를 Fig. 5.48에 도시한다.

한편 본 연구의 주 목적이 사형주물의 밀봉이므로 비교 모재는 사형주조재인 MRI202S이다. 그러나 사형주조 모재의 하중값은 환봉형상에서 얻어진 것이므 로, 이를 용접 시험편의 판형 면적으로 변환하여야만 용접부와의 비교가 가능 하다. 환봉의 지름이 14 mm이므로, 하중을 받는 면적은 153 mm²이다. 또한 주 조재와 압연재의 두께가 서로 다르고 접합부위가 매우 한정적이기 때문에, 상



판인 압연재의 두께 1.5 mm를 기준으로 판형 시험편의 면적을 구하면 37.5 mm² 이 된다. 여기서 원형 시험편의 하중값은 단면적 153 mm², 인장강도 171 MPa인 것으로부터 26.2 kN이 된다. 이를 판형 시험편 면적인 37.5 mm²에 대입하면 약 6.4 kN의 하중값을 구할 수 있다. 이 값을 모재의 비교 하중값으로 선정하였으 며, 그래프내에 같이 기입하였다.

실험결과를 살펴보면 우선 No. 1 조건인 펄스 레이저를 이용한 사형주조재의 맞대기 용접부는 4.6 kN의 하중값을 나타내었으며, 이것은 부분용입에서 얻어진 물성치이긴 하지만 인장강도로 환산이 가능하다. 다시 말해 펄스 레이저를 적 용한 맞대기 용접부에서는 언더필이 항시 존재하므로, 실제 접합깊이는 용입깊 이에서 언더필을 차감한 거리가 된다. 인장시험편을 만드는데 사용된 조건에서 평균 용입깊이는 1.4 mm, 그리고 언더필은 0.19 mm였으므로, 접합깊이는 1.21 mm이다. 여기에 인장시험편의 폭 방향 길이인 25 mm를 곱하면 30.25 mm²의 접 합면적을 구할 수 있다. 용접부의 평균 하중이 4.6 kN이므로, 인장강도는 153 MPa이 된다. 모재의 인장강도가 171 MPa이므로, 펄스 레이저로 용접한 사형주 조재의 맞대기 용접부는 모재 대비 약 89%의 인장강도값을 가지고 있었다. 따 라서 다소 언더필이 발생하여도 용접부의 충분한 건전성을 확보할 수 있었다. 더불어 가변파형을 적용한 이유는, 용입깊이의 오차를 최소화하여 모재와의 인 장강도를 비교하기 위함이었다.

No. 2와 3은 파이버 레이저를 사용하여 제작한 겹치기 및 필릿 용접 시험편 의 인장시험 결과이다. 겹치기 용접부는 3.5 kN, 그리고 필릿 용접부는 2.2 kN의 강도값을 기록하였다. 필릿 용접부의 접합면적이 좁고, 형상적인 측면에서도 슬 로프(slope)를 만들면서 용접부가 형성되어 있기 때문에 하중값은 제일 낮았다.

한편 CMT를 적용한 No. 4는 가장 넓은 접합면적을 가지므로, 6.7 kN의 높은 하중을 나타내었으며, 이것은 MRI202S 모재의 6.4 kN보다 높은 값이다.

전체적으로 접합부위의 면적에 따라서 용접부 강도는 결정되고 있으며, 모재 의 연신율이 낮다는 점과 부분용입 및 시험편의 형상을 고려한다면 모든 조건 에서 적정한 강도는 확보하고 있다고 사료된다.





Fig. 5.47 Comparison of mechanical properties according to specimens

Table 5.7 Proper conditions according to heat source and joint configuration

No.	Heat source	Joint	Welding condition
1	Pulsed Nd:YAG laser	Butt	Waveform $f_d = 0 \text{ mm}, v = 200 \text{ mm/min}, 20 \text{ pps}$ Shielding gas: Ar(25 ℓ /min)
2	CW fiber laser	Lap	$f_d = +4 \text{ mm}, P = 1.2 \text{ kW}, v = 2 \text{ m/minn},$ Shielding gas: Ar(25 ℓ /min)
3	CW fiber laser	Fillet	$f_d = +4 \text{ mm}, d = 0 \text{ mm}, P = 1.2 \text{ kW}, v = 3 \text{ m/minn},$ Shielding gas: Ar(25 ℓ /min)
4	СМТ	Fillet	l = 2 mm, Current: 160 A, Voltage: 14 V, $v = 190$ cm/min Shielding gas: Ar+30%He(15 ℓ /min)





Fig. 5.48 Comparison of weld load according to heat source and joint configuration



(2) 용접부의 경도특성

인장시험 외에 경도시험을 같이 실시하여 용접부의 건전성을 평가하였으며, 경도시험은 인장시험편을 제작한 조건과 동일 조건을 대상으로 실시하였다. 열 원 및 이음별로 용접부의 형상이 다르기 때문에, 경도측정 부위도 달리하였다. 경도시험에 사용한 압자의 하중은 0.2 kgf였으며, 압자 간의 간격은 200 μm였다. 각 조건별 경도 측정 결과를 Fig. 5.49~5.52에서 나타낸다. 어느 조건에서도 용접부의 경도는 모재와 유사한 수준을 기록하였다. 특히 Fig. 5.49의 사형주조 재 맞대기 용접부는 모재보다 우수한 경화능을 보였다. 이것은 사형주조재의 결정립을 미세화시키기 위해 첨가되는 지르코늄의 영향으로 판단된다⁽¹⁵⁻¹⁶⁾.

지르코늄은 융점은 1,852°C, 비점은 3,580°C로, 지르코늄의 융점은 마그네슘의 비점보다 높다. 따라서 용접시 융점 및 비점이 낮은 마그네슘이 선택적으로 증 발하게 되고 상대적으로 비점이 높은 지르코늄이 용융부내 잔존하게 되면서, 지르코늄에 의한 결정립 미세화 효과에 의해 용접부가 경화된다고 사료된다. 더불어 저입열의 레이저 공법도 용접부 경화에 영향을 미친 것으로 판단된다.

Fig. 5.53은 각 모재와 용접조건에 따른 용접부 평균 경도값을 비교하여 나타 낸 것이다. 실험결과를 보면, 용접대상인 MRI202S 및 AZ31B 모재의 용접부 경 도가 유사한 것을 알 수 있다. 압연재인 AZ31B가 다소 경도값이 높기는 하나 무시할 수 있는 수준이며, 두 소재의 조성 및 공법이 다름에도 유사한 경도값 을 가지고 있으므로, 용접부의 경도값 또한 큰 차이가 나지 않는 것으로 사료 된다.

한편 No. 2~4번 조건의 용접부 경도는 모재와 유사한 수준을 나타내고는 있으나, No. 1과 비교하면 10 Hv 이상 낮은 값이다. 이것은 No. 1은 사형주조재간의 용접인 반면, No. 2~4번은 주조재와 압연재가 혼합이 되어 용접부를 형성하기 때문으로 사료된다.

앞서 사형주조재의 결정립 미세화 원인으로 Zr을 설명하였는데, Zr의 결정립 미세화를 저해하는 원소가 AZ31B내에 포함되어 있다. 다시 말해, Zr의 결정립 미세화를 저해하는 원소로 Al, Si, Mn, Ni, Sb, H 등을 들 수 있는데, 이중 Al,



Si, Mn, Ni이 AZ31B의 합금원소이다. AZ31B에는 알루미늄이 약 3 wt.%, Mn이 0.3 wt.% 함유되어 있으며, 그 외 원소도 미량 포함되어있다. 특히 알루미늄은 압연재를 강화시키는 주 원소로, Zr처럼 비점이 높기 때문에 용접시 용융부내 잔존하게 된다.

따라서 주조재와 압연재의 용접시 용접부내 Zr의 일부가 알루미늄 및 그 외 원소와 반응하여 화합물을 형성하고, 용융부내 Zr의 첨가효과를 감소시킴으로 써 이와 같은 현상이 발생한다고 사료된다. 그러나 어는 조건에서도 모재와 유 사한 경도값을 나타내므로, 용접부의 건전성은 충분히 확보된다고 판단된다.



Fig. 5.49 Variation of hardness on butt joint by pulsed Nd:YAG laser





Fig. 5.50 Variation of hardness on lap joint by fiber laser



- 200 -



Fig. 5.51 Variation of hardness on fillet joint by fiber laser





Fig. 5.52 Variation of hardness on fillet joint by CMT





Fig. 5.53 Variation of weld hardness in each condition



(3) 기밀시험을 통한 용접부의 건전성 평가

사형주조로 중공이 있는 제품을 제작하게 되면, 코어 프린트 제거시 제품에 원치 않는 홀이 만들어진다. 이것은 인테이크 매니폴드처럼 기밀성을 요하는 부품에 결정적인 문제가 되며, 임의로 만들어진 홀을 밀폐하기 위한 기술이 요 구된다. 본 연구에서는 이 홀을 밀폐하기 위해서 사형주조재와 사형주조재 또 는 사형주조재와 압연재의 용접성을 저입열 열원인 레이저와 CMT를 사용하여 조사하였으며, 긍정적인 결과를 얻을 수 있었다.

또한 인테이크 매니폴드는 기본적으로 1.5~2 bar 정도의 내압성이 요구된다. 따라서 본 연구에서는 실제 제품에 적용하기에 앞서, 간이적으로 중공이 있는 원통형의 사형주조품을 제작하고, 이를 밀봉한 후 수중기밀시험을 통해 용접부 의 기밀유무를 판단하였다.

Fig. 5.54는 본 실험을 위해 제작한 원통형의 사형주조품이다. 외경은 45 mm, 내경은 25 mm이며, 측면 사진에서 보이는 것처럼 에어 피팅(air fitting)을 연결 할 수 있는 구멍을 가공하였다.

Fig. 5.55에서 Fig. 5.57까지는 기초 실험에서 얻어진 적정 조건으로 원통을 밀봉한 사진이다. Fig. 5.55는 펄스 레이저를 사용하여 사형주조품인 원통과 밀 봉을 위한 원형 사형주조재의 맞대기 용접을, Fig. 5.56은 파이버 레이저를 사용 하여 원통과 압연재의 필릿 용접을, 그리고 Fig. 5.57은 CMT를 사용하여 원통 과 압연재의 필릿 용접을 수행한 결과이다. 원형 용접이기 때문에 중첩부위를 가지게 되므로, 그 부위를 사진상에 같이 제시하였다.

펄스 및 파이버 레이저를 이용한 경우에는, 외관상으로는 중첩부위에 심각한 결함은 관찰되지 않았으며, 특히 파이버 레이저를 사용한 필릿 용접에서는 램 프업과 램프다운을 조정해 중첩부위에서도 미려한 비드가 얻어졌다.

한편 CMT를 적용한 경우에는, 용접 시작 및 최종전류를 조절하여도 중첩부 에서 미려한 비드를 얻을 수 없었다.

Fig. 5.58은 수중기밀시험을 위한 장비의 구성 사진으로, 수중에서 밀폐된 원 통에 N₂ 가스를 불어주면서 기밀유무를 평가하였다. 이때 가스봄베의 압력은



- 204 -

3bar로 맞추고 1분간 가스를 흘려준 다음, 밸브를 잠그고 10여분이 경과한 후 기밀유무를 평가하였다.

그 결과 Fig. 5.59에 나타낸 것처럼, 펄스 및 파이버 레이저로 용접한 원통에 서는 밀봉이 확인되었으며, CMT로 용접을 실시한 원통에서는 비드의 중첩부위 에서 기밀을 유지하지 못하고 기포가 발생하였다. 그러나 CMT를 적용한 경우 도 용접비드가 매우 미려하기 때문에 중첩부위에서의 비드를 컨트롤 할 수 있 다면, 충분히 기밀을 유지할 수 있을 것으로 기대된다.

더불어 본 실험을 통해 사형주조재와 사형주조재 또는 압연재와의 용접부가 충분한 건전성을 가진다는 것을 확인할 수 있었다.





Fig. 5.54 Trial product made by sand casting magnesium alloy for leak test





Fig. 5.55 Butt welding of product and MRI202S by pulsed Nd:YAG laser



Fig. 5.56 Fillet welding of product and AZ31B by fiber laser



Fig. 5.57 Fillet welding of product and AZ31B by CMT





Fig. 5.58 Experimental setup for leak test in water



(a) Pulsed Nd:YAG laser



(b) CW fiber laser



(c) CMT

Fig. 5.59 Result of leak test with heat source



5.4 결론

레이저 및 CMT 열원을 사용한 사형주조재 또는 사형주조재와 압연재의 이 종 용접성에 대한 연구결과를 정리하면 다음과 같다.

- Pulsed Nd:YAG 레이저를 이용한 주조재의 맞대기 용접에서는 첨두 출력을 최대한 낮추면서 펄스폭을 길게 가져가는 것이 건전한 용접부를 확보하는데 유효하였다. 또한 용접속도가 용입깊이와 용접부내 기공과 같은 용접결함을 결정하는 주 변수였으며, pps의 경우 비드형상이나 언더필과 같은 외적인 결 함과 연관되어 있었다.
- 2. CW fiber 레이저를 사용한 주조재와 압연재의 겹치기 용접에서 비초점거리 변화에 따른 용입특성을 평가한 결과, +4 mm를 최적 비초점거리로 선정하였 다. 스패터가 발생하지 않으면서 용입이 깊고 안정적인 용접부를 얻을 수 있 었던 적정 조건은, 레이저 출력 1.2 kW일 때 용접속도 2~3 m/min, 그리고 레이저 출력 1.4 kW일 때는 용접속도 3~4 m/min이었다.

1945

- 3. 겹치기 용접에서 얻어진 적정조건을 바탕으로 필릿 용접으로의 적용을 검토 하였으며, 그 결과 압연재와 주조재의 경계부로부터의 적정 거리는 0~0.25 mm로 판단되었다. 이것은 실물 적용시 어느 정도의 오차가 발생하여도 건전 한 용접이 가능하다는 것을 의미하므로, 겹치기 용접 보다 유동성 있는 용접 이 가능할 것이다.
- 4. CMT를 사용한 마그네슘 합금의 용접에서는 용접전류가 증가할수록 비드폭, 각장 및 용입깊이가 함께 증가하는 경향을 나타내었으며, 본 연구에서 최적 용접전류는 160 A였다. 또한 용접속도가 빠를수록 덧살높이가 감소하면서 보 다 건전한 용접부가 얻어졌다. 따라서 용접부 강도와 큰 상관관계가 없는 덧





살높이는 최소화하면서 깊은 용입을 얻기 위해서는 아크 전류 외에도 용접 속도의 적절한 조절이 요구된다.

- 5. 용접부의 인장 및 경도시험 결과, 사형주조재의 맞대기 용접부는 모재 대비 89% 정도의 강도값으로 우수한 특성을 나타내었으며, 어떤 조건에서도 용 접부의 경도는 모재와 유사한 수준이었다. 특히 사형주조재 맞대기 용접부는 모재보다 우수한 경화능을 보였는데, 이것은 사형주조재의 결정립을 미세화 시키기 위해 첨가되는 Zr의 영향으로 판단된다.
- 6. 중공이 있는 원통형의 사형주물을 제작하고 이를 기초실험에서 얻어진 적정
 조건으로 밀봉한 후, 수증기밀시험을 실시한 결과 용접부의 건전성을 확보할
 수 있었다.













지금까지 산업계 다양한 분야에서 적용 가능한 마그네슘 합금을 보다 적극적 으로 활용하기 위한 용접 프로세스로써 레이저 열원을 이용하여 다양한 연구를 진행하였다. 마그네슘 합금은 가벼우면서도 비강도 및 비강성과 같은 기계적 특성이 우수하고, 진동·충격 흡수능 및 전자파 차폐성과 같은 기타 물리적 성 질이 탁월하여 향후 자동차 부품 및 전자제품에 최적의 소재로 판단된다. 본 연구를 통해 얻어진 결과들은 추후 보다 신뢰성 있는 마그네슘 합금의 용접과 접합 공정의 개발을 가능하게 할 것이며, 또한 마그네슘의 새로운 적용분야도 도출할 수 있을 것으로 기대된다. 이상의 연구 결과를 총괄하면 다음과 같다.

- 마그네슘 합금 압연 판재인 AZ31B-H24와 AZ31B-O의 비드 용접성을 비교한 결과, 소재에 따른 산화막 두께 및 결정립 크기의 차이로 인해 H24재가 O재 에 비해 용접입열의 축적이 용이하여 보다 넓은 범위에서 완전용입이 수행 되었다. 또한 마그네슘 합금의 용접에서는 키홀의 불안정에 기인한 주기성을 가진 용입불량현상이 발생하였다.
- 2. AZ31B-O의 맞대기 용접에서 용락결함이 발생하지 않는 적정 용접조건은 레이저 출력 1.2 kW, 용접속도 55~65 mm/s와 레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 80~90 mm/s였다. 반면에 AZ31B-H24의 맞대기 용접에서는 1.8 kW에서 보다 건전한 용접의 수행이 가능하였는데, 이것은 두 소재의 결정립 크기 차이에 기인하여 키홀을 안정적으로 유지하기 위한 출력 조건이 다르기 때문이다.
- 3. AZ31B-H24재와 O재의 인장시험 결과를 비교한 결과, 두 소재 모두 용접부 의 인장강도는 240~250 MPa의 범위에 분포하고 있으며, 용접조건에 따른 차이도 크지 않았다. 또한 경도시험에서도 H24 및 O재 모두 54~57 범위의 비커스 경도값을 기록하였다. 그러나 모재와 비교해 보면 O재의 용접부가 보다 우수한 기계적 특성을 나타내고 있음을 확인할 수 있는데, 이것은 두 소재의 가공경화 유무차이 때문이다.



- 4. 마그네슘 합금 용접부의 미세조직을 관찰한 결과, 용접부는 모재보다 조대한 결정립을 가지고 있었다. 따라서 레이저 용접에 의한 결정립 미세화의 효과 는 기대하기 힘들며, AZ31B의 주요 합금원소인 Al 및 Zn의 조성도 고용한 도내에 포함되는 범위이기 때문에 금속간화합물인 Mg₁₇Al₁₂의 생성도 어렵다 고 판단된다. 이상의 결과로부터 마그네슘 합금의 용접부를 강화시키는 주된 원인은 알루미늄에 의한 고용강화로 사료된다.
- 5. 실드조건에 따른 용접특성을 평가한 결과, 이면실드유량이 과도할 때에는 이 면비드를 들어올려 용접성을 저하시켰다. 실드조건은 용접부의 경화정도에는 큰 영향을 미치지 않았으나, 비드외관과 용접부 형상에 직접적인 영향을 미 쳤다. 최적실드조건은 비드외관 및 용접부의 기계적 특성을 고려하여 볼 때, 실드가스로는 Ar을 사용하고 전면실드유량은 25ℓ/min, 이면실드유량이 10ℓ /min에서 얻어졌다.
- 6. 마그네슘 합금의 단 펄스 겹치기 용접에서는 용접부내 균열 및 기공과 같은 용접결함이 지속적으로 관찰되었으며, 이것은 합금원소 첨가에 따른 균열감 수성 증대와 저입열에 의한 급속응고가 주된 원인으로 사료된다. 단순 구형 파로는 이와 같이 용접결함을 제어할 수 없었으며, 파형제어를 통해 기공 및 균열이 없는 건전한 용접부를 얻을 수 있었다.
- 7. Pulsed Nd:YAG 레이저를 이용한 주조재의 맞대기 용접 결과, 높은 첨두 출 력은 험핑비드와 다량의 스패터를 항시 동반하였으므로, 적정 용입깊이를 얻 을 수 있는 한도 내에서 첨두 출력을 최대한 낮추는 것이 건전한 용접부를 확보하는데 유효하였다. 또한 첨두 출력 외에도 용접속도가 용입깊이와 용접 부내 기공과 같은 용접결함을 결정하는 주 변수였으며, pps의 경우 비드형상 이나 언더필과 같은 외적인 결함과 연관되어 있었다.



- 8. CW fiber 레이저를 사용한 주조재와 압연재의 겹치기 용접 결과, 초점 근방 에서는 높은 파워밀도로 인해 스패터가 항시 발생하였다. 본 연구에서는 +4 mm를 최적 비초점거리로 선정하여 적정 용접조건을 도출할 수 있었으며, 필릿 용접으로의 적용을 검토한 결과 하판이 되는 주물재의 영향을 최소화 하여 보다 건전한 용접의 수행이 가능하였다.
- 9. CMT를 사용한 마그네슘 합금의 용접에서는 용접전류가 비드폭, 각장 및 용 입깊이를 결정하는 주 변수였다. 또한 용접속도의 증가는 덧살높이의 감소를 이끌었다. 따라서 용접부 강도와 큰 상관관계가 없는 덧살높이는 최소화하면 서 깊은 용입을 얻기 위해서는 아크 전류 외에도 용접속도의 적절한 조절이 필요함을 알 수 있었다.

RITIME

10. 용접부의 인장시험 결과, 사형주조재의 맞대기 용접부는 모재 대비 89% 정 도의 강도값으로 우수한 특성을 나타내었다. 전체적으로 접합부위의 면적에 따라서 용접부 강도는 결정되고 있으며, 모재의 연신율이 낮다는 점과 부분 용입 및 시험편의 형상을 고려한다면 모든 조건에서 적정한 강도를 확보하 고 있다고 사료된다.







참고 문헌

- M.M. Avedesian, H. Baker, "ASM Specialty Handbook, Magnesium and Magnesium Alloys", 1999
- 2. 한국철강신문, "마그네슘합금의 기초 및 응용", 2004
- 3. 日本塑性加工學會, "マグネシウム加工技術", 2004
- 4. H.E. Friedrich and B.L. Mordike, "Magnesium Technology", 2006
- 5. B.L. Mordike and T. Ebert, "Magnesium: Properties-applications-potential", Materials Science and Engineering A, Vol.302, No.1, pp.37-45, 2001
- Z. Yang, J.P. Li, J.X. Zhang, G.W. Lorimer and J. Robson, "Review on Research and Development of Magnesium Alloys", Acta Metallurgica Sinica(English Letters), Vol.21, No.5, pp.313-328, 2008
- 7. H. Westengen, "Magnesium die casting: from ingots to automotive parts", Light Metal Age, Vol.58, No.3-4, pp.44-52, 2000
- 김수현, 임창동, 유봉선, "마그네슘합금 가공 및 성형 기술", 기계와 재료, Vol.16, No.2, pp.47-54, 2004
- 9. 임창동, 유동선, 손근용, "마그네슘합금의 자동차 부품 적용 현황", 기계와 재료, Vol.16, No.4, pp.66-75, 2004
- S. Nishida and M. Motomura, "Strip Casting of Pure Magnesium and an AZ31 Magnesium Alloy by the Melt Drag Process", Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol.55, No.7, pp.315-320, 2005
- 11. S. Nishida and M. Motomura, "Strip Casting of AZ Magnesium Alloy by the Melt Drag Process Equipped with a Forming Belt", Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol.56, No.10, pp.509-513, 2006
- H. Watari, N. Koga, K. Davey, T. Haga and M.T. Alonso Ragado, "Warm Deep Drawing of Wrought Magnesium Alloy Sheets Produced by Semi-Solid Roll Strip-Casting Process", International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol.46, No.11, pp.1233-1237, 2006
- 13. D. Choo, I.H. Jung, W. Bang, I.J. Kim, H.J. Sung, W.J. Park and S. Ahn, "Industrial Production Technology for Magnesium Sheets", RIST研究論文, Vol.20, No.4, pp.351-358, 2006
- 14. I. Takano, H. Ohnuki and H. Kobayash, "Deep-drawability of cup on AZ31 magnesium alloy plate", Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol.50, No.9,



pp. 456-461, 2000

- E. Doege, K.Droder, "Sheet Metal Forming of Magnesium Wrought Alloys -Formability and Process Technology", Journal of Materials Processing Technology, Vol.115, No.1, pp.14-19, 2001
- 16. T. Murakami, "Texture in Magnesium Wrought Alloy", Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol.52, No.11, pp.536-540, 2002
- H. Watanabe, T. Mukai, K. Suzuki and T. Shimizu, "Effects of grain size on deep drawability of AZ31 magnesium alloy sheets into square cup", Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol.53, No.2, pp.50-54, 2003
- J. Kaneko and M. Sugamgata, "Mechanical Properties and Formability of Magnesium Alloy Sheets", Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol.54, No.11, pp.484-492, 2004
- T. Mukai, M. Yamanoi, H. Watanabe and K. Higashi, "Ductility Enhancement in AZ31 Magnesium Alloy by Controlling its Grain Structure", Scripta Materialia, Vol.45, No.1, pp.89-94, 2001
- 20. J. Koike, T. Kobayashi, T. Mukai, H. Watanabe, M. Suzuki, K. Maruyama and K. Higashi, "The Activity of Non-basal Slip Systems and Dynamic Recovery at Room Temperature in Fine-grained AZ31B Magnesium Alloys", Acta Materialia, Vol.51, No.7, pp.2055-2065, 2003
- 21. Q. Yang and A.K. Ghosh, "Deformation Behavior of Ultrafine-grain(UFG) AZ31B Mg Alloy at Room Temperature", Acta Materialia, Vol.54, No.19, pp.5159-5170, 2006
- 22. A. Jain, Q. Duygulu, D.W. Brown, C.N. Tome and S.R. Agnew, "Grain Size Effects on the Tensile Properties and Deformation Mechnisims of a Magnesium Alloy, AZ31B, Sheet", Materials Science and Engineering A, Vol.486, No.1-2, pp.545-555, 2008
- 23. G.B. Hamu, D. Eliezer and L. Wagner, "The Relation between Severe Plastic Deformation Microstructure and Corrosion Behavior of AZ31 Magnesium Alloy", Journal of Alloys and Compounds, Vol.468, No.1-2, pp.222-229, 2009
- 24. M.T. Perez-Prado and O.A. Ruano, "Texture Evolution during Annealing of Magnesium AZ31 Alloy", Scripta Materialia, Vol.46, No.2, pp.149-155, 2002
- 25. G.J Huang, Q. Liu, L.Y. Wang, R.L. Xin, X.P. Chen and F.S. Pan, "Microstructure and Texture Evolution of AZ31 Magnesium Alloy during



Rolling, Transactions of Nonferrous Metals Society of China, Vol.18, No.1, pp.170-174, 2008

- 26. Y.V.R.K. Prasad and K.P. Rao, "Processing Maps for Hot Deformation of Rolled AZ31 Magnesium Alloy Plate: Anisotropy of Hot Workability", Materials Science and Engineering A, Vol.487, No.1-2, pp.316-327, 2008
- 27. L.L. Chang, E.F. Shang, Y.N. Wang, X. Zhao and M. Qi, "Texture and Microstructure Evolution in Cold Rolled AZ31 Magnesium Alloy", Materials Characterization, Vol.60, No.6, pp.487-491, 2009
- 28. M.T. Tucker, M.F. Horstemeyer, P.M. Gullet, H.E. Kadiri and W.R. Whittington, "Anisotropic Effects on the Strain Rate Dependence of a Wrought Magnesium Alloy", Scripta Materialia, Vol.60, No.3, pp.182-185, 2009
- T. Asahina and H. Tokisue, "Electron Beam Weldability of Pure Magnesium and AZ31 Magnesium Alloy", Materials Transactions, Vol.42, No.11, pp. 2345-2353, 2001
- 30. J. Zhu, L. Li and Z. Liu, "CO2 and Diode Laser Welding of AZ31 Magnesium Alloy", Applied Surface Science, Vol.247, No.1-4, pp.300-306, 2005
- T Asahina, "Pulsed YAG Laser Weldability of Magnesium Alloys", Welding International, Vol.19,No.1, pp.23-28, 2005
- 32. R.S. Coelho, A. Kostka, H. Pinto, S. Riekehr, M. Kocak and A.R, Pyzalla, "Microstructure and Mechanical Properties of Magnesium Alloy AZ31B Laser Beam Welds", Materials Science and Engineering A, Vol.485, No.1-2, pp.20-30, 2008
- 33. Y.J. Quan, Z.H. Chen, X.S. Gong and Z.H. Yu, "Effects of Heat Input on Microstructure and Tensile Properties of Laser Welded Magnesium Alloy AZ31", Materials Characterization, Vol.59, No.10, pp.1491-1497, 2008
- 34. J.D. Kim, J.H. Lee and J.S. Kim, "Characteristics of Butt-Welded Joints on AZ31 Magnesium Alloy using a Nd:YAG Laser", International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, Vol.11, No.3, pp.369-373, 2010
- 35. G. Padmanaban, V. Balasubramanian and J.K. Sarin Sundar, "Influences of Welding Processes on Microstructure, Hardness, and Tensile Properties of AZ31B Magnesium Alloy", Journal of Materials Engineering and Performance, Vol.19, No.2, pp.155-165, 2010
- 36. G. Padmanaban and V. Balasubramanian, "Optimization of Laser Beam Welding



Process Parameters to Attain Maximum Tensile Strength in AZ31B Magnesium Alloy", Optics & Laser Technology, Vol.42, No.8, pp.1253-1260, 2010

- 37. A. Baeslack III, S.J. Savage and F.H. Froes, "Laser-Weld Heat-Affected Zone Liquation and Cracking in a High-Strength Mg-Based Alloy", Journal of Materials Science Letters, Vol.5, No.9, pp.935-939, 1986
- H. Haferkamp, F.V. Alvensleben, I. Burmester and M. Niemeyer, "The Characteristics of Laser Beam Welded Magnesium Alloys", Section G-ICALEO, pp.140-149, 1997
- A. Weisheit, R. Galun, B.L. Mordike, "CO₂ Laser Beam Welding of Magnesium-Based Alloys", Welding journal, Vol.77, No.4, pp.149-154, 1998
- 40. C. Lehner, G. Reinhart and L. Schaller, "Welding of Die-Casted Magnesium Alloys for Production", Journal of Laser Applications, Vol.11, No.5, pp.206-210, 1999
- M. Pastor, H. Zhao and T. DebRoy, "Continuous Wave-Nd: Yttrium -Aluminum-Garnet Laser Welding of AM60B Magnesium Alloy, Journal of Laser Applications", Vol.12, No.3, pp. 91-100, 2000
- 42. M. Marya and G.R. Edwards, "Factors Controlling the Magnesium Weld Morphology in Deep Penetration Welding by a CO₂ Laser", Journal of Materials Engineering and Performance, Vol.10, No.4, pp.435-443, 2001
- 43. D. Dube, M. Fiset, A. Couture and I. Nakatsugawa, "Characterization and Performance of Laser Melted AZ91D and AM60B", Materials Science and Engineering A, Vol.299, No.1-2, pp.38-45, 2001
- 44. H. Zhao and T. DebRoy, "Pore Formation during Laser Beam Welding of Die-Cast Magnesium Alloy AM60B -Mechanism and Remedy", Welding Journal, Vol.80, No.8, pp.204-210, 2001
- 45. P.G. Sanders, J.S. Keske, K.H. Leong and G. Kornecki, "High Power Nd:YAG and CO₂ Laser Welding of Magnesium", Journal of Laser Applications, Vol.11, No.2, pp.96-103, 1999
- 46. K.H. Leong, G. Kornecki, P.G. Sanders and J.S. Keske, "Laser Beam Welding of AZ31B-H24 Alloy", Section F-ICALEO, pp.28-36, 1998
- 47. K.G. Watkins, "Laser Welding of Magnesium Alloys", Magnesium Technology 2003, pp.155-156, 2003
- 48. X. Cao, M. Jahazi, J.P. Immarigeon and W. Wallace, "A review of laser



welding techniques for magnesium alloys", Journal of Materials Processing Technology, Vol.171, No.2, pp.188-204, 2006

- 49. M. Marya and G.R. Edwards, "The Laser Welding of Magnesium Alloy AZ91", Welding in the World, Vol.44, No.2, pp.31-37, 2000
- 50. M. Dhahri, J.E. Masse, J.F. Mathieu, G. Barreau and M. Autric, "Laser Welding of AZ91 and WE43 Magnesium Alloys for Automotive and Aerospace Industries", Advanced Engineering Materials, Vol.3, No.7, pp.504-507, 2001
- 51. M. Dhahri, J.E. Masse, J.F. Mathieu, G. Barreau and M. Autric, "Laser Weldability of WE43 Magnesium Alloys for Aeronautic Industry", Proceedings of the Third LANE 2001, pp.297-310, 2001
- 52. M. Dhahri, J.E. Masse, J.F. Mathieu, G. Barreau and M. Autric, "CO2 Laser Welding of Magnesium Alloys", Proceedings of the SPIE, pp.725-732, 2000
- 53. H. Hiraga, T. Inoue, S. Kamado and Y. Kojima, "Effect of Shielding Gas and Laser Wavelength in Laser Welding of Magnesium Alloy Sheet", Quarterly Journal of the Japan Welding Society, Vol.19, No.4, pp.591-599, 2001
- 54. X. Cao, M. Xiao, M. Jahazi and J.P. Immarigeon, "Continuous Wave Nd:YAG Laser Welding of Sand-Cast ZE41A-T5 Magnesium Alloys", Materials and Manufacturing Processes, Vol.20, No.6, pp.987-1004, 2005
- 55. A. Cybullski and Z. Mucha, "Laser Keyholes in Liquids", Welding International, Vol.11, No.3, pp.210-220, 1997
- 56. A. Matsunawa, J.D. Kim, N. Seto, M. Mizutani and S. Katayama, "Dynamics of Keyhole and Moleten Pool in Laser Welding", Journal of Laser Applications, Vol.10, No.6, pp.247-254, 1998
- 57. H. Al-Kazzaz, M. Medraj, X. Cao, M. Jahazi and M. Xiao, "Effect of Welding Speed on Nd:YAG Laser Weldabilirt of ZE41A-T5 Magnesium Sand Casting", Light Metals 2005, pp.137-149, 2005
- 58. J. Wegrzyn, M. Mazur, A. Szymanski and B. Balcerowska, "Development of a Filler for Welding Magnesium Alloy GA8", Welding international, Vol.1, No.2, pp.146-150, 1987
- H. Haferkamp, M. Niemeyer, U. Dilthey and G. Trager, "Laser and Electron Beam Welding of Magnesium Materials", Welding & Cutting, Vol.52, No.8, pp.178-180, 2000
- 60. H. Westengen, "Magnesium Die Casting: From Ingots to Automotive Parts",



Light Metal Age, Vol.58, No.3-4, pp.44-52, 2000

- 61. M. Marya and G.R. Edwards, "Influence of Laser Beam Variables on AZ91D Weld Fusion Zone Microstructure", Science and Technology of Welding & Joining, Vol.7, No.5, pp.286-293, 2002
- 62. U. Draugelates, A. Schram and C. Kettler, "Welding of Magnesium Alloys", Magnesium Industry, Vol.1, No.3, pp.41-45, 2000
- 63. B.H. Yoon, "Welding Technology of Magnesium Alloy for Automobile Industry", RIST研究論文, Vol.18, No.1, pp.7-15, 2004
- 64. M.Y. Lee, C.S. Ryu and W.S. Chang, "Trends in Applications of Magnesium Alloy and Its Welding Characteristics with Laser", Journal of Korea Welding and Joining Society, Vol.25, No.5, pp.29-35, 2007
- 65. W.B Lee, Y.M. Yeon, C.C. Shur and S.B. Jung, "Bonding of Magnesium Alloys by Friction Stir Welding", Journal of Korea Welding Society, Vol.19, No.6, pp.591-596, 2001
- 66. M.Y. Lee, W.S. Chang and B.H. Yoon, "Mg TWB Panel with Laser Welding for Auto Body Assembly", RIST研究論文, Vol.21, No.2, pp.149-152, 2007
- 67. C.S. Ryu, K.S. Bang, M.Y. Lee and W.S. Chang, "Laser Welding of AZ31B-H24 Mg Alloy with AZ61 Filler Wire", Journal of Korea Welding and Joining Society, Vol.26, No.6, pp.54-58, 2008
- 68. J.D. Kim, B.L. Kil and J.H. Lee, "Effect of Process Parameters on Laser Weldability of AZ31 Magnesium Alloy", Journal of the Korean Society of Marine Engineering, Vol.32, No.4, pp.570-577, 2008
- 69. J.D. Kim, J.H. Lee and J.S. Kim, "Characteristics of Butt Welded AZ31 Magnesium Alloy with Laser Welding Conditions", Journal of the Korean Society of Marine Engineering, Vol.33, No.4, pp.517-523, 2009
- 70. J.D. Kim, J.H. Lee and J.S. Kim, "Study of Defect Prevention on Weld Zone of Magnesium Alloy by Pulse Control of Nd:YAG Laser", Journal of the Korean Society for Precision Engineering, Vol.27, No.1, pp.99-104, 2010
- 71. J.D. Kim, J.H. Lee and Y.S. Kim, "A Study on Weld Defect and Their Alternatives during Lap Welding of AZ31B Magnesium Alloy by Pulsed Nd:YAG Laser", Journal of the Korean Welding and Joining Society, Vol.29, No.3, pp.82-88, 2011
- 72. H. Wohlfahrt, M. Rethmeier and S. Wiesner, "MIG-Welding of Magnesium



Alloys with Particular Consideration of Drop Detachment", Proceedings of the International Welding/Joining Conference, pp.94-100, 2002

- 73. T. Asahina, H. Tokisue and K. Katoh, "Solidification Crack Sensitivity of TIG Welded AZ31 Magnesium Alloy", Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol.49, No.12, pp.595-599, 1999
- 74. A. Munitz, C. Colter, A. Stern and G. Kohn, "Mechanical Properties and Microstructure of Gas Tungsten Arc Welded Magnesium AZ91D Plates", Materials Science and Engineering A, Vol.302, No.1, pp.68-73, 2001
- 75. M. Marya, G.R. Edwards and S. Liu, " An Investigation on the Effects of Gases in GTA Welding of a Wrought AZ80 Magnesium Alloy", Welding Journal, Vol.83, No.7, pp.203-212, 2004
- 76. L. Liu and C. Dong, "Gas Tungsten-Arc Filler Welding of AZ31 Magnesium Alloy", Materials Letters, Vol.60, No.17-18, pp.2194-2197, 2006
- 77. T. Zhu, Z.W. Chen and W. Gao, "Incipient Melting in Partially Melted Zone during Arc Welding of AZ91D Magnesium Alloy", Materials Science and Engineering A, Vol.416, No.1-2, pp.246-252, 2006
- 78. D.Q. Sun, D.X. Sun, S.Q. Yin and J.B. Li, "Microstructures and Mechanical Properties of Tungsten Inert Gas Welded Magnesium Alloy AZ91D Joints", ISIJ International, Vol.46, No.8, pp.1200-1204, 2006
- M. Ninomiya, M. Sugamata and J. Kaneko, "Mechanical Properties of TIG Welded Joints on Heavy AZ31 Magnesium Alloy Plates", Welding International, Vol.21, No.2, pp.103-109, 2007
- C.G. Rhodes, M.W. Mahoney, W.H. Bingel, R.A. Spurling and C.C. Bampton, "Effects of Friction Stir Welding on Microstructure of 7075 Aluminum", Scripta Materialia, Vol.36, No.1, pp.69-75, 1997
- Y.S. Sato, H. Kokawa, M. Enomoto, S. Jogan and T. Hashimoto, "Precipitation Sequence in Friction Stir Weld of 6063 Aluminum during Aging", Metallurgical and Materials Transactions A, Vol.30, No.12, pp.3125-3130, 1999
- K.V. Jata and S.L. Semiatin, "Continuous Dynamic Recrystallization during Friction Stir Welding of High Strength Aluminum Alloys", Scripta Materialia, Vol.43, No.8, pp.743-749, 2000
- 83. M.A. Sutton, B. Yang, A.P. Reynolds and R. Taylor, "Microstructural Studies of Friction Stir Welds in 2024-T3 Aluminum", Materials Science and Engineering



A, Vol.323, No.1-2, pp.160-166, 2002

- W.M. Thomas and E.D. Nicholas, "Friction Stir Welding for the Transportation Industries", Materials & Design, Vol.18, No.4, pp.269-273, 1997
- 85. 장웅성, 노중석, 김홍주, 방국수, "마그네슘 합금의 용접 기술 현황", 재료마 당, Vol.17, No.1, pp.55-64, 2004
- K. Nataka, "Friction Stir Welding of Magnesium Alloys, Welding International, Vol.23, No.5, pp.328-332, 2009
- K. Nataka, Y.G. Kim and M. Ushio, Friction Stir Welding of Magnesium Alloys, Proceedings of the International Welding/Joining Conference, pp.511-515, 2002
- S.H.C. Park, "Dissilialar Friction-Stir Welding of Al Alloy 150 and Mg Alloy AZ31, Proceedings of the International Welding/Joining Conference, pp.534-538, 2002
- 89. Y.S. Sato, S.H.C. Park, M. Michiuchi, H. Kokawa, "Constitutional Liquation during Dissimilar Friction Stir Welding of Al and Mg Alloys". Scripta Materialia, Vol.50, No.9, pp.1233-1236, 2004
- 90. T. Chikada, "Light Alloy Parts for Automobiles", Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol.40, No.12, pp.944-950, 1990
- 91. I.S. Chang, "Innovative Lightweight Concept in Car Bodies", Journal of the Korean Welding Society, Vol.2, No.7, pp.18-20, 2003
- 92. G.S. Cole, "Issues that Influence Magnesium's Use in the Automotive Industry", Materials Science Forum, Vol.419-422, pp.43-50, 2003
- 93. E.J. Vinarcik, "Opportunities for Magnesium Sheet in Automotive Lightening", Light Metal Age, Vol.62, No.3-4, pp.56-57, 2004
- 94. S. Schumann and H. Friedrich, "Current and Future Use of Magnesium in the Automotive Industry", Materials Science Forum, Vol.419-422, pp.51-56, 2003
- 95. T. Kaneko and M. Suzuki, "Automotive Applications of Magnesium Alloys", Materials Science Forum, Vol.419-422, pp.67-72, 2003
- 96. A.K. Dahle, Y.C. Lee, M.D. Nave, P.L. Schaffer and D.H. StJohn, "Development of the as-cast microstructure in magnesium-aluminum alloys", Journal of Light Metals, Vol.1, No.1, pp.61-72, 2001
- 97. Y.G Na, C.D. Yim, K.S. Shin, "Processing Technology of Magnesium Alloys and Components", Journal of the Korean Foundrymen's Society, Vol.22, No.3,



pp.144-153, 2002

- 98. M. Kohzu, "Domestic of overseas trend in research and development of magnesium alloy plastic processing", Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol.54, No.11, pp.493-498, 2004
- 99. 日本金屬學會, "金屬データブック 改訂 2版", 1983
- 100. H.E. Boyer and T.L. Gall, "METALS HANDBOOK-Desk Edition", 1985
- 101. X. Huang, K. Suzuki, A. Watazu, I. Shigematsu and N. Saito, "Microstructure and Texture of Mg-Al-Zn Alloy Processed by Differential Speed Rolling", Journal of Alloys and Compounds, Vol.457, No.1-2, pp.408-412, 2008
- 102. L.W.F. Mackenzie and M. Pekguleryuz, "The Influences of Alloying Additions and Processing Parameters on the Rolling Microstructures and Textures of Magnesium Alloys", Materials Science and Engineering A, Vol.480, No.1-2, pp.189-197, 2008
- 103. Y. Nakaura, A. Watanabe and K. Ohori, "Refinement of Recrystallized Grains of AZ31 Magnesium Alloy Sheets by Asymmetric Rolling", Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol.57, No.2, pp.67-73, 2007
- 104. N. Stanford and M.R. Barnett, "Fine Grained AZ31 Produced by Conventional Thermo-Mechanical Processing", Journal of Alloys and Compounds, Vol.466, No.1-2, pp.182-188, 2008
- 105. K. Ohtoshi and M. Katsuta, "Changes in Mechanical Properties and Crystallographic Textures with the Rolling Conditions of the AZ31 Magnesium Alloy Sheets", Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol.51, No.10, pp.534-538, 2001
- 106. A.G Beer and M.R Barnett, "Microstructure Evolution in Hot Worked and Annealed Magnesium Alloy AZ31", Materials Science and Engineering A, Vol.485, No.1-2, pp.318-324, 2008
- 107. Y. Nakaura, A. Watanabe and K. Ohori, "Grain Refinement of AZ31 Magnesium Alloy Sheets Fabricated by Rolled and Heat Treated Twin Roll Cast Plate", Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol.58, No.1, pp.22-26, 2008
- 108. Y. Yoshida, K. Arai, S. Itoh, S. Kamado, T. Wada, T. Matsunaga, T. Yoshimoto and Y. Kojima, "Effects of Al and Zn Contents and Heat Treatment on Microstructures and Tensile Properties of Mg-Al-Zn Alloys", Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol.55, No.10, pp.456-462, 2005



- 109. J. A. Esparza, W.C. Davis, E.A. Trillo and L.E. Murr, "Friction-Stir Welding of Magnesium Alloy AZ31B", Journal of Materials Science Letters, Vol.21, No.12, pp.917-920, 2002
- 110. W. Xunhong and W. Kuaishe, "Microstructure and Properties of Fiction Stir Butt-Welded AZ31 Magnesium Alloy", Materials Science and Engineering A, Vol 431, No.1-2, pp.114-117, 2006
- 111. T. Lei, C. Ouyang, W. Tang, L.F. Li and L.S. Zhou, "Enhanced Corrosion Protection of MgO Coating on Magnesium Alloy Deposited by an Anodic Electrodeposition Process", Corrosion Science, Vol.52, No.10, pp.3504-3508, 2010
- 112. S. Ramakrishnan and P. Koltun, "Global Warming Impact of the Magnesium Produced in China using the Pidgeon Process", Resources, Conservation and Recycling, Vol.42, No.1, pp.49-64, 2004
- 113. A. Tharumarajah and P. Koltun, "Is there an Environmental Advantage of using Magnesium Components for Light-Weighting Cars?", Journal of Cleaner Production, Vol.15, No.11-12, pp.1007-1013, 2007
- 114. J.k. Lee, S.H. Ha, Y.J. Kim, H.H. Do and S.K. Kim, "Melt Protection Property and Ignition Resistance Property of CaO added AZ91D Mg Alloy", Journal of the Korean Foundrymen's Society, Vol.27, No.3, pp.131-134, 2007
- 115. J.K. Lee and S.K. Kim, "Development of Eco-Mg Alloy", Journal of the Korean Foundrymen's Society, Vol.29, No.3, pp.101-112, 2009
- 116. 新井武二, "レーザ加工の基礎工学", 丸善株式會社, 2007
- 117. B. Brofin, E. Aghion, N. Fantetti, F. Von Buch, S. Schumann and H. Friedirch, "High Temperature Mg Alloys for Sand and Permanent Mold Casting Applications", SAE Technical Papers, No. 2004-01-0656, 2004
- 118. B. Brofin and N. Moscovitch, "New Magnesium Alloys for Transmission Parts", Metal Science and Heat Treatment, Vol.48, No.11-12, pp.479-486, 2006
- 119. E.A. Nyberg, S.R. Agnew, N.R. Neelameggham and M.O. Pekguleryuz, "The Effect of Heat Treatment Conditions on the Mechanical Properties of Sand Cast Alloy MRI 202S", Magnesium Technology 2009, pp.87-91, 2009
- 120. 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, No.4, pp.1231-1237, 2007



- 121. M.Y. Lee, "A Multi Kilowatts CW Fiber Laser Welding", Journal of Korean Welding and Joining Society, Vol.26, No.4, pp.8-13, 2008
- 122. J. Feng, H. Zhang and P. He, "The CMT Short-Circuiting Metal Transfer Process and Its Use in Thin Aluminum Sheets Welding", Materials and Design, Vol.30, No.5, pp.1850-1852, 2009
- 123. H.T. Zhang, J.C. Feng, P. He, B.B. Zhang, J.M. Chen and L. Wang, "The Arc Characteristics and Metal Transfer Behaviour of Cold Metal Transfer and Its Use in Joining Aluminum to Zinc-Coated Steel", Materials Science and Engineering A, Vol.499, No.1-2, pp.111-113, 2009
- 124. K. Furukawa, "New CMT Arc Welding Process-Welding of Steel to Aluminum Dissimilar Metals and Welding of Super-Tin Aluminum Sheets", Welding International, Vol.20, No.6, pp.440-445, 2006
- 125. 곽명섭, "LPG특수선 재액화장치용 순티타늄판의 Nd:YAG 레이저 용접성에 관한 연구", 한국해양대학교 석사학위청구논문, 2008년 8월
- 126. 대한용접·접합학회, "용접·접합 편람 Ⅱ 역학, 시공 및 검사", 2008
- 127. 김종도, "최신용접공학", 형설출판사, 1989




연구실적

1. 연구논문

- J.D. Kim, J.H. Lee and K.C. Kim, "Welding Characteristics of Aluminized Steel Sheet by Nd:YAG Laser(I) -Effects of Al Coating Weight on Weld Strength-", *Journal of the Korean Welding and Joining Society*, Vol.25, No.4, pp.65-71, 2007
- J.D. Kim, J.H. Lee and K.C. Kim, "Welding Characteristics of Aluminized Steel Sheet by Nd:YAG Laser(Ⅱ) -Behavior of Al element in the weld-", *Journal of the Korean Welding and Joining Society*, Vol.25, No.4, pp.72-78, 2007
- J.D. Kim, J.H. Lee and S.H. Kim, "Weldability of Low Carbon Steel with Al Coating Condition by Nd:YAG Laser", *Journal of the Korean Society of Marine Engineering*, Vol.31, No.6, pp.736-743, 2007
- J.D. Kim and J.H. Lee, "A Study on the Laser Weldability of Aluminized Steel Sheet with Coating Condition", *Journal of Korean Society of Laser Processing*, Vol.10, No.4, pp.7-12, 2007
- J.D. Kim, B.L. Kil and J.H. Lee, "Effect of Process Parameters on Laser Weldability of AZ31 Magnesium Alloy, *Journal of the Korean Society of Marine Engineering*, Vol.32, No.4, pp.570-577, 2008
- J.D. Kim, J.H. Lee and J.S. Kim, "Characteristics of Butt Welded AZ31 Magnesium Alloy with Laser Welding Conditions", *Journal of the Korean Society of Marine Engineering*, Vol.33, No.4, pp.517-523, 2009
- J.H. Lee, J.D. Kim, J.S. Oh and S.J. Park, "Effect of Al coating conditions on laser weldability of Al coated steel sheet", *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, Vol.19, No.4, pp.946-951, 2009(SCI)
- J.D. Kim, J.H. Lee and J.S. Kim, "Study of Defect Prevention on Weld Zone of Magnesium Alloy by Pulse Control of Nd:YAG Laser", *Journal of the Korean Society* for Precision Engineering, Vol.27, No.1, pp.99-104, 2010
- J.D. Kim, J.H. Lee and J.S. Kim, "Characteristics of Butt-Welded Joints on AZ31 Magnesium Alloy using a Nd:YAG Laser", *INTERNATIONAL JOURNAL OF PRECISION ENGINEERING AND MANUFACTURING*, Vol.11, No.3, pp.369-373, 2010 (SCI)
- J.D. Kim, J.H. Lee and Y.S. Kim, "A Study on Weld Defect and Their Alternatives during Lap Welding of AZ31B Magnesium Alloy by Pulsed Nd:YAG Laser", *Journal* of the Korean Welding and Joining Society, Vol.29, No.3, pp.82-88, 2011



2. 학술대회

- J.H. Lee, K.C. Kim and J.D. Kim, "Welding Characteristics of Aluminized Steel by Nd:YAG Laser(I) -Effects of Al Coating Weight on Welds-", *Proceedings of the 2005 Autumn Annual Meeting of Korean Welding Society*, Vol.45, pp.249-251, 2005
- J.H. Lee, K.C. Kim and J.D. Kim, "Effect of Coating Weight on Nd:YAG Laser Weldability of Aluminized Steel", 9th HiDEC of Korean Welding Society, pp.88-94, 2005
- J.H. Lee, S.H. Kim, C.K. Chun, S.W. Kim and J.D. Kim, "Effects of welding parameters on ultrasonic bonding strength of solar collector", *Proceedings of the 2006* Spring Annual Meeting of Korean Welding Society, Vol.46, pp.233-235, 2006
- J.H. Lee, J.D. Kim, K.C. Kim and S.H. Kim, "Nd:YAG Laser Weldability of Aluminized Steel -Behavior of Al in the weldmetal-", *Proceedings of the 2006 Autumn Annual Meeting of Korean Welding Society*, Vol.47, pp.210-212, 2006
- J.D. Kim, J.H. Lee, S.H. Kim and K.C. Kim, "Welding Characteristics of Low Carbon Steel with Al Coating Condition by Nd:YAG Laser", *Proceeding of the KSME 2007* Spring Annual Meeting, pp.264-268, 2007
- J.D. Kim, J.H. Leeand K.C. Kim, "Weldability of Low Carbon Steel with Al Coating Condition by Nd:YAG Laser", Proceedings of the KOSME 2007 First Conference, pp.265-266, 2007
- J.D. Kim, J.H. Lee, K.C. Kim, "A STUDY ON THE WELDABILITY OF ALUMINIZED STEEL SHEET BY ND:YAG LASER", The 2nd International Conference on Advanced Nondestructive Evaluation, pp.201, 2007
- J.D. Kim, J.H. Lee, G.H. Sim and M.Y. Lee, "Effect of Process Parameter in Laser Welding of Magnesium Alloy", *Autumn Annual Proceedings Meeting of Korean Society* of Laser Processing, pp.28-31, 2007
- J.D. Kim, J.H. Lee, G.H. Sim, D.H. Jang and M.Y. Lee, "Weldability of Magnesium Alloy Sheet by Nd:YAG Laser(I) -Comparison of Laser Weldability according to Properties of Base metal-", *Abstracts of the 2008 Spring Annual Meeting of Korean Welding and Joining Society*, Vol.49, pp.47, 2008
- J.D. Kim, J.S. Oh, S.J. Park and J.H. Lee, "Effect of Al Coating Conditions on Laser Weldability of Al Coated Steel Sheet", *17th World Interfinish Congress & Exposition* with 9th ICASE, pp.518, 2008
- J.D. Kim, J.H. Lee, G.H. Sim and D.H. Jang, "A Study on Laser Weldability of Magnesium Alloy for Light Weight", *Proceeding of the KSME 2008 Spring Annual Meeting(Pusan branch)*, pp.232-236, 2008
- 12. J.D. Kim, J.H. Lee, S.J. Lee, Y.C. Song and M.Y. Lee, "The Laser Weldability of



Magnesium Alloy AZ31 with Welding Parameters", *Proceedings of the KOSME 2008 First Conference*, pp.3-4, 2008

- J.D. Kim, J.H. Lee, J.S. Kim and M.Y. Lee, "Weldability of AZ31B Magnesium Alloy by Nd:YAG Laser", *Autumn Annual Meeting of Korean Society of Laser Processing*, pp.160-163, 2008
- J.D. Kim, J.H. Lee, G.H. Sim and M.Y. Lee, "Nd:YAG Laser Welding of AZ31B Magnesium Alloy for Light Car Body", 14th HiDEC of Korean Welding & Joining Society, pp.99-104, 2008
- 15. J.D. Kim, J.H. Lee, M.Y. Lee and H.J. Park, "Microstructure and Mechanical Properties on Weldment of AZ31 Magnesium Alloy by Nd:YAG Laser", *Spring Annual Proceedings of Korean Society of Laser Processing*, pp.152-155, 2009
- J.D. Kim, J.H. Lee, M.Y. Lee, H.J. Park and Y.S. Kim, "Mechanical Properties on Butt Welds of AZ31 Magnesium Alloy by Laser Welding Conditions", *Proceedings of the* KOSME 2009 First Conference, pp.223-224, 2009
- J.D. Kim, J.H. Lee, J.B. Lee and Y.S. Kim, "Basic Study on Weldability of AZ31B Magnesium Alloy by Nd:YAG Laser", *Proceeding of the KSME 2009 Autumn Annual Meeting(Pusan branch)*, pp.17-18, 2009
- J.D. Kim, J.H. Lee, J.B. Lee, M.Y. Lee and H.J. Park, "Weldability of Magnesium Alloy Sheet by Nd:YAG Laser (II) -Mechanical Properties and Microstructure of Weldment-", *Abstracts of the 2009 Autumn Annual Meeting of Korean Welding and Joining Society*, Vol.52, pp.116, 2009
- J.H. Lee, C.J. Lee, J.B. Lee, J.D. Kim and M.Y. Lee, "Study on Nd:YAG Laser Weldability of AZ31B Magnesium Alloy for Industrial Applications", *Proceedings of the KSME 2010 Fall Annual Meeting*, pp.246, 2010
- J.D. Kim, J.H. Lee and Y.S. Kim, "Study on Defects Control of Eco-friendly Magnesium Alloy in Pulsed Nd:YAG Laser Welding", *Abstracts of the 2010 Autumn Annual Meeting of Korean Welding and Joining Society*, Vol.54, pp.112, 2010
- J.D Kim, J.H. Lee, M.K. Song, J.D. Kim and T.H. Kim, "Study on Laser Weldability of Sand Casting Magnesium Alloy", *Proceedings of the KOSME 2011 First Conference*, pp.225, 2011
- J.D. Kim, J.H. Lee, Y.S. Kim, I.D. Park, "Laser Welding Technique for Manufacturing of Mg Alloy Parts", 17th HiDEC of Korean Welding & Joining Society, pp.129-139, 2011
- J.D. Kim, M.K. Song, J.H. Lee and H.T. Hwang, "Characteristics of Heat Treatment with Materials during Laser Surface Hardening of Cast Iron for Die", *Proceeding of the KSME 2011 Spring Annual Meeting(Manufacture and Design Engineering)*, pp.147-148, 2011



감사의 글

지난 7년의 시간 동안 참 많은 일들이 있었으나, 돌이켜보면 처음 연구실을 들어온 그 날이 어제처럼 느껴집니다. 많은 인연들을 만날 수 있었고, 또한 많은 분들의 도움 으로 무사히 학위과정을 마칠 수 있게 되어 감사의 마음을 전하고자 합니다.

먼저, 학위과정 동안 진심어린 관심과 지도로 저를 이끌어주진 김종도 지도교수님께 머리 숙여 감사드립니다. 우연찮은 기회에 교수님 수업을 듣게 되고, 대학원 진학을 결 심하게 된 그날이 제 인생에 가장 큰 전환점이 되었습니다. 많이 부족한 저를 선뜻 제 자로 받아주시고 오늘날까지 지도해주신 것에 깊은 감사와 존경의 마음을 전합니다. 앞 으로 부끄럽지 않은 제자가 되도록 사회에서도 항상 노력하겠습니다.

이번 논문심사에서 많이 부족한 저를 이해해 주시고 기다려 주신 심사위원 교수님들 께 감사의 마음을 전합니다. 우선 바쁘신 와중에도 이렇게 멀리까지 오셔서 심사를 진 행해 주신 기계연구원의 서정 박사님께 감사의 말씀을 전합니다. 다음으로 바쁘신 와중 에도 영문을 세심하게 검토하여 주신 김기준 교수님과 세밀하게 본문을 점검해주신 정 병건 교수님께 감사드립니다. 또한 항상 학문적 열정으로 지도해주신 이명훈 교수님께 도 감사와 존경의 마음을 전합니다.

실험실 생활을 통해 많은 식구들을 알게 되었습니다. 우선 제가 졸업하면 실질적으로 많은 일을 하게 될 무근이에게 선배로써 많은 도움을 주지 못한 것 같아 미안하다는 말과 격려의 말을 함께 전하고 싶습니다. 지금은 모두 졸업하여 사회에서 자신의 분야 를 개척하고 있는 많은 선배님과 후배들의 도움으로 오늘날의 제가 있습니다. 처음 석 사생활을 시작했을 때부터 많은 모범과 힘이 되어주신 박현준 선배님, 유승조 선배님, 그리고 다방면에 박식하며 많은 도움을 주신 이창제 선배님, 어려움 속에서도 웃음을 같이 한 강운주 선배님에게 고마운 마음을 전합니다. 또한 성실한 명섭이와 유학중인 수진이, 그리고 활기찬 재범이에게도 감사의 말을 전합니다. 그리고 회사 사정으로 아 직 학위를 마무리 짓지 못한 영채씨, 조금만 더 힘내서 올해엔 꼭 졸업하길 바랍니다. 특히 현준이 형과 영채씨 앞으로도 많은 도움 부탁해요^^.

인생의 선배로써 항상 많은 조언과 길을 제시해주신 태경봉 선배님, 윤희종 선배님, 이상수 선배님, 황현태 선배님, 오재환 선배님, 박용호 선배님, 김평수 선배님, 문찬희 선배님 그리고 조규장 선배님에게도 감사의 마음을 전합니다. 선배님들과 함께여서 즐 거운 대학원 생활을 보낼 수 있었습니다.

표면공학실험실 식구들에게도 안부를 전하고 싶습니다. 배일용 선배님, 상민이, 정현이 연원이, 훈성이형 모두 맡은 자리에서 건승하길 바라며, 유학생활도 무사히 마치길 바 랍니다. 승효, 경민, 충국이도 남은 시간 잘 마무리해서 좋은 결과가 있었으면 합니다.

본 논문이 완성되기까지 실험에 많은 도움을 주신 분들께 지면으로나마 감사의 마음 을 전합니다. 우선 성우하이텍에 이문용 소장님, 바쁘신 와중에서 회사 장비를 대여해 주셔서 맘 편히 실험을 진행할 수 있게 해주신 점 깊이 감사드립니다. 바쁜 회사생활 가운데에서도 분석에 많은 시간을 할애하여 주신 유니온스틸의 강태영 박사님, 실험에



많은 도움을 주신 한라이비텍의 남기정 박사님에게 머리 숙여 감사드립니다.

마지막으로 부족한 아들임에도 불구하고 항상 믿어주신 아버지, 밤늦게 돌아오는 아 들을 변함없이 기다리며 반겨주시는 어머니에게 깊은 감사를 드립니다. 그리고 지금은 자신의 길을 걷고 있는 동생, 성한이에게 부족한 형으로서 미안한 마음과 깊은 감사를 전합니다. 이 작은 성과가 조금이나마 보답이 되었으면 합니다. 이 논문을 쓰기 위해 정말로 많은 사람들의 도움을 받았습니다. 일일이 찾아뵙고 고마움을 전해야 하나 이 글로 대신하며 머리 숙여 감사드립니다. 많은 경험을 했고 많은 것을 느낄 수 있었던 시간이었습니다. 다시 한번 감사의 마음을 전하며 항상 건강하고 행복하시길 바랍니다. 끝으로 변함없이 제 옆자리를 지켜주고 항상 힘이 되어준, 그리고 앞으로 남은 시간 을 함께 의지하며 살아갈 제 반려자 정진희에게 이 논문을 바칩니다.



2012년 1월 1일 이 정 한

