

저작자표시-비영리-동일조건변경허락 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.
- 미차적 저작물을 작성할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리, 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



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

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

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

미것은 이용허락규약(Legal Code)을 미해하기 쉽게 요약한 것입니다.

Disclaimer 🖳





2006년 2월 석사학위논문

고출력 *CW Nd:YAG* 레이저를 이용한 *CSP 1N* 냉연강판 절단특성 분석 및 *3*차원 유한요소 해석에 관한 연구

> 조 선 대 학 교 대 학 원 기계공학과 김 민 수

고출력 *CW Nd:YAG* 레이저를 이용한 *CSP 1N* 냉연강판 절단특성 분석 및 *3*차원 유한요소 해석에 관한 연구

Investigation into the characteristics and finite element analysis of laser cutting process for CSP 1N sheet using high power CW Nd:YAG laser

2006 년 2월 일

조 선 대 학 교 대 학 원 기계공학과 김 민 수

고출력 *CW Nd:YAG* 레이저를 이용한 *CSP 1N* 냉연강판 절단특성 분석 및 *3*차원 유한요소 해석에 관한 연구

지도교수 안 동 규

이 논문을 공학석사학위신청 논문으로 제출함.

2005 년 10 월 일

조 선 대 학 교 대 학 원 기계공학과 김 민 수

김민수의 석사학위 논문을 인준함.

위원장 조선대학교 교수 한 길 영 (인)

위 원 조선대학교 교수 유 영 태 (인)

위 원 조선대학교 교수 안 동 규 (인)

2005 년 11 월 일

조선대학교 대학원

목 차

LIS	ST OF TABLES	Ι
LIS	ST OF FIGURES	Π
ΑE	BSTRACT	
제	1 장 서 론	1
	1.1 연구배경	1
	1.2 연구목적 및 방법	11
제	2 장 레이저 절단시편 및 실험방법	13
	2.1 레이저 절단시편 및 시편의 반사율 측정	13
	2.2 실험 방법	17
	2.2.1 레이저 절단 시스템	18
	2.2.2 직선 절단 실험	20
	2.2.3 각도 절단 실험	21
	2.2.4 루프(Loop) 절단 실험	22
제	3 장 결과 및 고찰	23
	3.1 절단 가능 영역 (Practical cutting region)	23

	3.1.1 평균 드로스 면적 (Dross area)	23
	3.1.2 직진도 (Straightness)	26
3.2	절단폭 (Kerfwidth)	31
3.3	유효입열량 (Effective heat input)	38
3.4	표면조도 (Surface roughness)	40
	3.4.1 표면조도 측정 방법	40
	3.4.2 중심선 평균거칠기 (Ra)	42
	3.4.3 최대높이 (R _{max})	45
	3.4.4 3차원 표면 형상 측정	48
3.5	물결무늬 (Striation) 형성	52
	3.5.1 물결무늬 경사각 (Angle of striation)	52
	3.5.2 물결무늬 개수 (Number of striation)	56
	3.5.3 물결무늬 생성주기 (Frequency of striation) …	62
	3.5.4 절단깊이와 파단깊이의 비(Cut & break ratio)	65
3.6	절단 각도에 따른 절단 특성	69
	3.6.1 코너 용융면적 (Melted area in the sha	arp
corner)		
		69
	3.6.2 열영향부(Heat affective zone)	76
3.7	루프 절단에 따른 모서리 절단 특성	81

		3.7.1	코너	용융면적	턱 (]	Melted	area	in	the	sharp
cor	ner)									
					• • • • • • • • • • • • • • • • • • • •			•••••	•••••	···· 82
		3.7.2	열영향	부(Heat	affec	ctive zo	ne)	•••••	• • • • • • • • • • • • • • • • • • • •	85
제	4 정	3차	원 열정	선달 해석				•••••	•••••	89
	4.1	3차원	유한요	소 모델링	딍					89
	4.2	모델링	타당성	성 검증						96
	4.3	3차원	온도분	포 특성	분석					99
제	5 정	결론	- 및 형	후과제						· 105
RE	FER	ENCE	S							· 109
감기	나의	글								• 113

LIST OF TABLES

Table	1	Chemical composition of CSP 1N (wt%) 14
Table	2	Experimental conditions
Table	3	Practical cutting region of each cutting condition 28
Table	4	Coefficient of equation for the relationship between
		kerfwidth and effective heat input
Table	5	Number of elements and nodes

LIST OF FIGURES

Fig. 1 Relationship between the laser power and kerfwidth for
each
cutting speed in case of CO ₂ laser cutting of mild steel
sheet
Fig. 2 SEM microphotographs of top surface for laser-cut
workpieces
Fig. 3 Schemetics of formation for cut-out specimen with HAZ 4
Fig. 4 Top surface of laser cutting according to a shield gas 4
Fig. 5 Practical cutting regions in case of cutting of a mild steel
using
1.5kW CW Nd:YAG laser5
Fig. 6 Laser-cut edge of a mild steel specimen according to the
type
of wave6
Fig. 7 Typical striation patterns for the case of cutting of a mild
steel
using CO ₂ laser7
Fig. 8 Conventional formation of the cut fornt in case of cutting
of a
mild steel using CO ₂ laser7
Fig. 9 Schematic view of cut edges in case of cutting of a mild

			1
C	$\vdash \triangle$	\triangle	ı
\sim	ı.c		1

	ι	using CO ₂ laser 8
Fig.	10	Schematic illustration for the process of laser cutting of
meta	ls	
		······ 8
Fig.	11	Temperature distribution during welding process 10
Fig.	12	Specimen of laser cutting experiments (CSP 1N) 13
Fig.	13	Reflectivity of materials
Fig.	14	Measurement equipment of reflectivity (U-4100) $\cdots 15$
Fig.	15	Reflectivity of CSP 1N
Fig.	16	Schematic diagrams of laser cutting system using a high
powe	er	
		CW Nd:YAG laser and a 5-axis robot system 18
Fig.	17	Experimental set-up
Fig.	18	Cutting method of CSP 1N 20
Fig.	19	Corner cutting method
Fig.	20	Loop cutting method
Fig.	21	Measuring methodology of the average dross area $\cdots\cdots$ 24
Fig.	22	Influence of cutting speed on the average dross area
accor	rdir	ng
		to power of laser25
Fig.	23	Estimation method of straightness for the cut section $\cdots26$
Fig.	24	Influence of cutting speed on the straightness according
to		
		power of laser27

Fig. 25 Cutting characteristics in back and forth of minimum
cutting
speed (P=1,600 Watt, T=1.0 mm, Lower surface) 29
Fig. 26 Cutting characteristics in back and forth of maximum
cutting
speed (P=1,600 Watt, T=1.0 mm, Lower surface) 30
Fig. 27 Influence of travel speed and power of laser on kerfwidth
for
each thickness of material
Fig. 28 Influence of power of laser on kerfwidth for each
thickness of
material in the optimum cutting speed
Fig. 29 Influence of cutting speed on shape of cut section and
kerfwidth (T=1.6 mm, P=1,800 Watt) 35
Fig. 30 Influence of travel speed of laser and thickness of
material on
kerfwidth for each power of laser
Fig. 31 Relationship between effective heat input and kerfwidth
38
Fig. 32 Measuring equipment of roughness (Suftest 402) 40
Fig. 33 3D image measuring machine (ACCURA 2000) 41
Fig. 34 Influence of travel speed of laser and thickness of
material on
roughness for each power of laser44
Fig. 35 Relationship between travel speed of laser and thickness

	^
-	+

of
material for minimized R _a 45
Fig. 36 Influence of travel speed of laser on the maximum
roughness
for each power of laser47
Fig. 37 3D image of cutting surface (T=2.0mm, P=1,600 Watt)
49
Fig. 38 Influence of travel speed of laser on the maximum
roughness
(P = 1,200 Watt)50
Fig. 39 Influence of travel speed of laser on the maximum
roughness
(P = 1,200 Watt, T = 1.0 mm) 51
Fig. 40 Definition of striation angle for the cut surface (X 600)
52
Fig. 41 Influence of travel speed and power of laser on striation
angle
······ 54
Fig. 42 Influence of thickness of material and power of laser on
striation angle 55
Fig. 43 Influence of power of laser and thickness of material on
striation angle 56

Fig. 44 Influence of travel speed on the striation formation of the
cut
surface (T=1.0mm, 1200Watt) 58
Fig. 45 Influence of travel speed and power of laser on number
of
striation 60
Fig. 46 Influence of thickness of material and power of laser on
number of striation 61
Fig. 47 Influence of power of laser and thickness of material on
number of striation 61
Fig. 48 Number of striation in the cut section and length of the
measured area62
Fig. 49 Influence of travel speed and power of laser on the
striation
frequency 65
Fig. 50 Definition of depth of the cut area and the break area 66
Fig. 51 Influence of travel speed and power of laser on cut &
break
ratio 68
Fig. 52 Measuring methodology of the melted area 69
Fig. 53 Influence of cutting angle on the melted area in the sharp
edge
(T=1.0 mm, P=1,600 Watt, V=6,000 mm/min) 70
Fig. 54 Influence of cutting angle and power of laser on the
melted

area ·······73
Fig. 55 Influence of cutting angle and effective heat input on the
melted area ······ 75
Fig. 56 Measuring methodology of the melted area
Fig. 57 Influence of cutting angle and power of laser on the HAZ
78
Fig. 58 Influence of cutting angle and effective heat input on the
HAZ
81
Fig. 59 methodology of the loop cutting ————————————————————————————————————
Fig. 60 Influence of cutting angle and loop length on the melting
area
(T=0.5 mm, V=7,000 mm/min) 84
Fig. 61 Influence of cutting angle and loop length on the melting
area
(T=1.0 mm, V=6,000 mm/min) 87
Fig. 62 Mesh of the Specimen (T=2.0 mm) 91
Fig. 63 Thermal conductivity of specimen 93
Fig. 64 Specific heat of specimen 93
Fig. 65 Density of specimen 94
Fig. 66 Flowchart of modeling procedure for the 3D heat transfer
analysis
Fig. 67 Comparison of the results of analysis with those of
experiments

(T=2mm)	97						
Fig. 68 Comparison of the results	of analysis with those of						
experiments							
(kerfwidth) ·····	98						
Fig. 69 Results of FE analysis	100						
Fig. 70 Results of FE analysis (Q _{eff} =18	J/mm) 101						
Fig. 71 Results of FE analysis (T = 1.0	mm) 102						
Fig. 72 Results of FE analysis (T = 1.6	mm) 102						
Fig. 73 Relationship between effective he	eat input and kerfwidth 103						
Fig. 74 Relationship between effective he	eat input and a maximum						
temperature	104						

ABSTRACT

Investigation into the characteristics and finite element analysis of laser cutting process for CSP 1N sheet using high power CW Nd:YAG laser

Kim, Min-Su

Advisor: Prof. Ahn, Dong-Gyu,

Ph. D.

Dept. of Mechanical Engineering

Graduate School of Chosun

University

Laser cutting process is one of flexible rapid manufacturing technologies with various advantages including a high cutting speed, manufacturing of parts with a complex shape, and others. In addition, laser cutting can obtain high precision parts due to a narrow heat affected zone, a small kerfwidth and the minimized post-deformation after cutting. Hence, an interest in laser cutting in the production line is the precision and the net shape cutting of a metallic thin sheet. CW Nd:YAG laser begin to use in cutting of parts due to its advantageous characteristics, such as a small spot size, a higher energy density and a higher energy absorption rate of the cut

material, in recent years.

The objective of this research works is to investigate into the influence of process parameters on the quality of the cut section and characteristics of the heat transfer for the net shaping in the laser cutting of CSP 1N sheet using a high power Nd:YAG laser with a continuous wave. In the experiments, power of laser, cutting speed of laser, material thickness and corner angles as well as size of loop are selected as process parameters. The thickness of specimen is less than 2 mm. The experiments are performed using a 5-axis controlled automatic robot laser cutting system. CW Nd:YAG laser with a 2.8 KWatt of the maximum power and 1.06 μ m of the wave length is employed as the laser source.

In order to investigate the effects of process parameters, including the power of laser, the travel speed of laser and the thickness of the cut material, on the practical cutting region, the kerfwidth, the surface roughness, the formation of the striation, and the cut & brake ratio, several cutting experiments have been carried out. Using the results of the experiments, the practical cutting region for each thickness has been obtained. The dross area and the straightness in the lower surface of the cut section are chosen as the measure of the selection of the practical cutting region. The effective heat input is introduced to consider the power of laser and the travel speed of laser, together. From the results of the experiments, the relationship between the effective heat input and kerfwidth with respect to the thickness has been obtained. Through the investigation into the influence of process parameters on the surface roughness and the

formation of striation using the results of the experiments, optimal cutting conditions have been obtained.

In order to examine the influence of the corner angle and the size of loop on an amount of the corner melting and heat affected zone, the loop cutting experiments have been performed. Through the results of experiment, the relationship between the corner angle and the melted area in the back and forth of each optimal cutting condition has been obtained. In addition, it has been shown that the optimal overrun size, which is minimized the melted area in sharp corner, is approximately 3 mm.

In order to investigate the characteristics of the heat transfer during the laser cutting, the three-dimensional quasi-steady heat transfer analysis has been performed by a commercial code SYSWELD. The acceptable finite element analysis model has been established through comparison the results of analysis with those of the experiment. Using the FE analysis model, the three-dimensional temperature distribution in the cut material for each cutting condition has been investigated. The results have been shown that a rapid change of temperature occurs within \pm 0.5 mm from the center of the focus for laser. In addition, it has been known that it is possible to cut the CSP 1N sheet using CW Nd:YAG laser when the maximum temperature is greater than 2,000 °C.

The above results of experiments and analyses will be applied to construction of knowledge base for knowledge-based path generation program with an algorithm of the offset and the path modification to obtain the optimal cutting path of laser cutting.

제 1 장 서 론

1.1 연구배경

레이저 절단공정은 다양한 형상의 제품을 정밀 쾌속제작 할 수 있어 자 동차, 조선, 전자산업 등 산업계 전반에 적용되고 있다.¹⁾ 레이저 가공은 비접촉 가공이므로 가공중에 소재에 의한 반력이 없고, 가공중의 소음 발 생이 극히 적을 뿐만아니라 플라스틱, 천, 고무, 종이 등의 재질이나, 극 히 얇은판 등을 변형없이 고정밀도로 가공하는 것이 가능하다. NC 제어 장치와 결합하면 원호, 직선, 또는 자유곡선등 프로그램가공이 가능하며, 일반 절삭가공으로 가공할 수 없는 복잡한 형상, 미세한 형상 및 극취성 재료의 가공도 가능하다.2) 이러한 장점 때문에 오늘날 고정밀 절단 및 용 접이 필요한 산업분야에 폭넓게 활용되고 있다. 레이저 절단은 고속절단 을 수행함과 동시에 가공물의 가공영역에 열영향부가 적어 잔류응력이 작 게 발생하는 특징이 있다. 3) 그러므로, 열원을 이용한 비접촉식 박판재 절 단이 요구되는 경우 산소절단, 플라즈마 절단에 비하여 레이저 절단은 후 변형이 적고 정밀절단이 가능한 장점을 가지고 있다. 레이저의 종류는 레 이저를 발진시키는 능동매질의 종류, 출력의 형태, 출력의 강도 및 파장 등에 의하여 분류될 수 있다. 산업적 적용이 많은 고속절단이나 두꺼운 판의 절단, 고속용접이나 심입 용접 등에는 고출력을 낼 수 있는 연속파 형 CO₂ 레이저가 많이 사용되고 있다. ^{4~6)} 한편, 파장이 1.06 μ m 인 Nd:YAG 레이저는 레이저의 안정성이 높고 고출력을 얻을 수 있으며, 파 장이 10.6 μ 인 CO₂ 레이저 보다 가공물의 표면에서 빔 반사율이 매우 낮고 작은 영역에서 에너지가 집속되기 때문에 열 영향부가 작아서 제품 의 열변형이 작게 일어난다. ^{7~10)} 특히, 탄소강의 경우 Nd:YAG 레이저가 CO₂ 레이저보다 빔 흡수율이 7배 이상 높아 고효율의 제품 절단이 가능하다. 이러한 이유로, 최근 고출력 Nd:YAG 레이저 절단기의 산업적 적용이 활발히 진행되고 있다.¹¹⁾ 하지만, Nd:YAG 레이저를 이용한 고정밀레이저 절단 제품을 가공하기 위해서는 레이저 절단시 공정변수와 절단면특성의 관계에 대한 연구가 필요하다.

이와 관련된 선행 연구는 다음과 같다. NA 와 Yang 등에 의하여 저출력 CO₂ 레이저 절단시 보호가스압력의 영향성에 대한 연구가 수행되었다. 12) 그 결과 초음속 보조가스는 멀리까지 공급되며 주조금속 절단에서는 가스압력이 드로스 상태에는 상당한 영향을 미치지만 조도나 절단폭에는 무시할 정도이고, 가스압력 2.5 kg/cm² 일때 적정절단영역이 가장 크다는 것을 확인하였다.

Yilbas¹³⁾ 는 Fig. 1, 2와 같이 CO₂ 레이저를 이용한 연강판재 절단시 재료두께별 절단속도와 레이저 출력관계에 대한 연구를 수행하였다. 그결과 산소가스 압력이 증가하면 절단속도는 증가하고, 고속절단은 절단영역으로부터 열분산을 감소시킴을 확인하였다. 또한, 절단속도가 임계속도에 이르렀을때 절단 바닥면 부분에 가는홈 곡선이 나타남을 확인하였다. 그리고 고출력에서 임계 가스압력일때 절단속도는 거의 시편두께와 독립적임을 확인하다. Aloke¹⁴⁾ 등은 Fig. 3 과 같이 CO₂ 레이저를 이용한연강 박판재 절단시 입열량과 절단속도가 절단면 수직도에 미치는 영향에대한연구를 수행하였다. 그 결과 평균출력 2.0 kW, 보조가스 10 bar에서 가장 좋은 수직도를 얻었으며, 절단속력이 빠를수록 수직도가 높게나타남을 확인하였다. Dorn¹⁵⁾ 등은 Fig. 4 와 같이 펄스 Nd:YAG 레이저의 비정질 합금 절단시 절단속도, 펄스간격, 입력량의 절단부 조직변화에 대한 영향성에 대하여연구하였다. 그 결과 Nd:YAG 레이저를 이용한드릴링 작업시 발생하는 구조적 변형을 완전히 피할 수는 없지만 저속가

공 (V=150 mm/min) 과, 저열 (Q=17 mJ), 짧은 펄스시간(τ =0.10 ms) 의 공정변수를 이용한 가공을 실시한다면 용융영역에서 구조변형이 일어나지 않는 영역이 생성되는 것을 확인하였다. 동시에 용융영역 가장자리 부근의 구조변형 구간도 감소함을 확인하였다.

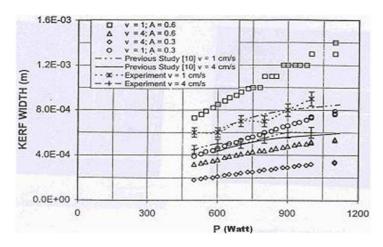


Fig. 1 Relationship between the laser power and kerfwidth for each

cutting speed in case of CO₂ laser cutting of mild steel sheet 13)

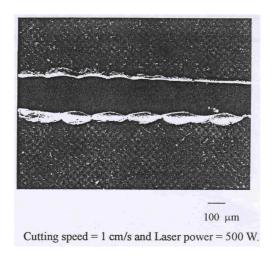


Fig. 2 SEM microphotographs of top surface of laser-cut workpieces
13)

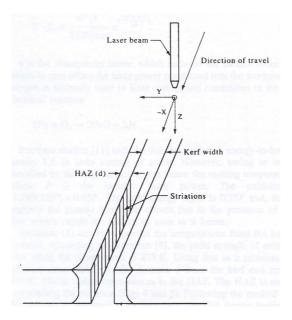


Fig. 3 Schemetics of formation for cut-out specimen with HAZ 14)

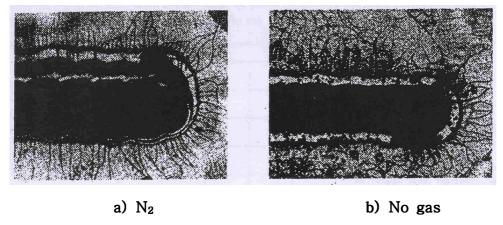


Fig. 4 Top surface of laser cutting according to a shield gas ¹⁵⁾

Naeem¹⁶⁾ 등은 Fig. 5 와 같이 1.5kW 급 연속파형 Nd:YAG 레이저를

이용한 연강 판재 절단시 범특성 (Beam quality), 초첨 크기, 가스압력이 절단가능 속도, 절단 가능 두께, 최적 가스 압력등에 미치는 영향에대한 연구를 수행하였다. 그 결과 범 특성 개선으로 초점 크기가 작아지고 필드깊이(Depth of field) 가 향상됨을 확인하였다. 그리고 초점 크기별 절단 속도는 두께 3mm 까지는 0.36 mm를 사용했을때, 최대절단속도가 0.60 mm 보다 더 크게 나오나 두께 3 mm 이후에는 초점크기가 0.60 mm 일때 최대 절단속도가 더 크게 나옴을 확인하였다. 또한, 두께가 두꺼워 질수록 최적의 가스압력은 감소하고, 그 영역 또한 좁아짐을확인하였다. King¹⁷⁾ 등은 Fig. 6과 같이 CO₂ 레이저를 이용한 연강판재절단시 필스 (Pulse) 에 따른 절단면 특성 변화에 대해서 연구를 하였다.

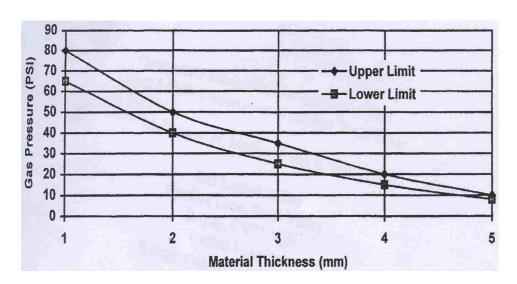
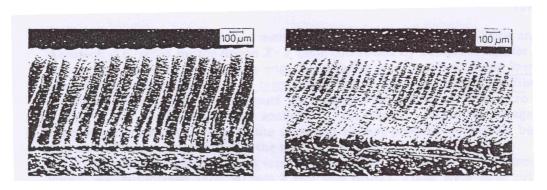


Fig. 5 Practical cutting regions in case of cutting of a mild steel using

1.5 kW CW Nd:YAG laser 16)



a) Continuous wave

b) Pulse laser (500Hz)

Fig. 6 Laser-cut edge of a mild steel specimen according to the type $\qquad \qquad \text{of wave} \ ^{17)}$

Olsen¹⁸⁾ 등은 Fig. 7 과 8 과 같이 CO₂ 레이저를 이용한 연강판 절단시 공정변수인 레이저 출력, 레이저 절단속력 및 가스압력이 절단면 물결무늬 (Striation) 형성에 미치는 영향에 대하여 연구를 수행하였다. 그 결과 절단폭에 있어서 몇몇 중요한 변수는 용융면의 온도분포, 용융층의 두께 그리고, 온도구배임을 확인하였으며, 절단가스가 저입일때는 단일형의물결무늬가 생성되나 고압일때는 2개로 분리된 형상으로 나타남을 확인하였다. 또한, 절단속도가 빠를수록 물결무늬 생성각도가 작게 나타남을 확인하였다. Yilbas¹⁹⁾ 는 Fig. 9 와 같이 CO₂ 레이저를 이용한 연강판재절단시 가스압력과 레이저 절단속력이 절단면 품질에 미치는 영향에 대하여 연구를 수행하였다. 그 결과 절단속도가 증가할수록 절단폭은 감소하고 레이저 출력이 증가하면 절단 폭도 증가함을 확인하였다. Ivarson²⁰⁾ 등은 CO₂ 레이저를 이용한 연강판재절단시 산화작용 및 절단면 물결무늬 생성에 대한 연구를 수행하였다. Chen²¹⁾ 등은 고출력 CO₂ 레이저를 이용한 연강 판재절단시 고압의 보조가스가 절단품질에 미치는 영향을

연구하였다. 그 결과 고압의 불활성 기체를 사용한 절단은 품질이 상당이 좋게 나왔으며, 고압의 산소와 공기를 사용한 절단은 품질이 떨어짐을 확인하였다. 아르곤을 보조가스로 사용한 절단에서는 최대 절단 속도가 크게 증가함을 확인하였다. 또한, 질소를 사용한 절단에서는 가스압력을 높임으로써 드로스가 감소하고, 표면거칠기가 좋아짐을 확인하였다.



a) Low pressure, medium cutting rates



b) High pressure, high cutting rates

Fig. 7 Typical striation patterns for the case of cutting of a mild steel

using CO₂ laser ¹⁸⁾

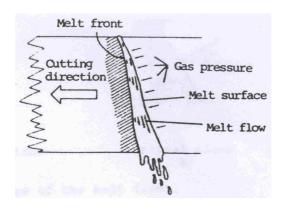


Fig. 8 Conventional formation of the cut front in case of cutting

of a mild steel using CO_2 laser $^{18)}$

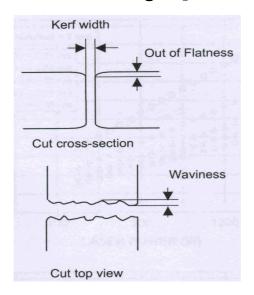


Fig. 9 Schematic view of cut edges in case of cutting of a mild steel ${\rm using} \ CO_2 \ laser^{\ 19)}$

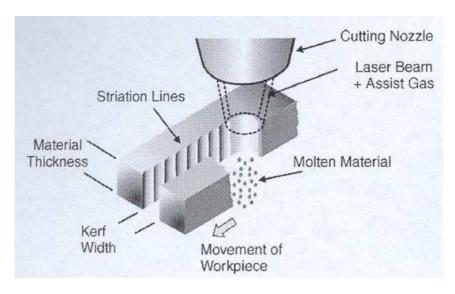


Fig. 10 Schematic illustration for the process of laser cutting of

한편, Ghany²²⁾ 등은 Fig. 10 과 같이 펄스와 연속파형 Nd:YAG 레이저를 이용한 1.2 mm 스테인레스 판재 절단에 대한 연구를 수행하였다. 그 결과 Nd:YAG 레이저를 이용한 스테인레스 판재의 절단에서 절단 품질은 절단속 력, 모드, 출력, 주파수, 초점위치에 주로 의존한다는 사실을 확인하였다. 또 한, 주파수와 절단속력을 증가시킬때, 절단폭과 거칠기가 감소함을 확인하였 다. 그리고, 출력과 가스압력을 증가시킬때는 절단폭과 거칠기가 증가함을 확인하였다. 최적의 공정변수는 레이저 출력 210 Watt, 주파수 200-250 Hz, 절단속력 1-1.5 m/min, 초점위치 (-0.5)~(-1) mm, 질소가스 압력 9~11 bar, 산소가스 압력 2~4 bar 임을 확인하였다. 절단가스 종류에 있어 서는 산소가스 보다 질소가스를 사용할때, 밝고 부드러운 절단면과 작은 절 단폭을 갖음을 확인하였다. Tsirkas²³⁾ 등은 Fig. 11 과 같이 SYSWELD 를 이용하여 Butt-joint 레이저 용접 공정의 유한요소해석에 대한 연구를 수행하였다. 그 결과 Butt-joint 시편의 레이저 용접공정을 시뮬레이션 하 고, 용접 판넬의 비틀림을 예측하기 위한 3차원 유한요소 모델을 개발 하였 다. Labudovic²⁴⁾ 등은 레이저 표면처리에 대한 3차원 유한요소 모델링에 관한 연구를 수행하였다. 그 결과 레이저 표면처리 과정중 열흐름의 3차원 유한요소 해석 모델의 개발을 통해 시뮬레이션 결과가 실제 공정중 볼수 없 는 용융물의 단면 형상을 통해서 용융깊이와 열영향부를 측정할수 있음을 확 인하였다. 또한, 모델에서 얻은 용융풀 형상과 이미지 프로세싱 결과가 잘 일 치하고 열축적으로 인해 용융풀의 깊이가 뒷부분이 더 깊음을 확인하였다. Lee²⁵⁾ 등은 비드 용접과 관련된 레이저 키홀 용접의 열원 모델링에 대한 연 구를 수행하였다. 그 결과 레이저 키홀 용접에 적용하기 위한 3차원 가우시 안 열원 모델을 제안하였으며, 레이저 키홀 용접에서 TEM₀₀ 와 TEM₀₁ 의 빔 모드가 흡수율에 미치는 영향은 작으며, 다중 반사에 크게 좌우됨을 확인 하였다. 또한 3차원 가우시안 열원 모델과 용융모드에 대한 열원 인자의 값

을 이용하여 비드 폭과 용입깊이를 비교적 정확하게 예측할수 있도록 하였다. 이상에서의 선행 연구를 통해서 레이저 절단공정에 영향을 미치는 공정 변수가 무수히 많음을 확인하였다. 이처럼 무수히 많은 공정변수의 영향을 받는 레이저 절단에서 고정도의 제품을 얻기 위해서는 가공재질의 종류별 공정변수에 대한 연구가 수행되어야 할 것으로 판단된다. 특히, 최근 포스코에서 개발되어 산업적으로 널리 사용하고 있는 CSP 1N 재질의 레이저 절단에 관한 선행연구는 찾아보기 어려웠다. 또한, 레이저 용접과 관련된 3차원 유한요소 해석 및 모델링 개발에 관련된 연구는 몇몇 수행된바 있으나 산업현장에서 널리 사용하고 있는 레이저 절단공정에 관한 3차원 유한요소 모델링에 관한 선행연구는 거의 찾아보기 어려웠다.

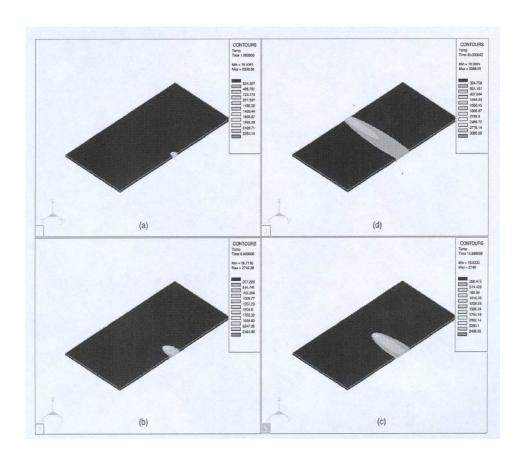


Fig. 11 Temperature distribution during welding process ²³⁾

1.2 연구목적 및 방법

본 연구에서는 고출력 CW Nd:YAG 레이저를 이용한 시편 두께 2 mm 이하의 CSP 1N 냉연강판의 절단시 공정변수가 절단폭과 절단면특성 및 절단재료 내부 열전달 분포에 미치는 영향에 대하여 고찰/분석하고 자 한다. 이러한 연구를 통해서 공정변수에 의해 크게 좌우되는 절단품질을 정량적으로 평가하고, 최적의 공정변수를 도출하고자 한다. 또한, 3차원 유한요소 해석을 통해서 절단공정중 볼 수 없는 온도분포를 확인하고 자 한다.

실험에서는 절단가스 분사 장치가 부착되고, 5자유도 운동이 가능한 최 대 출력 2.8 kW 의 연속파형 Nd:YAG 레이저를 이용하였다. 절단 실험 의 공정변수로써는 레이저 출력, 레이저 이송속력, 시편두께 및 절단각도 를 선정하였다. 실제적으로 절단이 되는 영역을 선정하기 위해서 레이저 절단 실험을 실시한 후, 절단면의 드로스 면적(Dross area)과 직진도 (Straightness) 분석을 통해서 절단 가능 영역(Practical cutting region) 도출하고자 한다. 또한 공정변수와 레이저 절단폭(Kerfwidth) 의 상관관계를 규명하기 위해서 광학현미경을 이용한 레이저 절단면을 확 대 촬영하여 절단폭을 측정하고자 한다. 그리고, 레이저 절단 공정의 가 장 큰 변수라 할 수 있는 레이저 출력과 레이저 절단속력을 동시에 고려 하기 위한 유효열입력량(Effective heat input)을 도입하고, 유효열입력 량과 절단폭의 상관관계를 규명하고자 한다. 표면조도 측정기를 이용한 절단면의 중심선 평균거칠기 (Ra) 와 최대높이 (Rmax) 측정을 통해서 공 정변수와의 상관관계를 규명하고자 한다. 그리고, 절단표면의 조도 형상 에 대한 3차원 측정을 통해서 절단면의 단면형상을 확인하고자 한다. 절 단면에 발생하는 물결무늬는 생성 개수, 주기, 절단깊이와 파단깊의 비,

절단부와 파단부에서의 경사각을 측정하여 공정변수와의 상관관계를 규명하고자 한다. 또한, 레이저를 이용한 각도별 절단을 수행하여, 절단각도가 모서리 용융량 및 열영향부에 미치는 영향을 정량적으로 평가하고, 이를 최소화하기 위한 최적의 루프길이(Size of loop) 찾기위한 루프절단을 수행하고자 한다. 본 연구에서는 이러한 실험결과를 종합하여 공정변수의 절단품질에 미치는 영향성을 정량적으로 평가하고 최적의 공정변수를 도출하고자 한다.

또한, SYSWELD V6.10을 이용하여 고출력 CW Nd:YAG 레이저를 CSP 1N 냉연강판 절단공정의 준정상상태(Quasi steady-state) 3차원 열전달 유한요소 모델링을 통해서 레이저 절단 공정중 발생하는 3차원 온도분포 특성을 분석하고자 한다.

제 2 장 레이저 절단시편 및 실험방법

본 장에서는 본 연구에 사용된 CSP 1N 시험편의 형상 및 특징과 고출력 CW Nd:YAG 레이저를 이용한 CSP 1N 냉연강판 절단 방법을 설명하고, 광학현미경을 이용한 절단시편의 특징 분석 방법에 관하여 서술하였다.

2.1 레이저 절단시편 및 시편의 반사율 측정

실험에 사용한 시편은 포항제철에서 개발되어 자동차용 및 구조물 판재로 많이 사용되고 있는 CSP 1N 압연강판이다. 판재 두께는 0.5 mm에서 2 mm 사이로 산소절단과 플라즈마 절단시 절단후 후변형에 의하여 절단이 양호하지 못한 영역을 선정하였다. 시편의 크기는 Fig. 12 와 같이 정사 각형의 250mm × 250mm 크기로 제작하였다. CSP 1N 박판재의 재료 성분비는 Table 1 과 같다.

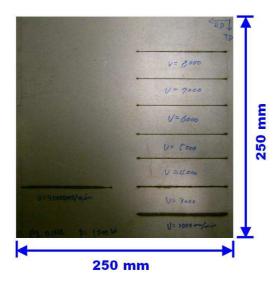


Fig. 12 Specimen of laser cutting experiments (CSP 1N)

Table 1 Chemical composition of CSP 1N (wt%)

С	Mn	P	S	Ti	Al
0.03	0.07	0.01	0.01	0.05	0.03

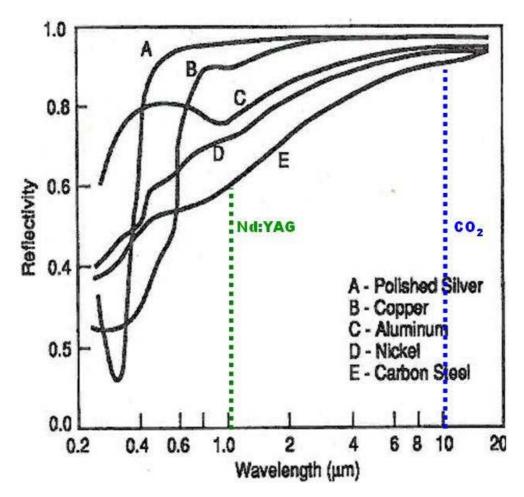


Fig. 13 Reflectivity of materials ²⁾

Fig. 13 은 일반적인 재료의 반사율을 보여준다. 2) 금속 표면에서 레이저 범의 반사율은 표면에 입사되는 레이저범에 대하여 반사되는 부분의 비율로서 0과 1 사이의 값을 가지며, 표면에 입사되는 레이저 범의 입사각도, 파장및 편광정도와 금속의 온도에 따라 차이가 난다. 이 값은 레이저에 의한 재료 가공시 입력되는 에너지 양을 추측할 수 있으므로 매우 중요하다. 파장이 5 μ m 정도 이상의 전자파가 금속 표면에 조사되는 경우에 금속의 반사율은식(1) 와 같이 구할수 있다. 26 식(3) 을 통해서 파장이 증가할수록 반사율이증가함을 알 수 있다.

$$R = 1 - 2\sqrt{\frac{v}{\sigma}} = 1 - \frac{2}{\sqrt{\sigma \frac{\lambda}{c}}}$$
 (1)

여기서, λ 는 레이저 빔의 파장, σ 는 금속의 전기전도도, c 는 빛의 속도이다.



Fig. 14 Measurement equipment of reflectivity (U-4100)

실험에 사용한 시편의 반사율은 Fig. 14 의 광대역 스펙트로 포토메타 (Hitachi 사)를 이용하여 측정을 실시하였는데, CSP 1N 재질의 표면 반사율은 표면 상태에 따라 크게 차이가 남을 알수 있었다. 아래 Fig. 15 에서와 같이 표면 처리를 실시하지 않은 시편의 표면 반사율은 2~3 %, 아세톤으로 표면 세척한 시편은 5~10 %, 표면 연마기(METPOL-1)를 이용한 표면 연마를 실시한 시편은 60~80 % 의 반사율을 나타내었다. 그 이유는 금속의 표면 상태가 잘 연마되어 평평함을 유지하면, 한번의 흡수와 반사가 일어나는 반면, 표면 거칠 경우, 레이저 파장 이상의 폭과 깊이가 있는 경우에는 다중흡수와 반사가 일어나기 때문이다.

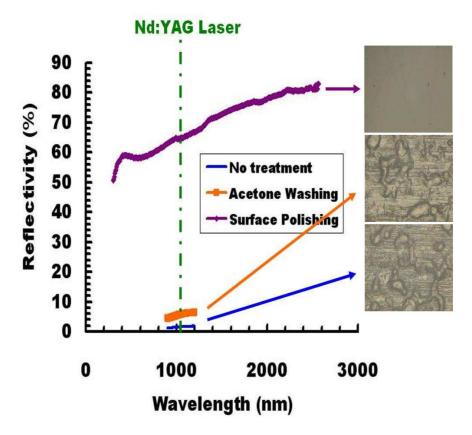


Fig. 15 Reflectivity of CSP 1N

2.2 실험 방법

본 연구에 사용된 레이저 공정변수는 레이저 출력(P)과 레이저빔 이송속도(V_{tr})이며, 재료변수는 재료두께(T)를 선정하였다. 실험에 사용된 공정변수와 재료두께는 Table 2 와 같으며, 절단가스 압력은 0.07 MPa 로고정하였다. 특히, 판재 두께는 0.5 mm에서 2 mm 사이로 산소절단과 플라즈마 절단시 절단후 후변형에 의하여 절단이 양호하지 못한 영역을 선정하였다.

Table 2 Experimental conditions

Process parameter	Condition	
Power of laser (Watt)	1,200 ~ 1,800	
Travel speed of laser (mm/min)	2,000 ~ 10,000	
Thickness of CSP 1N (mm)	0.5 ~ 2.0	
Gas pressure (MPa)	0.07	
Cutting angle (°)	30 ~ 150	
Size of loop (mm)	3, 5	

2.2.1 레이저 절단 시스템

본 연구에 사용된 레이저 절단 시스템은 최대 출력 2.8 kW 의 연속파형 Nd:YAG 레이저와 절단가스분사 장치가 부착된 5자유도 운동이 가능한 로봇 레이저 절단 시스템을 이용하였다. 연속파형 Nd:YAG 레이저는 독일의 Trumpf 사에서 제작된 아크 플래시 램프 펌핑 장치가 부가된 레이저 발진기에서 생성된다. 레이저 파장은 1.06 μ m 이며, 초점렌즈의 초점길이는 0.6 mm 이고, Fig. 16 과 17 는 레이저 절단 시스템의 구성도와 실험 장치의 사진이다.

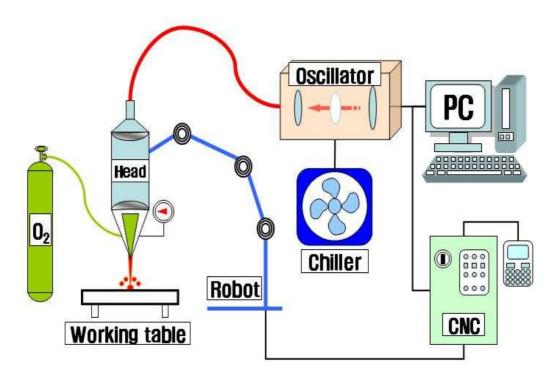


Fig. 16 Schematic diagrams of laser cutting system using a high power

CW Nd:YAG laser and a 6-axis robot system

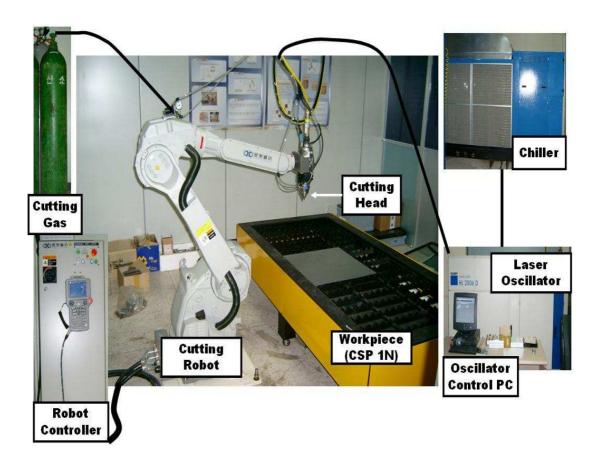


Fig. 17 Experimental set-up

레이저 절단 시스템의 작동 방식은 Fig. 17 에서와 같이 레이저 발진기(Oscillator)로 부터 생성된 레이저는 광화이버(Optical Fiber)를 통해서 CNC 조작이 가능한 6자유도 로봇에 부착된 절단 헤드(Cutting Head)로 전송되고, 보호가스인 산소와 함께 가공물에 조사된다.

2.2.2 직선 절단 실험

레이저 출력과 절단속력의 영향성 평가 및 절단 가능영역을 도출하기 위하여 Fig. 18 과 같이 전체 길이 100 mm 의 직선 절단 실험을 실시하였다. 그림에서와 같이 전체 절단길이 중 전·후 20 mm 의 레이저 안정화 구간을 제외한 나머지 60 mm 구간에서 반복 측정을 통한 데이터 값을 취득하였다. 레이저 절단 실험간 간격은 열영향을 최소화하기 위하여 최소 30 mm 이상의 간격을 유지하여 실험을 수행하였다. 40 배율의 광학현미경을 이용한 원형 시험편의 드로스 면적 (Dross area), 직진도 (Straightness), 열영향부 (Heat affective zone), 절단폭 (Kerfwidth) 측정을 실시하였다. 또한, 절단 시편의 상·하부면 측정이 끝난 후, 측정영역의 절단면 분석을 위해서 레이저 절단 시편을 레이저 절단방향에 수직이 되도록 절곡하였다. 절곡된 시험편은 600 배율의 광학현미경을 이용한 절단면 조직사진 촬영에 사용되었다.

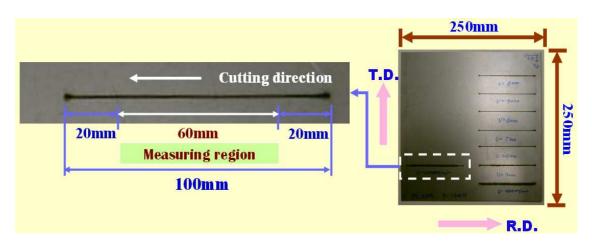
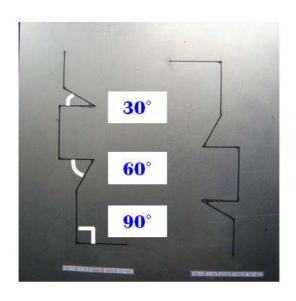


Fig. 18 Cutting method of CSP 1N

2.2.3 각도 절단 실험

다양하고 복잡한 형상의 절단시 모서리 부분에 열이 집중되어 용융됨으로써 요구하는 형상을 가공하기가 어렵다. 27~28) 이와같이 모서리 부분에서 재료가 용융되는 양을 정량적으로 평가하고 최적의 공정변수를 도출하기 위하여 Fig. 19 와 같이 레이저 절단 각도에 변화를 주어 실험하였다. Fig. 19 와 같이 절단각도는 30°, 60°, 90°, 120°, 150°로 선정하여 실험하였다. 실험에 사용된 공정변수는 직선 절단을 통해 확보한 최적의 공정변수를 사용하였다. 전체 실험은 3회 이상의 반복 실험하여 오차값을 최소화 하였다. 본 실험을 통해서 모서리 부분의 용융량(Fusion area) 및 열영향부(Heat affective zone)를 확인함으로써 모서리 절단시 열이집중되는 정도를 정량적으로 평가하였다.



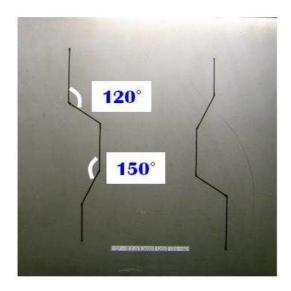


Fig. 19 Corner cutting method

2.2.4 루프(Loop) 절단 실험

각도 절단실험을 통해서 확인된 모서리 절단시 열이 집중되는 현상을 최소화하고 요구하는 형상을 고정도로 가공하기 위하여 Fig. 20 과 같이 모서리부분에 루프(Loop) 처리하여 실험하였다. 루프 길이는 3 mm, 5 mm 로 선정하였다. 루프 절단 실험한 각도는 각도 절단 실험을 통해서 확인된 모서리용융량에 영향을 미치는 각도인 30°, 60°, 90°, 120°로 하였다.

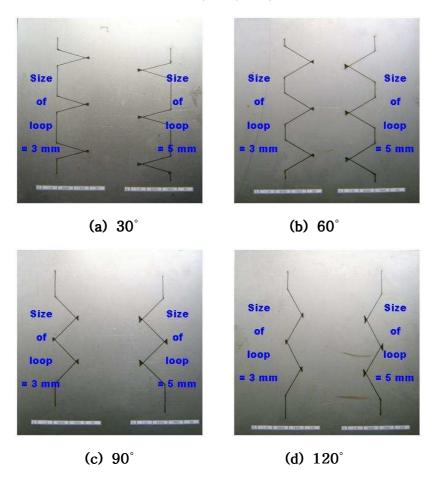


Fig. 20 Loop cutting method

제 3 장 결과 및 고찰

본 장에서는 고출력 CW Nd:YAG 레이저를 이용한 CSP 1N 냉연강판의 직선 절단, 각도 절단, 루프 절단실험 결과 분석을 통해서 절단 가능영역 및 최적의 공정변수 도출에 관해 나타내었다.

3.1 절단 가능 영역

절단가능영역 도출 및 공정변수의 절단가능영역 영향성 분석은 고출력 연속파형 Nd:YAG 레이저를 이용한 CSP 1N 박판재 절단 실험 결과 얻 어진 절단

면의 평균 드로스 면적 (η) 과 절단면의 직진도 (κ) 를 척도로하여 결정하였다.

3.1.1 평균 드로스 면적 (Dross area)

평균 드로스 면적은 식(2) 와 같이 계산 되었다. i 번째 1개 드로스의 면적을 A_i 라고 했을때 그 드로스의 면적은 Fig. 21 에서와 같이 여러개의 작은 삼각형으로 나눌수 있는데, 이렇게 나누어진 삼각형은 세변의 길이를 a, b, c 라고 할때, 헤론의 공식인 식(3)에 의해서 각각의 면적을 구할 수 있다. 이렇게 구한 삼각형의 면적을 합하면 드로스 1개의 면적인 A_i 값을 알수 있고, 정해진 면적안의 드로스 값을 모두 구한 다음 드로스 개수로 나눈값을 평균 드로스 면적(η)으로 정의하였다.

$$\eta = \frac{\sum_{i=1}^{n} A_{i}}{n} = \frac{\sum_{i=1}^{n} (\sum_{j=1}^{m} B_{j})_{i}}{n}$$
 (2)

$$A = \sqrt{S(S-a)(S-b)(S-c)}, S = (a+b+c)/2$$
(3)

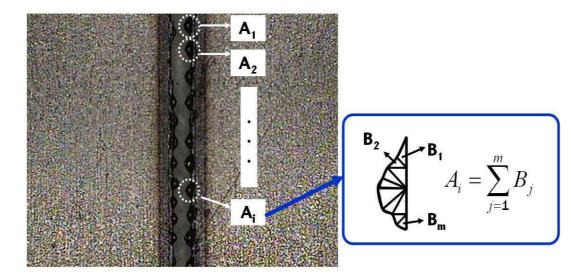


Fig. 21 Measuring methodology of the average dross area

본 연구에서는 평균 드로스 면적이 0.5 mm² 이하 일때를 절단 가능 영역으로 선정하였다. 다음의 Fig. 22 는 재료 두께 0.5 mm² 일때의 레이저 절단속도와 평균 드로스 면적과의 관계이다. 레이저 절단속력이 4,000 mm/min 로 증가할때, 평균 드로스 면적이 0.5 mm² 이하로 급격히 감소함을 알수 있다. 그 후, 레이저 절단 속력이 증가할수록 평균 드로스 면적이 조금씩 감소하였다. 레이저 절단속력이 9,000 mm/min 이상

이 되었을때 평균 드로스 면적이 급격히 증가함을 알수 있다. 또한 평균 드로스 면적의 레이저 출력과의 상관계는 출력이 1,200 Watt 에서 1,800 Watt 로 증가할수록 평균 드로스 면적이 조금씩 증가하나 그 차가 매우 적어 거의 유사함을 알 수 있었다. 이러한 경향은 시편의 모든두께에서 동일하게 나타났다. 또한, 단위 길이당 에너지의 함수인 레이저 출력 (P) 에 대한 레이저 범의 이송속도 (V) 의 비를 유효입열량(Qeff)으로 정의할 수 있다. 이를 이용하여 드로스 면적 0.5 mm² 이하의 절단 가능영역의 유효입열량을 계산한 결과, 유효입열량이 7 J/mm 이상 25 J/mm 이하 일때 절단이 가능함을 확인하였다. 유효입열량과 관련된 자세한 내용은 본 논문의 3.3 절에서 설명하고자 한다.

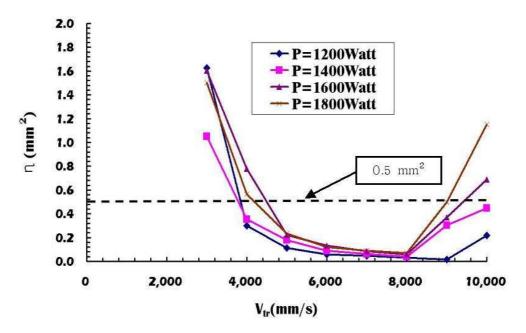


Fig. 22 Influence of cutting speed on the average dross area according to power of laser

3.1.2 직진도 (Straightness)

레이저 절단면의 직진성 평가를 위한 직진도(κ)는 식(4) 와 같이 계산 되었다. Fig. 23 에서와 같이 직진도는 좌우 요철의 최대높이 와 최저높의의 평균값으로 정의하였다.

$$\kappa = \frac{\delta_R + \delta_L}{2} \tag{4}$$

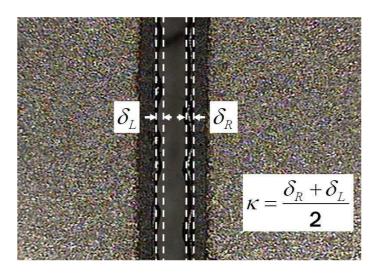


Fig. 23 Estimation method of straightness for the cut section

본 연구에서는 직진도 0.1 mm 이하인 경우에 대하여 절단가능영역으로 선정하였다. 또한, 절단 단면 검사결과가 양호하지 못한 절단 특성을 나타내는 조건에서는 절단이 불가능한 것으로 판단하였다. Fig. 24 는 재료 두께 0.5 mm일때의 레이저 절단속도와 직진도와의 관계를 나타낸다.

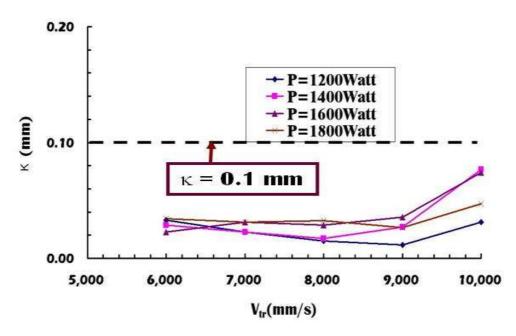


Fig. 24 Influence of cutting speed on the straightness according to power of laser

Table 3 은 레이저출력 1,200Watt 에서 1,800Watt 일때, 평균 드로스 면적과 직진도 모두를 만족하는 각 실험조건별 레이저 절단가능영역이다. Table 3 에 의하면 재료 두께가 증가할수록 최소절단가능속력과 최대절단가능속력이 감소하는 것을 알 수 있었다. 이것은 재료두께가 증가할수록 절단을 위한 재료 용융량이 증가함으로, 이를 위하여 추가적 유효입열량이 증가하기 때문으로 사료된다. 동일 재료 두께에서 레이저 출력이 증가할수록 최소절단가능속력이 증가하였다. 이것은 레이저 출력이 증가할수록 재료의 용융량이 증가하나 절단가스압력이 충분하지 못하여 용융된 재료를 제거하지 못하고 절단면에 잔존하게 함으로써 절단면의 드로스량을 증가시키 때문으로 사료된다. 이것은 절단가스 압력을 조절함으로써 해결할 수 있을 것으로 판단된다.

Table 3 Practical cutting region of each cutting condition

Thickness (mm)	P (Watt)	V _{tr,min} (mm/min)	V _{tr,max} (mm/min)
0.5	1,200	4,000	10,000
	1,400	4,000	10,000
	1,600	5,000	9,000
	1,800	5,000	9,000
1.0	1,200	4,000	6,000
	1,400	4,000	7,000
	1,600	4,000	7,000
	1,800	4,000	7,000
1.6	1,200	2,000	5,000
	1,400	2,000	5,000
	1,600	3,000	5,000
	1,800	3,000	5,000
2.0	1,200	3,000	4,000
	1,400	3,000	5,000
	1,600	3,000	5,000
	1,800	3,000	5,000

Fig. 25 와 26 은 레이저 출력 1,600 Watt에서의 각 두께별 최소 절단가능속력 ($V_{tr,min}$)과 최대 절단가능속력 ($V_{tr,max}$) 영역 전후의 절단부조직 사진을 보여준다. Fig. 25 와 26 의 비교 분석결과 각 두께별 최소 절단가능속도 이전에는 레이저 출력이 매우 높아 모재로 많은 양의 열전 달이 일어나 모재의 과용융이 발생하고, 발생된 용융풀을 산소가스가 효율적으로 제거하지 못해 과용융에 의한 절단부위 재응고에 의한 재충진 현상이 두드러진다.



(a) V_{tr} =3,000 mm/min



(b) V_{tr} =4,000 mm/min



(c) $V_{tr}=5,000 \text{ mm/min}$

Fig. 25 Cutting characteristics in back and forth of minimum cutting speed (P=1,600 Watt, T=1.0 mm, Lower surface)



(a) V_{tr} =6,000 mm/min



(b) V_{tr} =7,000 mm/min



(c) $V_{tr}=8,000$ mm/min

Fig. 26 Cutting characteristics in back and forth of maximum cutting speed (P=1,600 Watt, T=1.0 mm, Lower surface)

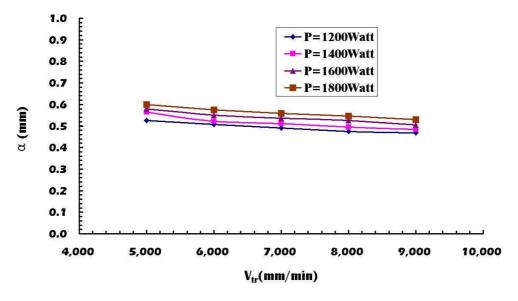
이때, 각각의 유효입열량을 계산한 결과, 최대 24 (J/mm) 이상 14 (J/mm) 이하의 단위 길이당 에너지 값 내에서만 절단이 이루어짐을 확인하였다.

절단 부위 재충진 현상이 발생하는 부분에 대하여서는 절단가스 압력을 추가적으로 부가한다면 최소 절단 가능 속력을 좀 더 낮출 수 있을 것으로 사료된다. 또한, 두께별 최대 절단가능속력 이후에는 레이저의 이송속력이 매우 빨라 레이저로부터 모재로 절단이 가능한 모재 용융풀이 생길수 있는 충분한 에너지가 부가되지 못하여 절단이 이루어지지 않는다. 이결과로부터 CW Nd:YAG 레이저를 이용한 CSP 1N 판재 절단시 고품질을 유지할 수 있는 절단 가능 영역인 Table 3 의 데이터를 취득 하였다.

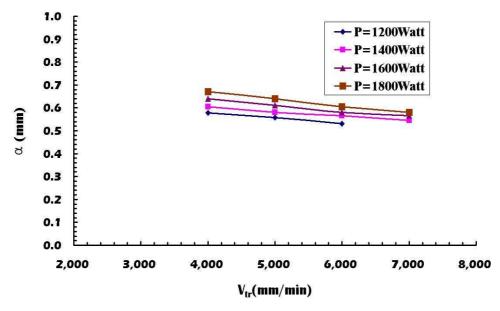
3.2 절단폭 (Kerfwidth)

절단폭에 미치는 공정변수의 영향성을 분석하고, 고찰은 앞에서 취득된 절단가능영역에서 수행하였다. 본 연구를 통하여 고출력 연속파형 Nd:YAG 레이저를 이용한 CSP 1N 박판재 절단시 공정변수와 절단폭 관계를 규명하고, 이를 이용하여 정형화된 실험식을 유도하고자 한다. 32)

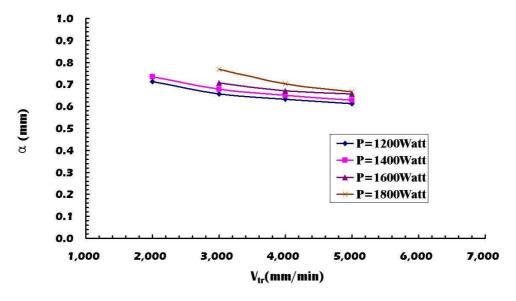
Fig. 27 은 재료두께에 대한 레이저 출력별 절단속력과 절단폭 (Kerfwidth : α)의 상관관계를 나타낸다. Fig. 27 에서와 같이 레이저 절단 속력과 절단폭은 거의 반비례의 관계가 있음을 알 수 있다. 또한, Fig. 28 은 두께별 최적의 절단 속력에서 레이저 출력에 따른 절단폭의 상관관계이다. Fig. 28 에서와 같이 레이저 출력이 증가할수록 절단폭이 거의 선형적으로 증가함을 알 수 있다.



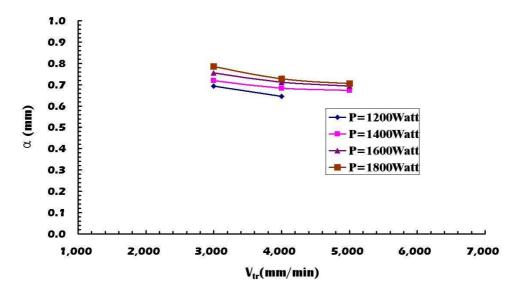
(a) Thickness = 0.5 mm



(b) Thickness = 1.0 mm



(c) Thickness = 1.6 mm



(d) Thickness = 2.0 mm

Fig. 27 Influence of travel speed and power of laser on kerfwidth for each thickness of material

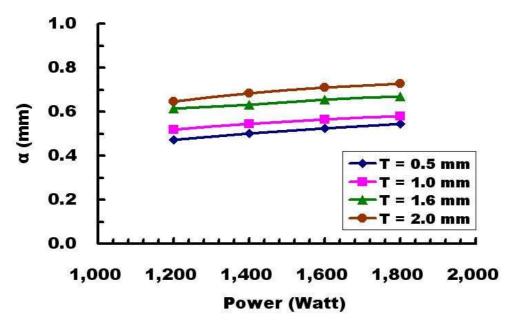


Fig. 28 Influence of power of laser on kerfwidth for each thickness of material in the optimum cutting speed

Fig. 29 는 두께 1.6 mm, 레이저 출력 1,800 Watt에서 레이저 절단 속력별 절단면 형상 변화이다. Fig. 30 은 레이저출력에 대한 재료두께별 레이저 절단속력과 절단폭의 관계를 나타낸다. Fig. 30 에 따르면 재료의 두께가 두꺼워 질수록 절단폭이 조금씩 증가함을 알 수 있다. 이것은 재료의 두께가 두꺼워 질수록 절단속도가 늦어지면서 재료에 대한 입열량이 증가하고, 재료가 열을 함유할 수 있는 열용량이 커져서, 절단가스에 의한 열손실이 상대적으로 작아지기 때문으로 사료된다. 그러므로, 박판두께가 매우 얇은 0.5mm 판재의 경우 절단속도가 커지면서 재료 양쪽으로 절단되는 열량이 작고, 모재가 열을 함유할 두께방향 체적이 적어서절단 가스에 의하여 레이저에서 모재로 투입된 열이 보다 쉽게 소실되어 절단폭이 2.0 mm 인 경우보다 매우 작게 된다.

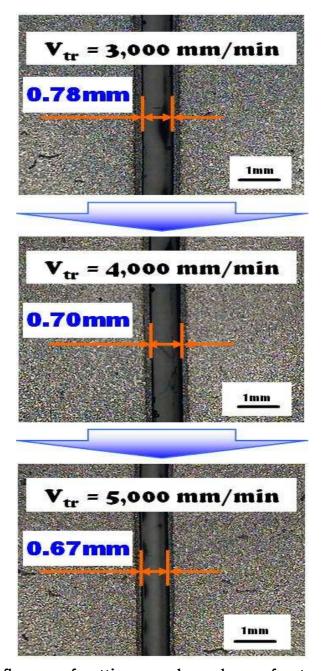
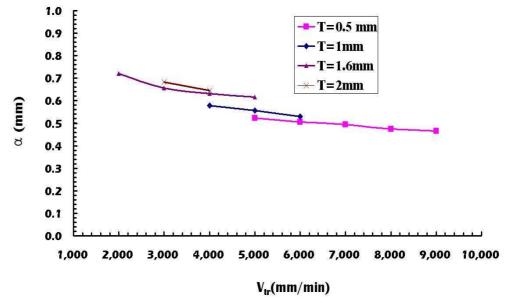
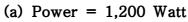
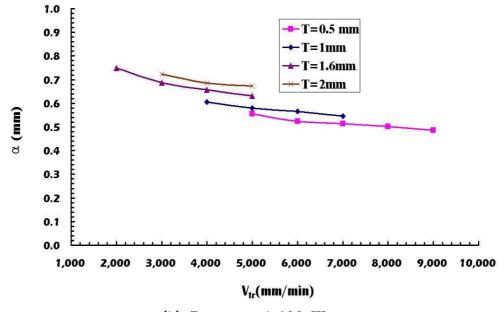


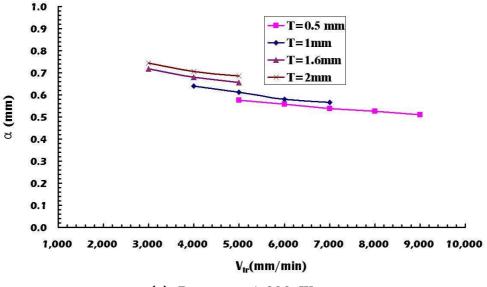
Fig. 29 Influence of cutting speed on shape of cut section and kerfwidth (T=1.6 mm, P=1,800 Watt)

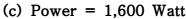






(b) Power = 1,400 Watt





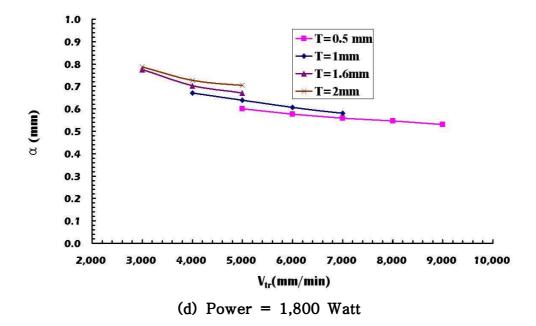


Fig. 30 Influence of travel speed of laser and thickness of material on kerfwidth for each power of laser 3.3 유효입열량 (Effective heat input)

3.2 절의 절단폭 실험결과를 이용하여 레이저 출력과 레이저 절단속력이 절단폭에 미치는 영향을 동시에 고려하기 위해 단위 길이당 에너지인 유효입열량 (Effective Heat Input: Qeff)을 식(5) 과 같이 도입하였다.

$$Q_{eff} = \frac{P}{V_{tr}} \tag{5}$$

Fig. 31 은 두께별 유효입열량과 절단폭 크기의 관계를 나타낸다. 절단 폭과 유효입열량과의 관계식을 정의하기 위하여 실험데이터를 선형회귀법으로 분석하였다.

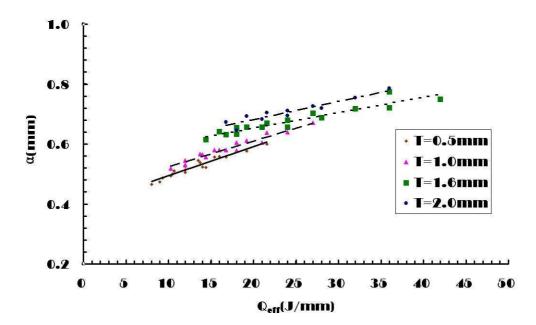


Fig. 31 Relationship between effective heat input and kerfwidth 이 결과를 이용하여 식(6) 과 같은 절단폭과 유효입열량과의 선형실험식을 유도할 수 있었다.

$$\alpha = \lambda_1 Q_{eff} + \lambda_2 = \lambda_1 \frac{P}{V_{tr}} + \lambda_2$$
 (6)

Table 4 에서 절단폭과 유효입열량의 상관계수가 $0.90 \sim 0.94$ 범위를 가지는 것을 확인하였다. 이 결과로부터 절단폭과 유효입열량의 관계는 강한 선형성이 나타났다. 재료두께별 식(6) 의 상수 λ_1 및 λ_2 는 Table 4 에 나타나 있다. 또한, Fig. 31 과 같이 두께가 증가할수록 공정변수에 대한 절단폭이 증가하며, 유효입열량에 대한 절단폭의 민감도가 감소하였다.

Table 4 Coefficient of equation for the relationship between kerfwidth and effective heat input

Thickness (mm)	λ1	λ 2	Correlations coefficient
0.5	0.0097	0.398	0.93
1.0	0.0085	0.441	0.94
1.5	0.0053	0.546	0.90
2.0	0.0061	0.560	0.90

3.4 표면조도 (Surface roughness)

3.4.1 표면조도 측정 방법

공정변수의 절단면 표면조도에 미치는 영향성 분석 및 고찰은 앞에서 취득된 절단가능영역에서 수행하였다. 또한, 표면조도는 시편 절단면의 최대높이 (R_{max}) 와 중심선 평균 거칠기 (R_a)를 반복 측정한 후 평균값을 산출하였으며, Fig. 32 의 Suftest 402 (Mitutotyo 사) 표면조도 측정 장치를 이용하여 측정하였다. 또한 절단면의 단면형상을 확인하기 위하여 절단표면의 조도 형상에 대한 3차원 측정을 실시하였다. 3차원 단면 형상 측정은 Fig. 33 의 ACCURA 2000을 이용하였다.



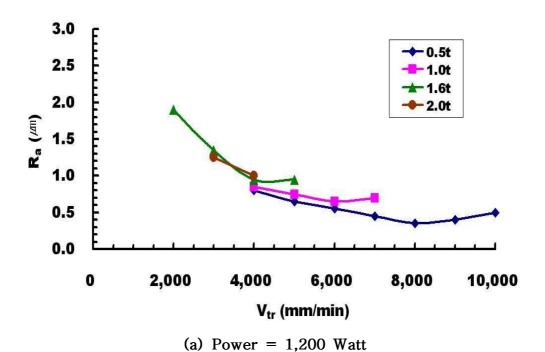
Fig. 32 Measuring equipment of roughness (Suftest 402)

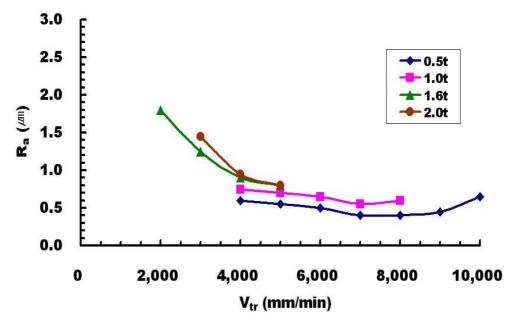


Fig. 33 3D image measuring machine (ACCURA 2000)

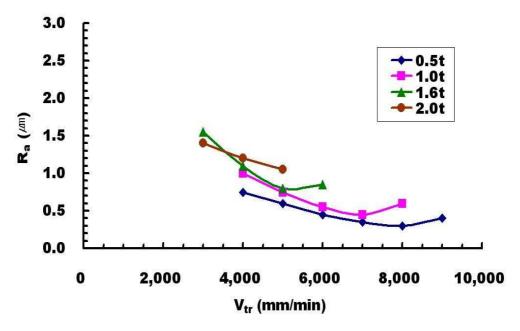
3.4.2 중심선 평균거칠기 (Ra)

Fig. 34 는 레이저 출력에 대한 가공재료의 두께별 절단 속력과 중심선 평균거칠기(Ra) 의 상관관계를 나타낸다. Fig. 34 에서와 같이 절단시편의 두께가 두꺼워 질수록 중심선 평균 거칠기는 증가함을 알 수 있다. 그 이유는, 두꺼운 재료를 절단 속도를 느리게 하여 절단하면 단위길이당 에너지인 유효입열량이 증가하면서 재료에 많은 열이 전달된다. 전달된 열 때문에 재료에 포함된 탄화물에서 석출된 탄소성분을 중심으로입자가 성장하는 시간이 두께가 얇은 시편에 비해 상대적으로 크기 때문으로 사료된다.





(b) Power = 1,400 Watt



(c) Power = 1,600 Watt

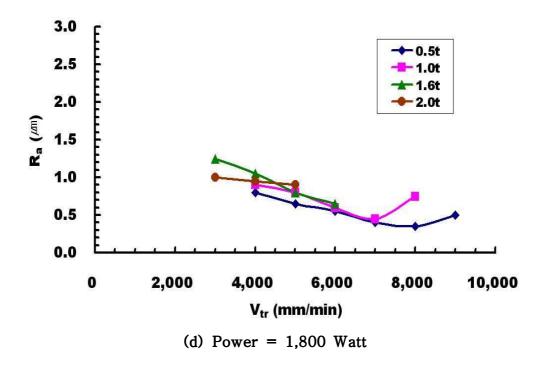


Fig. 34 Influence of travel speed of laser and thickness of material on roughness for each power of laser

또한, 절단가능영역 내에서 절단속력이 증가할수록 절단면의 중심선 평균 거칠기는 감소하다가 특정속력 이후 중심선 평균 거칠기가 급격히 증가하는 것을 알 수 있었다. 이 결과로부터 레이저 출력별 재료두께에 대한 중심선 평균 거칠기가 최소화되는 최적절단속력이 존재함을 알 수 있었다. Fig. 35 는 두께별 중심선 평균 거칠기가 최소화되는 최적절단 속력이다. 이 결과로부터 중심선 평균거칠기가 최소화되는 절단속력은 시편의 두께가 두꺼울수록 감소함을 알 수 있다.

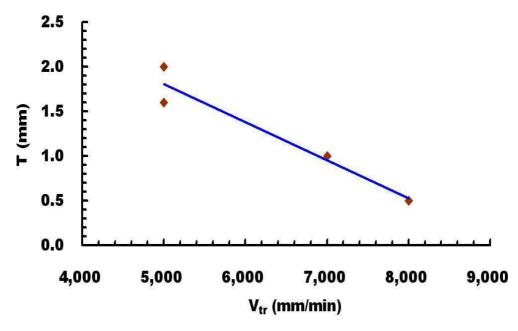
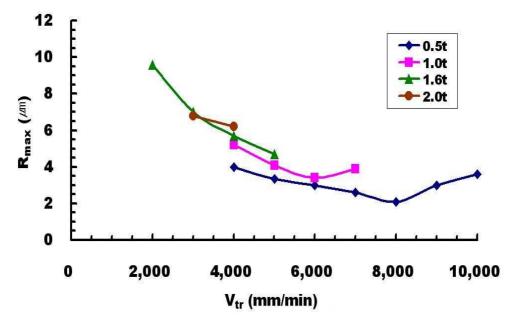


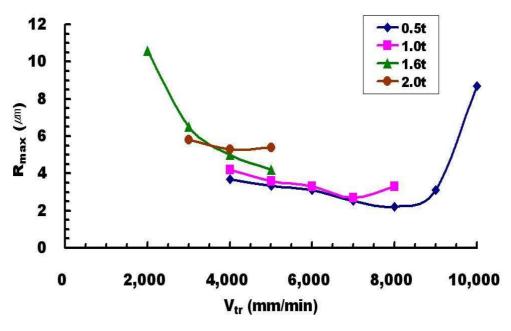
Fig. 35 Relationship between travel speed of laser and thickness of material for minimized $R_{\rm a}$

3.4.3 최대높이 (R_{max})

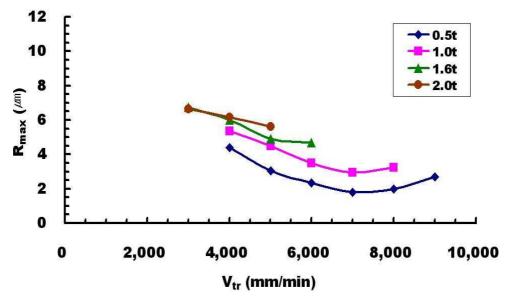
Fig. 36 은 레이저 출력에 따른 절단 속력과 최대높이의 상관관계를 나타낸다. Fig. 36 에서와 같이 절단시편의 두께가 두거워질수록 최대높이는 증가함을 알 수 있다. 또한, 절단속력이 증가할 수록 최대높이가 감소하다가 임계속력 이후에는 최대높이가 증가하는 현상이 나타남을 알 수 있었다. 이결과로부터 각 실험 조건별 최대높이가 최소화되는 최적절단속력이 존재함을 알 수 있었다.

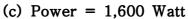


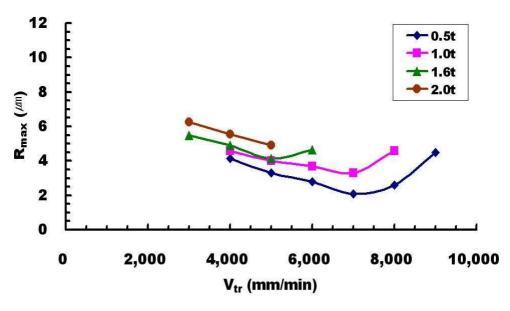
(a) Power = 1,200 Watt



(b) Power = 1,400 Watt





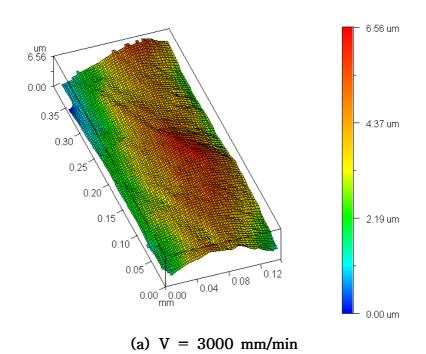


(d) Power = 1,800 Watt

Fig. 36 Influence of travel speed of laser on the maximum roughness for each power of laser

3.4.4 3차원 표면 형상 측정

절단표면의 조도 형상에 대한 3차원 측정을 통해서 절단면의 단면 형상을 확인하기 위하여 레이저 절단 시편의 절단면을 3차원 형상 측정 장비 (ACCURA 2000)를 이용하여 촬영을 실시하였다. Fig. 37 은 시편두께 2.0 mm, 레이저 출력 1600 Watt 일때, 레이저 절단 속력별 절단면의 3차원 형상 측정 이미지이다. Fig. 37 에서와 같이 3차원 형상 측정에서 확인된 최대높이는 Suftest 402 표면조도 측정 장비를 이용한 최대높이와 거의 일치하였다. 또한, 레이저 절단 속력이 증가할수록 표면의 굵은 요철은 사라지고 경사각이 완만한 형상을 이루고 있음을 3차원 형상을 통해서 쉽게 확인 할 수 있다.



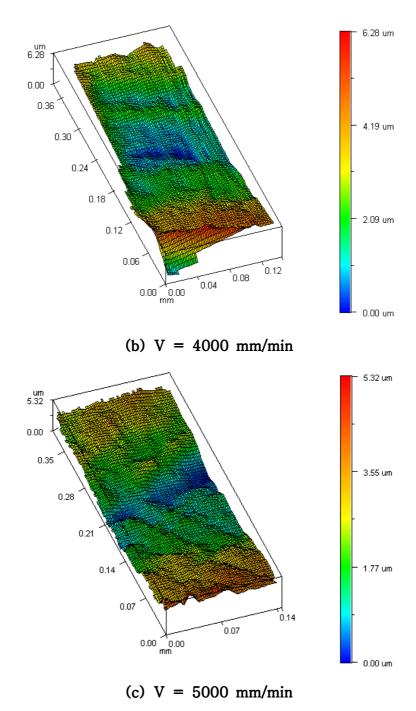


Fig. 37 3D image of cutting surface (T=2.0mm, P=1,600 Watt) 그 이유는 절단 속도가 증가할수록 재료에 작용하는 입열량이 감소하여

입자가 절단할 때, 재용융 탈락하는 시간이 작아 입자 성장이 제한을 받고, 재용융후 재응고하는 시간이 짧아져 표면거칠기가 매끈해지기 때문으로 사료된다. 그러므로 깨끗한 절단면을 얻으려면 고출력으로 빠르게 절단하는 것이 양호한 절단면을 얻을 수 있다.

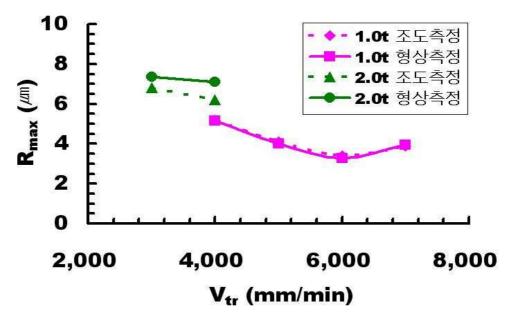


Fig. 38 Influence of travel speed of laser on the maximum roughness (P = 1,200 Watt)

Fig. 38 은 레이저 출력 1,200 Watt에서 시편두께 1.0, 2.0 mm 일 때, 조도 측정과 단면 형상 측정을 통해서 취득한 최대높이 값을 나타내었다. Fig. 38 에서와 같이 두 값이 약간의 차이는 있으나 거의 일치함을 알 수 있다.

다음의 Fig. 39 는 레이저 출력 1,200 Watt, 시편두께 1.0 일때, 형상 측정을 통해서 취득한 최대높이와 단면의 3차원 형상을 보여준다. Fig. 39 에서는 레이저 절단 속력이 증가할수록 최대높이 값이 감소하다, 절

단속력 6,000 mm/min 이후 급격히 증가함을 알 수 있다. 또한, 3차원 단면 이미지를 통해서 레이저 절단 속력 변화에 따른 단면의 형상의 변화 를 쉽게 확인 할 수 있다.

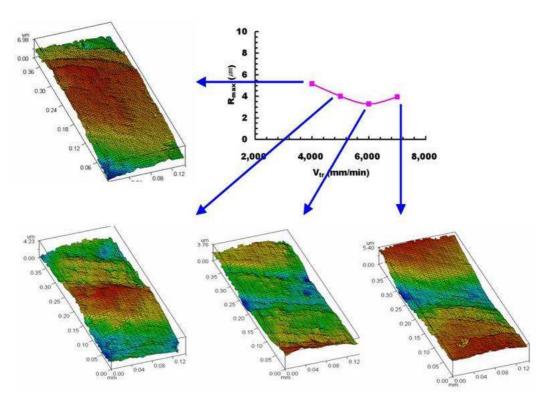


Fig. 39 Influence of travel speed of laser on the maximum roughness

(P = 1,200 Watt, T = 1.0 mm)

3.5 물결무늬 (Striation) 형성

공정변수의 절단면 특성에 미치는 영향성 분석을 위하여 절단면 표면 조도 뿐만 아니라, 절단면 물결무늬 형성 특성에 대해서도 분석/고찰을 수행하였다.

절단면의 물결무늬 모양은 용융재료의 점성력, 유동성과 함께 중력이 복합적으로 작용하여 무늬를 형성한다. 외부적으로 절단 보조가스의 유량 과 절단속력 변화에 따른 입열량이 변화하면서 절단면의 무늬가 달라진 다.

공정변수의 절단면 물결무늬 형성 특성에 미치는 영향성에 대한 분석은 절단면의 확대 사진을 촬영하여 절단면에 관측된 물결무늬의 경사각, 개수, 생성주기, 절단깊이와 파단깊이의 비의 변화에 대한 고찰을 통하여수행하였다

3.5.1 물결무늬 경사각 (Angle of striation)

Fig. 40 은 물결무늬 경사각 (Striation angle)의 정의이다. Fig. 41 은 두께별 레이저 출력에 대한 절단속력과 물결무늬 경사각의 상관관계를 나타낸다.

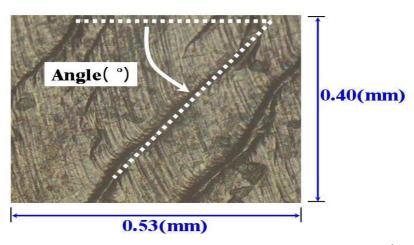
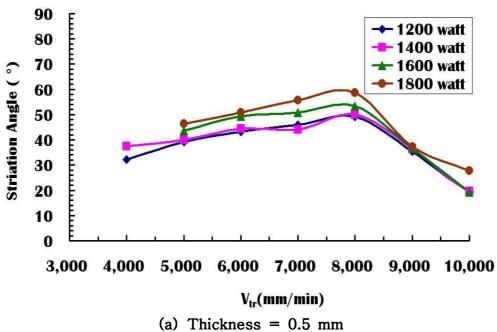
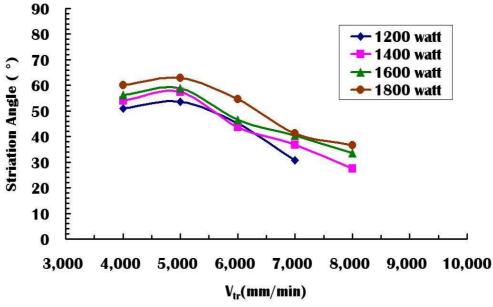
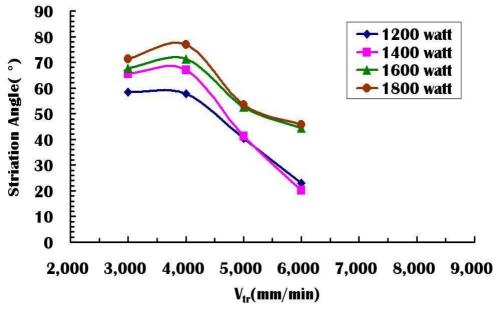


Fig. 40 Definition of striation angle for the cut surface (X 600)





(b) Thickness = 1.0 mm



(c) Thickness = 1.6 mm

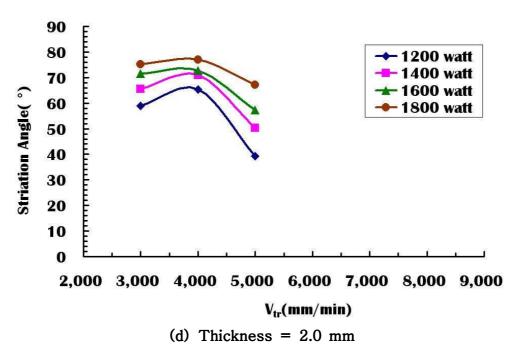


Fig. 41 Influence of travel speed and power of laser on striation angle

Fig. 41 에서와 같이 시편의 두께가 0.5 mm 일때는 8,000 mm/min을 최대값으로 물결무늬 경사각이 감소하기 시작하고, 시편 두께 1.0 mm 일때는 5,000 mm/min을 최대값으로 물결무늬 경사각이 감소하기 시작한다. 또한, 시편 두께 1.6 mm 와 2.0 mm 일때는 4,000 mm/min을 최대값으로 물결무늬 경사각이 감소하기 시작함을 알 수 있었다. 이것은 레이저 절단시 용융된 재질의 질량력의 차이 때문으로 두께가 작으면 빠른 속도까지 경사각이 크고, 두께가 증가하면 용융체적이 증가하여 입자간의 점성력에 의한 체적력의 증가로 중력의 영향을 크게 받아 경사각이 줄어들게 된다. 또한, 최적의 가공 속력에서부터 속력이 증가할수록 판재의 상부와 하부사이의 온도구배가 증가하고 이로 인하여 레이저 절단 방향으로 상부의 절단선단부 위치와 하부의 절단선단부 위치의 차이가 증가하기 시작함으로써, 스파크 샤워(Spark shower) 의 유동각이 커지기

때문으로 사료된다.

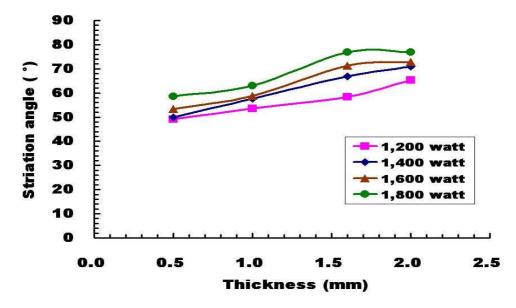


Fig. 42 Influence of thickness of material and power of laser on striation angle

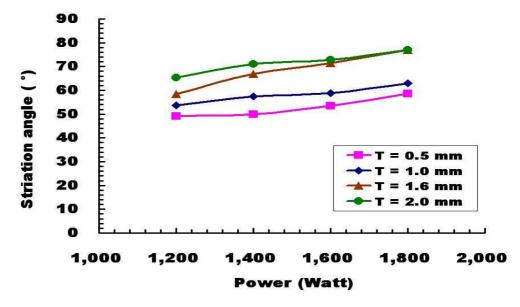


Fig. 43 Influence of power of laser and thickness of material on striation angle

Fig. 42 와 43 은 각 최적 절단속력에서 재료 두께와 물결무늬의 생성 각도 및 레이저 출력과 물결무늬의 생성각도 관계를 나타낸다. 각 조건별 최적 절단 속력에서는 재료의 두께와 레이저 출력이 증가할수록 물결무늬의 생성각도가 증가함을 알 수 있었다.

3.5.2 물결무늬 개수 (Number of striation)

Fig. 44 는 시편두께 1.0 mm, 레이저 출력 1,200 Watt 일때, 레이저 절단 속력별 절단면의 조직 사진이다. Fig. 44 에서와 같이 레이저 절단 속력이 4,000 mm/min 에서 5,000 mm/min 으로 증가할수록 물결무늬의 진폭이 작아지고 그 수가 증가함을 알 수 있다. 이후, 레이저 절단 속력이 계속 증가하여 7,000 mm/min 이 되었을때는, 다시 물결무늬의 진폭이 커지고 그 수가 감소함을 알 수 있다. 이것은 레이저 절단 공정이자물결무늬 생성 원인이라고 할 수 있는 연소⇒산화⇒배출 과정에서 그 원인을 찾을 수가 있다. 최적의 공정변수가 되었을때, 레이저 열원 선단부재료가 충분히 용융된 상태에서 절단가스가 분사된다면, 용융 재료가 쉽게 제거 될 것이다. 그러나 입력량이 충분하지 않아 재료가 충분히 용융되지 않았을때는 용융재료의 점도가 커서 쉽게 제거되지 않아 물결무늬 진폭이 커지고, 그 수가 감소하는 것으로 사료된다.



(a) V_{tr} =4,000 mm/min



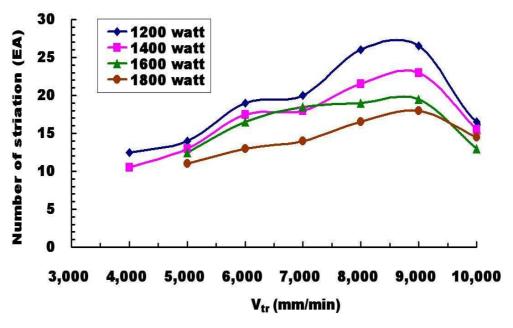
(b) $V_{tr}=5,000 \text{ mm/min}$



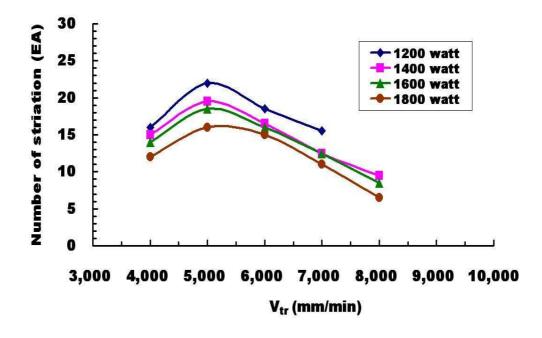
(c) $V_{tr}=7,000 \text{ mm/min}$

Fig. 44 Influence of travel speed on the striation formation of the cut

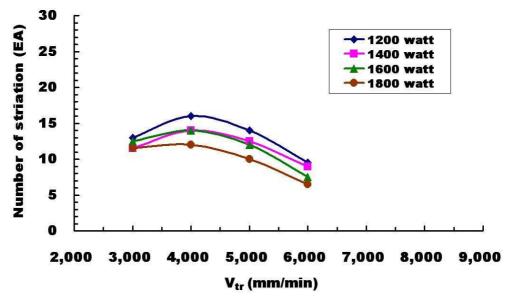
surface (T=1.0mm, 1200Watt)



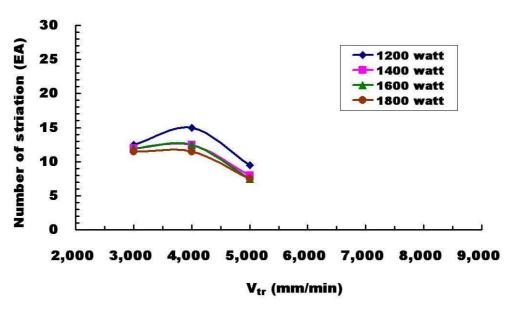
(a) Thickness = 0.5 mm



(b) Thickness = 1.0 mm



(c) Thickness = 1.6 mm



(d) Thickness = 2.0 mm

Fig. 45 Influence of travel speed and power of laser on number of striation

Fig. 45 는 두께별 레이저 출력변화에 따른 물결무늬의 개수와 절단속 력의 관계이다. Fig. 45 와 같이 레이저 출력이 증가할수록 물결무늬의 개수도 증가하다 최적의 절단속력이후 물결무늬 생성개수가 감소함을 알수 있다. 또한, 레이저 출력이 증가할수록 물결무늬 생성개수는 감소하였다. 이러한 결과는 모든 두께에서 동일하게 나타났다.

Fig. 46 과 47 은 각 최적 절단속력에서 재료 두께와 물결무늬의 생성 개수 및 레이저 출력과 물결무늬의 생성개수 관계를 나타낸다. 각 조건별 최적 절단 속력에서는 재료의 두께와 레이저 출력이 증가할수록 물결무늬의 생성각도가 감소함을 알 수 있었다.

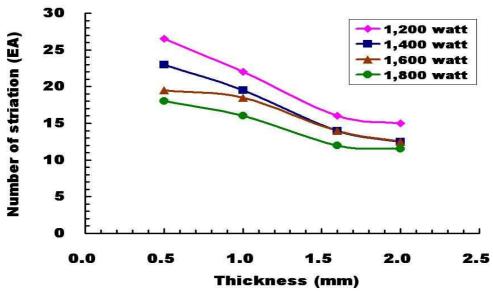


Fig. 46 Influence of thickness of material and power of laser on number of striation

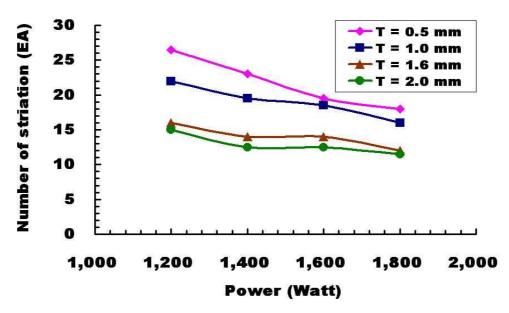


Fig. 47 Influence of power of laser and thickness of material on number of striation

3.5.3 물결무늬 생성주기 (Frequency of striation)

레이저 절단 공정변수가 절단면 물결무늬 생성 주기에 미치는 영향에 대하여 분석/고찰을 수행하였다. 공정변수의 절단면 물결무늬 생성 주기에 미치는 영향성에 대한 분석은 광학현미경 (Camscope)을 이용하여 절단면의 확대 사진을 촬영한 후, 절단면에 나타나는 물결무늬 생성 주기변화를 고찰함으로써 수행하였다. 물결무늬 생성 주기는 식(7)과 같이정의 하였다. 물결무늬 생성 주기는 100 //m 당 물결무늬 생성율로 계산하였으며, 물결무늬 생성주기 계산을 위한 각 일회당 측정길이는 538 //m 이다. Fig. 48은 절단면에서 물결무늬 생성 주기 측정을 위한 물결 무늬 개수 계산방법 및 측정 길이를 나타낸다.

$$F = \frac{\sum_{i=1}^{m} N_i \times 100}{L}$$

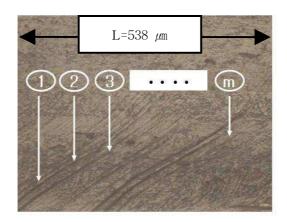
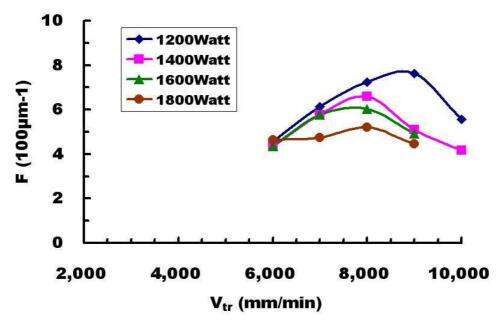
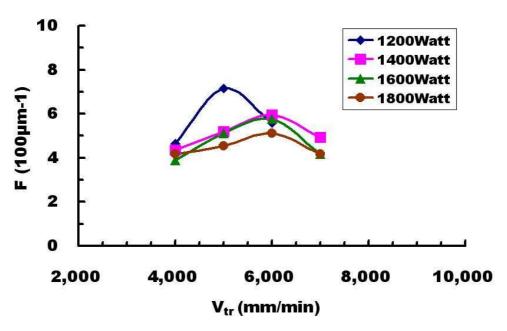


Fig. 48 Number of striation in the cut section and length of the measured area

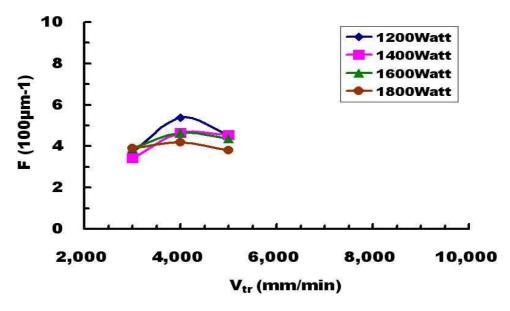
Fig. 49 는 재료의 두께에 따른 레이저 출력별 물결무늬 생성 주기와 레이저 절단속력의 관계를 나타낸다. Fig. 49 에서 레이저 출력이 증가할 수록 물결무늬 생성 주기가 감소함을 알 수 있었다. 또한, Fig. 49 의 결과와 같이 레이저 절단속력이 증가할수록 물결무늬 생성 주기가 증가하다가 임계 절단속력 이후에는 절단속력이 증가할수록 물결무늬 생성주기가 감소하는 것을 알 수 있었다. 이 현상은 모든 두께에서 동일하게 나타났다.



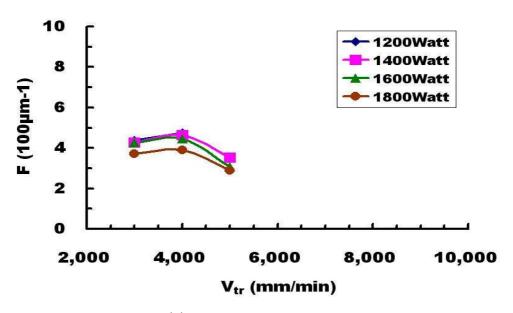
(a) Thickness = 0.5 mm



(b) Thickness = 1.0 mm



(c) Thickness = 1.6 mm



(d) Thickness = 2.0 mm

Fig. 49 Influence of travel speed and power of laser on the striation frequency

그 이유는 임계속력 이전에서는 절단속력이 증가할수록 물결무늬를 형성하는 미세 표면 요철의 진폭이 작아지면서 물결무늬 수가 증가하다가 임계속력 이후부터 다시 미세 표면 요철의 진폭이 증가하고 물결무늬 수가 감소하기 때문으로 사료된다.

3.5.4 절단깊이와 파단깊이의 비 (Cut & break ratio)

공정변수의 절단면 특성에 미치는 영향성 분석을 위하여 절단면 물결무 의 주기 뿐만 아니라, 절단면 물결무늬의 절단깊이와 파단깊이의 비에 대해서도 분석/고찰을 수행하였다. 분석방법은 절단면 주기분석과 동일한 방법으로 절단면의 확대 사진을 촬영한후, 절단면에 관측된 물결무늬의 절단깊이와 파단깊이의 비 변화를 고찰 하였다. 절단깊이와 파단깊이의 비는 식(8) 와 같이 계산되었다. Fig. 50 과 같이 절단면 내부에서 급격히 물결무늬 각도가 변경되는 지점에서 상부를 절단깊이로 하부를 파단깊이로 정의하였다.

$$\beta = \frac{d_B}{d_C} \tag{8}$$

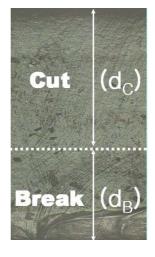
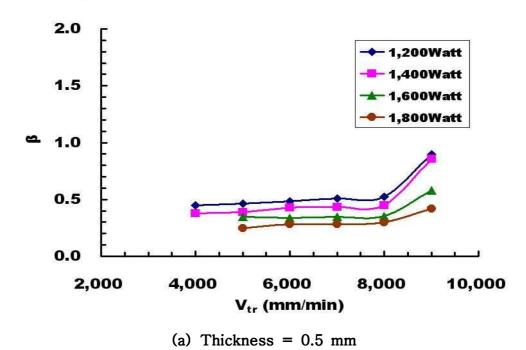
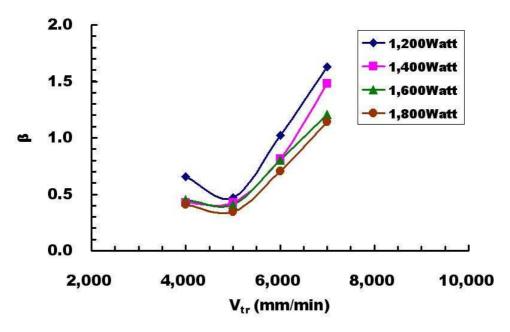


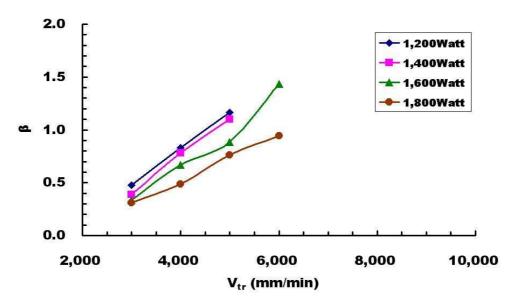
Fig. 50 Definition of depth of the cut area and the break area

Fig. 51 은 두께에 따른 레이저 출력별 절단깊이와 파단깊이의 비의절단속력에 대한 상관관계이다. Fig. 51 과 같이 레이저 출력이 증가할수록 절단깊이와 파단깊이의 비가 감소하며, 레이저 절단속력이 증가할수록 절단깊이와 파단깊이의 비가 증가함을 알 수 있다. 이것은 레이저 출력이증가할수록 레이저 열원의 침투 깊이가 증가하고, 레이저 절단속력이 증가할수록 레이저 열원의 재료내부 침투 깊이가 감소하기 때문으로 사료된다. 또한, 임계속력 이상에서는 절단깊이와 파단깊이 비가 급격히 증가함을 알 수 있다.





(b) Thickness = 1.0 mm



(c) Thickness = 1.6 mm

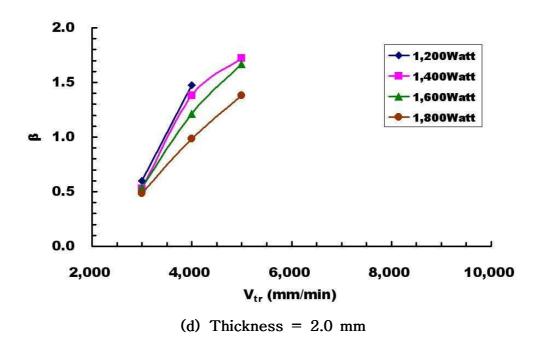


Fig. 51 Influence of travel speed and power of laser on cut & break ratio

3.6 절단 각도에 따른 절단 특성

다양하고 복잡한 형상의 절단시 모서리 부분에서 재료가 용융되는 양을 정량적으로 평가하고 최적의 공정변수를 도출하기 위하여 레이저 절단 각도별 모서리 부분의 용융 면적(Melted area) 및 열영향부(Heat affective zone) 분석을 실시함으로써 모서리 절단시 열이 집중되는 정도를 정량적으로 평가할 수 있었다.

3.6.1 코너 용용 면적 (Mleted area in the shape corner)

각도 절단면의 절단 품질 및 열 영향성을 정량적으로 평가하기 위하여 각도 절단시 발생하는 코너 용융 면적을 Fig. 52 와 같이 여러개의 작은 삼각형으로 나누어 각각의 면적을 측정하였다. Fig. 52 를 통해서 취득한 각각의 면적을 식(9) 에 대입하여 각도별 용용량을 측정하였다.

$$A_T = \sum_{j=1}^m A_j \tag{9}$$

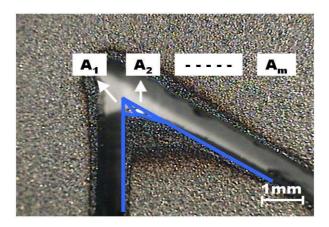


Fig. 52 Measuring methodology of the melted area





(a) 30°



(b) 60°



(c) 90° (d) 120°



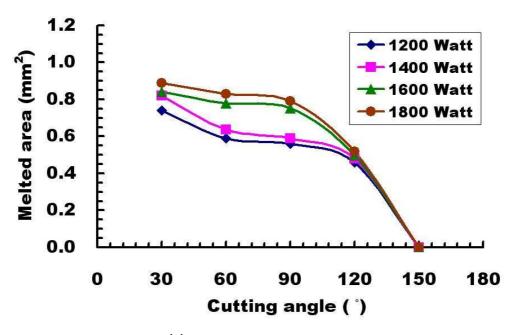
(e) 150°

Fig. 53 Influence of cutting angle on the melted area in the shape edge

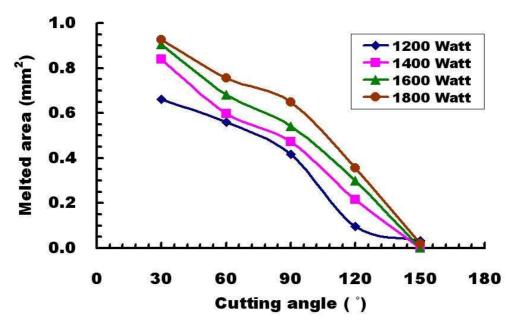
(T=1.0 mm, P=1,600 Watt, V=6,000 mm/min)

Fig. 53 은 시편두께 1.0 mm, 레이저 출력 1,600 Watt, 레이저 절단 속력 6,000 mm/mim 일때, 각도별 절단면을 광학현미경으로 촬영한 사진이다. Fig. 53 에서와 같이 레이저 절단 각도가 증가할수록 모서리 용융량이 감소함을 알 수 있다. 특히, 레이저 절단 각도 150° 이상에는 코너 부분의 용융이 거의 발생하지 않음을 알 수 있다. 그 이유는 레이저 열원이 통과하면서 열영향부의 온도가 상승하게되고 일정한 각도를 가지고 회전한 열원이 다시 인접한 지역을 지나가면서 열영향을 미치게 되므로 원래 절단폭보다 더 많은 영역이 용융되기 때문으로 사료된다.

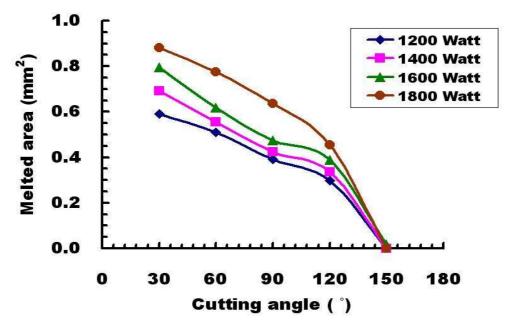
Fig. 54 는 각 두께별 최적의 절단속력에서 절단 각도와 용융량의 상 관관계를 보여준다. 레이저 출력이 증가할수록 코너 용융량이 증가함을 알 수 있다.



(a) Thickness = 0.5 mm



(b) Thickness = 1.0 mm



(c) Thickness = 1.6 mm

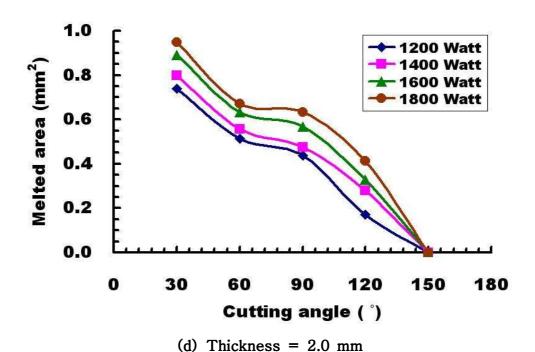
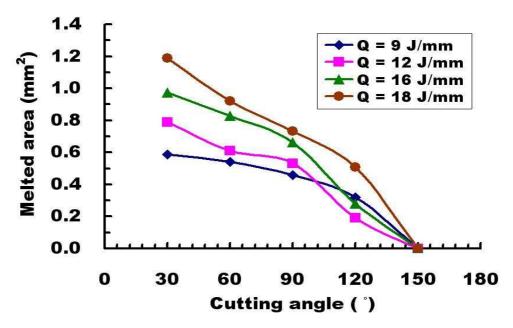
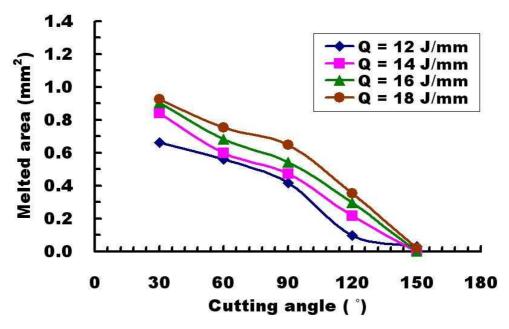


Fig. 54 Influence of cutting angle and power of laser on the melted area

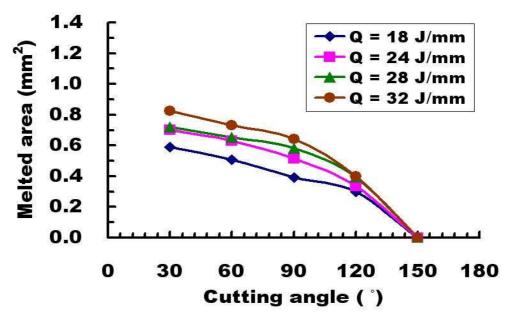
레이저의 출력과 절단속력을 동시에 고려하기 위하여 절단폭 분석에서처음 도입된 유효입열량을 본 장에서도 활용하였다. Fig. 55 는 각 두께별 절단 각도 및 유효입열량과 용융량의 상관관계를 보여준다. 유효입열량이 증가할수록 모서리 용융량이 증가함을 알 수 있다. 또한, 레이저 절단각도가 120° 이상에서는 급격하게 감소하여 레이저 절단각도 150° 에서는 열영향이 거의 발생하지 않음을 알 수 있었다. 이러한 경향은 모든두께에서 동일하게 나타났다.



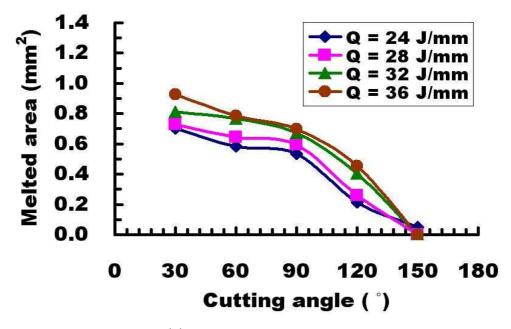
(a) Thickness = 0.5 mm



(b) Thickness = 1.0 mm







(d) Thickness = 2.0 mm

Fig. 55 Influence of cutting angle and effective heat input on the melted area

3.6.2 열영향부 (Heat affective zone)

각도 절단면의 절단 품질 및 열 영향성을 정량적으로 평가하기 위하여 각도 절단시 발생하는 모서리 부분의 열영향부를 Fig. 56 과 같이 여러 개의 작은 삼각형으로 나누어 각각의 면적을 측정하였다. Fig. 56 을 통해서 취득한 각각의 면적을 식(10) 에 대입하여 각도별 용용량을 측정하였다.

$$A_T = \sum_{j=1}^m A_j \tag{10}$$

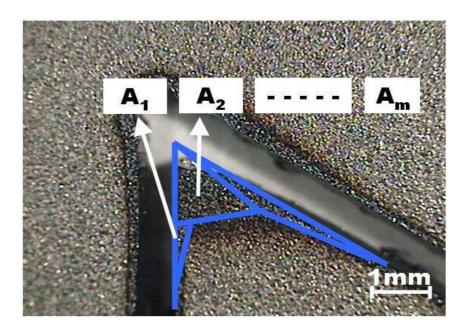
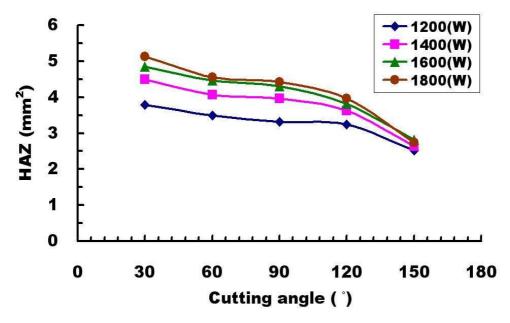
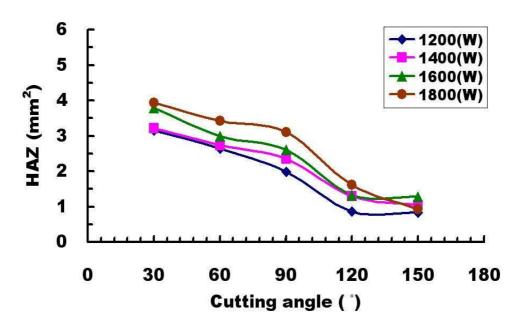


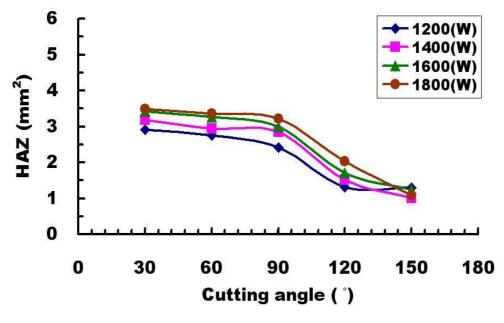
Fig. 56 Measuring methodology of the melted area

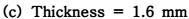


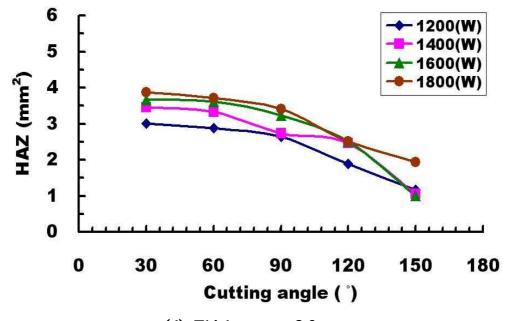
(a) Thickness = 0.5 mm



(b) Thickness = 1.0 mm





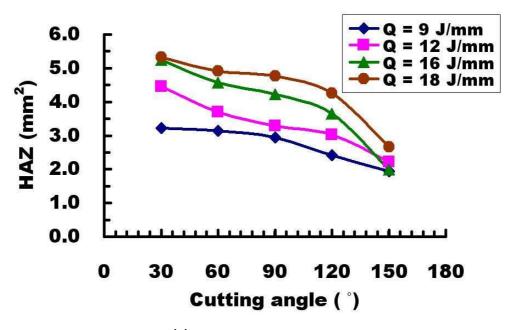


(d) Thickness = 2.0 mm

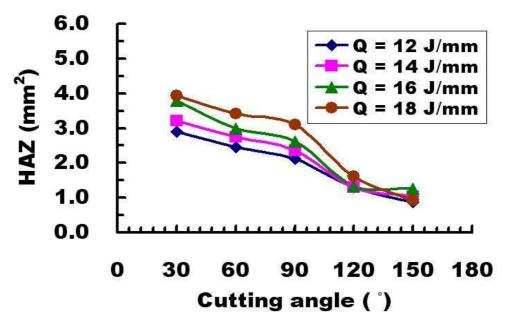
Fig. 57 Influence of cutting angle and power of laser on the HAZ

Fig. 57 은 각 두께별 최적의 절단속력에서 절단 각도와 열영향부의 상관관계를 보여준다. 레이저 출력이 증가할수록 모서리 열영향부가 증가함을 알 수 있다. 또한, 레이저 절단각도 120° 이상에서는 열영향부가 급격하게 감소함을 알 수 있었다.

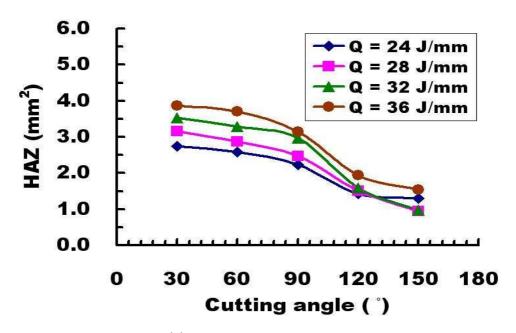
모서리 용융량 분석과 동일하게 열영향부 분석에서도 레이저 출력과 절단속력을 동시에 고려하기 위하여 유효입열량을 활용하였다. Fig. 58 은각 두께별 절단 각도 및 유효입열량과 열영향부의 상관관계를 보여준다. 유효입열량이 증가할수록 모서리 열영향부가 증가함을 알 수 있다. 또한, 레이저 절단각도가 120° 이상에서는 급격하게 감소함을 알 수 있었다. 이러한 경향은 모든 두께에서 동일하게 나타났다.



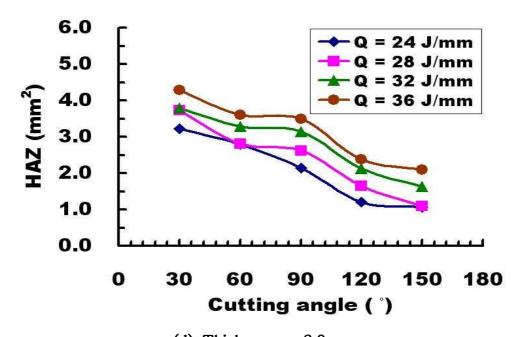
(a) Thickness = 0.5 mm



(b) Thickness = 1.0 mm



(c) Thickness = 1.6 mm



(d) Thickness = 2.0 mm

Fig. 58 Influence of cutting angle and effective heat input on the HAZ

3.7 루프 절단에 따른 모서리 절단 특성

본 논문에서 분석한 레이저 절단 각도별 모서리 용융량(Melting area) 및 열영향부(Heat affective zone) 분석을 통해서 120° 이하의 절단에서는 고정밀 가공이 어렴움을 확인하고 이를 극복하기 위한 대안으로 Fig. 59 와 같이 본 장에서는 레이저 절단각도 실험의 모서리 부분을 루프 (Loop) 처리하여 실험을 실시하였다. 또한, 모서리 절단 실험을 통해서 150° 이상의 각도 절단 은 모서리부분에 거의 열영향을 미치지 못함을 확인하였으므로 본장에서는 30°, 60°, 90°, 120° 의 각도에 대하여 루프절단 실험을 실시하였다. 루프의 길이는 3 mm, 5 mm 로 선정하였다.

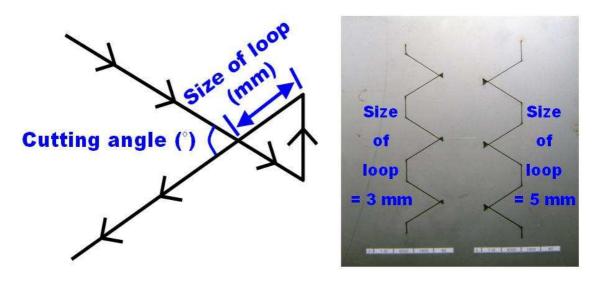
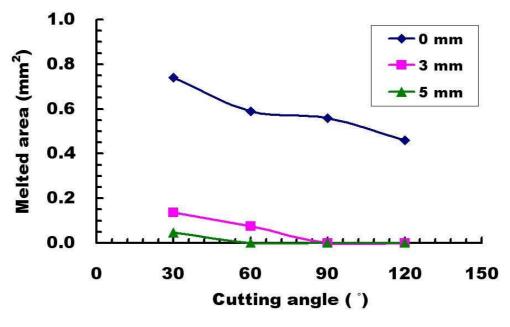


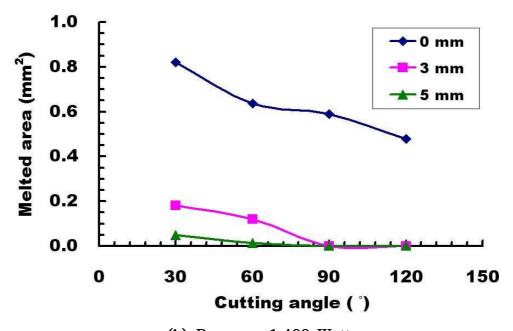
Fig. 59 Methodology of the loop cutting

3.7.1 코너 용융면적 (Melted area in the sharp corner)

루프 절단을 통한 코너 용융량의 정량적 평가 방법은 앞장의 각도 절단을 통한 용융량 분석 방법과 동일하게 실시하였으므로 본 장에서는 이에 대한 설명을 생략한다. Fig. 60 은 시편두께 0.5 mm, 절단속력 7,000 mm/min 일때, 루프 길이별 절단 각도에 따른 용융량의 상관관계를 나타낸다.



(a) Power = 1,200 Watt



(b) Power = 1,400 Watt

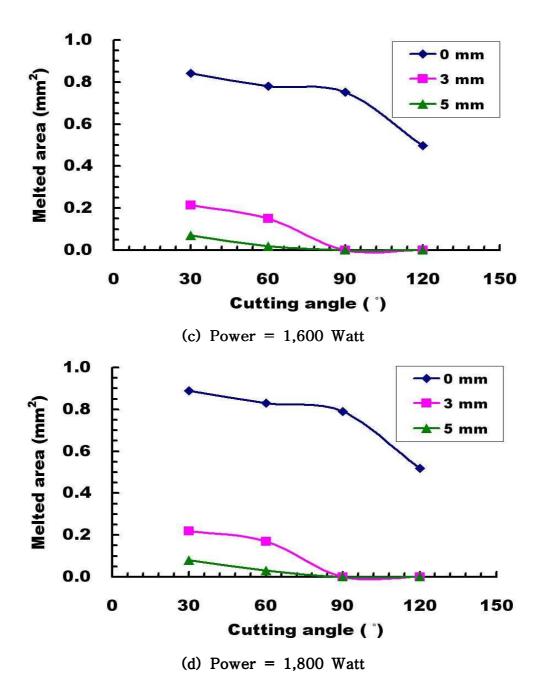


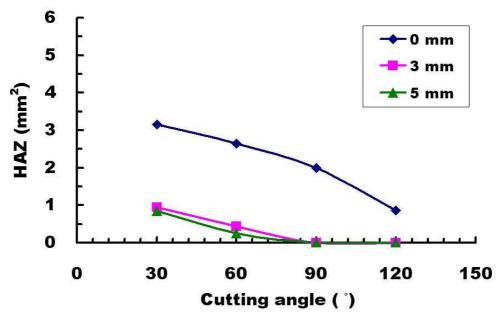
Fig. 60 Influence of cutting angle and loop length on the melting area (T=0.5 mm, V=7,000 mm/min)

Fig. 60 에서와 같이 모서리 부분을 루프 처리하여 절단 하였을때, 용 융량이 급격하게 감소함을 알 수 있었다. 루프 길이 3 mm 와, 5 mm 모두 절단 각도 30°, 60° 절단에서는 기존 각도 절단시 발생하는 용융량의 25% 밖에 발생하지 않음을 확인할 수 있었다. 또한, 90° 이상의 루프 절단에서는 용융량이 거의 0 에 가까움을 알 수 있었다. 이러한 결과는모든 두께에서 동일하게 나타났다.

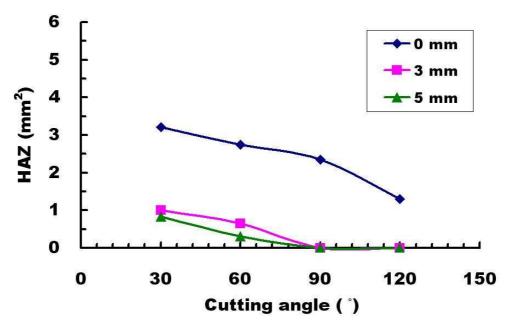
그 결과, 레이저 절단시 120° 이하의 각도 절단에서는 3 mm 이상의 루프 처리를 통해서 모서리 용융량이 획기적으로 개선됨을 확인 할 수 있 었다.

3.7.2 열영향부 (Heat affective zone)

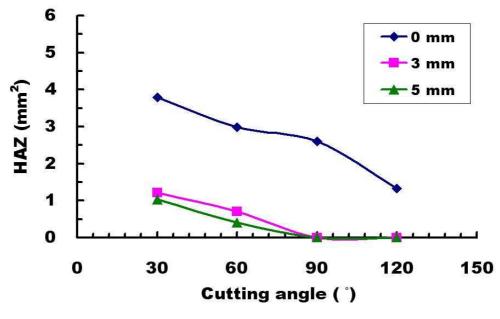
루프 절단을 통한 모서리 부분 열영향부의 정량적 평가 방법은 앞장의 각도 절단을 통한 모서리 부분 열영향부 분석 방법과 동일하게 실시하였으므로 본 장에서는 이에 대한 설명을 생략한다. Fig. 61 은 시편두께 1.0 mm, 절단속력 6,000 mm/min 일때, 루프 길이별 절단 각도에 따른 열영향부의 상관관계를 나타낸다.

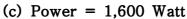


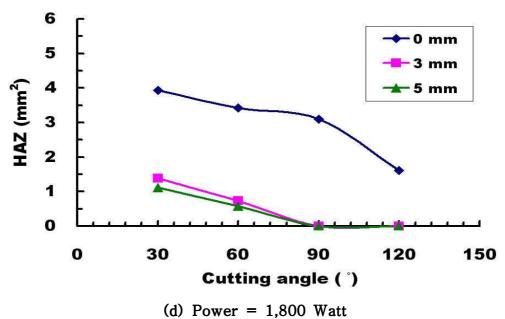
(a) Power = 1,200 Watt



(b) Power = 1,400 Watt







(d) Tower – 1,000 Watt

Fig. 61 Influence of cutting angle and loop length on the melting area (T=1.0 mm, V=6,000 mm/min)

Fig. 61 에서와 같이 모서리 부분을 루프 처리하여 절단 하였을때, 모서리 부분 열영향부가 급격하게 감소함을 알 수 있었다. 루프 길이 3 mm 와, 5 mm 모두 절단 각도 30°, 60° 절단에서는 기존 각도 절단시 발생하는 모서리 열영향부의 30% 이하로 발생함을 확인할 수 있었다. 또한, 90° 이상의 루프 절단에서는 모서리 열영향부가 거의 0 에 가까움을 알 수 있었다. 이러한 결과는 모든 두께에서 동일하게 나타났다.

그 결과, 레이저 절단시 120° 이하의 각도 절단에서는 3 mm 이상의 루프 처리를 통해서 모서리 열영향부가 획기적으로 개선됨을 확인 할 수 있었다.

제 4 장 3 차원 열전달 해석

본 장에서는 고출력 CW Nd:YAG 레이저를 이용한 CSP 1N 냉연강판 절 단공정의 3차원 열전달 해석 모델의 수립과 검증된 해석을 통한 재료 내부의 3 차원 열전달 특성 및 온도분포에 대한 분석을 수행하였다.

4.1 3 차원 유한요소 모델링

레이저 절단공정에서의 비정상 온도분포 T(x,y,z,t) 는 3 차원 비정상 열전도 방정식인 식(11) 을 만족시켜야 한다. $^{29)}$

$$\vec{\nabla} \cdot (k \vec{\nabla} T) + \dot{q} = \rho c T$$
 (11)

열입력이 이동 열원 형태로 주어질 경우, 열원에 좌표계가 부착되어 이동하는 것으로 가정하여 준정상상태 (Quasi steady state) 의 지배방정식으로 변환할 수 있다. 이때, 고정좌표계(x, y, z, T)와 이동좌표계(xM, yM, zM, T)의 관계는 식(12)를 만족하여야 한다.³⁰⁾

$$y_M = y - V_{tr} \times t, x_M = x, z_M = z$$
 (12)

$$T(x, y, z, t) = T(x, y - V_{tr}t, z)$$
 (13)

식(11)에 이동좌표계를 적용하면, 3차원 열전도방정식은 식(14)로 변환

된다.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y_M} \left(k \frac{\partial T}{\partial y_M} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} = \rho c \left\{ \frac{\partial T}{\partial t_M} - V_{tr} \times \frac{\partial T}{\partial y_M} \right\} \mathbf{4} \mathbf{1}$$

레이저 절단공정에서 절단에 영향을 미치는 열에너지는 레이저에 의하여 투입되는 열량, 산소와의 반응에 의한 산화열, 피절단물의 기화열 등이 있다. 본 연구에서는 레이저 빔을 2 차원 가우시안 분포를 가지는 원통형 열원으로 가정하여 레이저에 의한 입열량은 식(15) 와 같이 가정하였다.

$$Q_R(r,T) = a(T) \cdot \frac{2Q}{\pi r_0^2} \cdot \exp\left(-\frac{2r^2}{r_0^2}\right)$$
 (15)

여기서, Q 는 레이저 출력, r₀ 는 레이저 유효반경이고, r 은 레이저 빔 중심에서의 거리, a(T) 는 피절단물의 온도에 따른 레이저 흡수율이다. 절단부의 용융 침식면에서 산소 가스에 의한 산화 반응열이 추가적인 에너지로 공급되며, 용융금속의 기화로 손실되는 열에너지가 존재한다. 이 산화열과 기화열을 고려한 총 열입열량 식(16) 과 같이 표현할 수 있다.

$$f(t) = P_{reg} - P_{evn} + Q_{R}(r,T)$$
 (16)

여기서, P_{rea} 는 산화열, P_{evp} 는 기화열, $Q_R(r,T)$ 는 레이저에 의한 입열량이다. 산화열에 의한 입열량은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$P_{rea} = a_1 \cdot a_2 \cdot e_r \cdot n_0 \cdot \frac{dl}{dt}$$
 (17)

여기서, a₁ 은 산화율, a₂ 는 산화열에 대한 흡수율, e_r·n₀ 은 피절단물의 단

위 체적당 발생하는 산화열, dl/dt 는 용융침식면의 속도이다.

용융 침식면에서 피절단물의 기화에 의해 빠져나가는 기화열은 Clausius - Clapeyron 식에 의해 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$P_{evp} = e_{v} \cdot \frac{133 \cdot .3}{\sqrt{2\pi \cdot k_{B} \cdot T_{S} \cdot m_{S}}} \cdot 10^{(A/T_{S})} \cdot 10^{B} \cdot T_{S}^{C}$$
 (18)

여기서, P_{evp} 는 기화열, k_B 는 볼쯔만 상수, m_S 는 분자질량, e_V 는 한 분자당 기화열, T_S 는 용융침식면의 온도, A, B, C 는 상수이다.

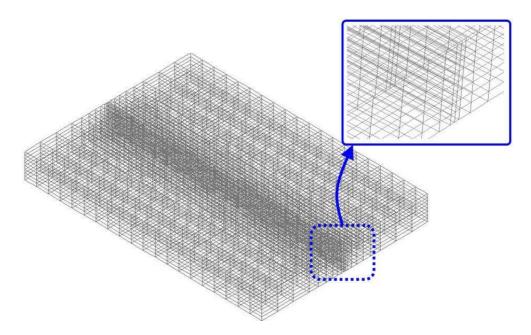


Fig. 62 Mesh of the specimen (T=2.0 mm)

모델링 시편의 크기는 실험결과 시편의 크기가 온도분포에 영향을 미치지 않을 것으로 판단된 평면 넓이 20 mm × 20 mm 를 선정하였으며, 재료의 두께는 실험에서 사용된 0.5 mm, 1.0 mm, 1.6mm, 2.0 mm 를 선정하였다.

Fig. 62 은 3 차원 열전달 해석을 위한 유한요소격자이다. 모델링은 내부 열전달에 관여하는 3 차원 입체 요소와 외부 경계조건에 의한 열전달에 관여하는 2 차원 평면 요소로 구성되었다.³¹⁾ 또한, 급격한 온도변화를 나타내는 중심부 부근에는 요소간격을 조밀하게 생성하여 보다 정확한 열전달 현상을 구현할 수 있도록 하였다.

Table 5 Number of elements and nodes

T (mm)	Elements (EA)	Nodes (EA)
0.5	1,800	1,323
1.0	2,760	2,205
1.6	4,680	3,969
2.0	4,680	3,969

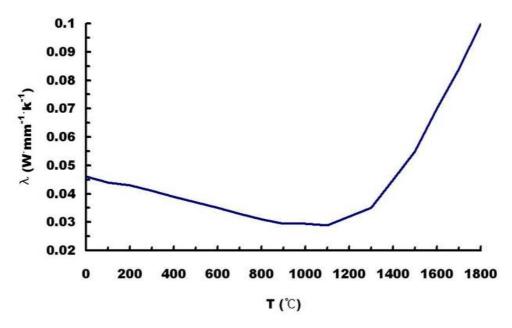


Fig. 63 Thermal conductivity of specimen

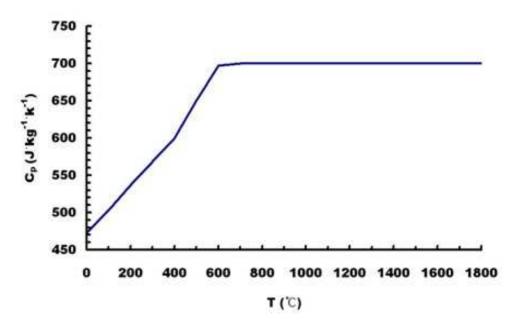


Fig. 64 Specific heat of specimen

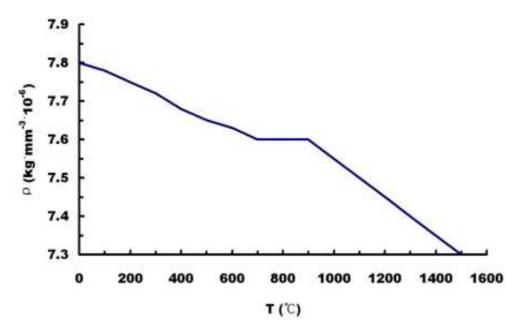


Fig. 65 Density of specimen

Table 5 는 두께별 유한요소격자수 및 절점수를 나타낸다. Fig. 63 은 열전달 해석에 사용된 열전도 계수이고, Fig. 64 는 밀도, Fig. 65 는 비열을 나타낸다.

레이저 절단공정 해석을 위한 경계조건은 대류와 복사에 의한 열전달이 고려되었다. 절단 가스가 직접 분사되는 시편의 윗면은 강제대류로 나머지 부분은 자연대류로 계산하였다. 대류에 열손실은 식(19) 과 같이 계산하였다.

$$q_{conv} = \overline{h}(T_{\infty} - T) \tag{19}$$

여기서, ħ는 평균 대류 계수이다.

평균 대류 계수는 식(20) 으로 계산하였다.

$$Nu_L = \frac{\overline{h}_L L}{k} = C \cdot \text{Re}_L^{1/2} \cdot \text{Pr}^{1/3}$$

여기서, Nu_L 은 너셀 수이고, L 은 기체의 흐름 방향을 기준으로 한 평판길이, Re 는 레이놀즈 수, Pr 은 프란틀 수이며, C 는 상수이다.

복사에 의한 열전달은 Stefan-Boltzmann 법칙으로부터 구한 식(21) 을통해 계산하였다

$$q_{rad} = \varepsilon \cdot A \cdot \sigma (T_s^4 - T_{sur}^4)$$
 (21)

여기서, ϵ 은 방사율, A 는 표면 면적, σ 는 Stefan-Boltzmann 상수이다. 본 연구에서는 준정상상태 3차원 열전달 해석을 SYSWELD V6.10 을 이용하여 수행하였다. 레이저 열원은 전체 시편 길이의 75% 인 시작점으로부터 $15~\mathrm{mm}$ 에 위치한 것으로 가정하여 해석을 실시하였다.

해석조건은 Ahn^{32} 등의 연구결과에 따라 유효입열량 (Effective heat input : Q_{eff})이 같은 경우에 대하여 절단속력과 입열량에 관계없이 동일 조건으로 산정하였다. 유효입열량은 식(22) 와 같이 계산된다.

$$Q_{eff} = \frac{P}{V_{rr}}$$
 (22)

여기서, P 와 Vtr 은 각각 레이저 출력과 이동속력이다.

4.2 모델링 타당성 검증

온도 분포를 정확하게 예측하기 위하여 해석 모델의 보정을 통하여 최적 유한요소 모델을 도출하였다. 최적 유한요소 모델의 도출은 Fig. 66 과 같은 순서에 따라 3 차원 유한요소 해석을 실시한 후, 해석상의 절단폭을 계산하였다. 해석상의 절단폭이 실험상의 절단폭과 \pm 5% 오차범위 안에 들어올때까지 반복해석을 수행하였다.

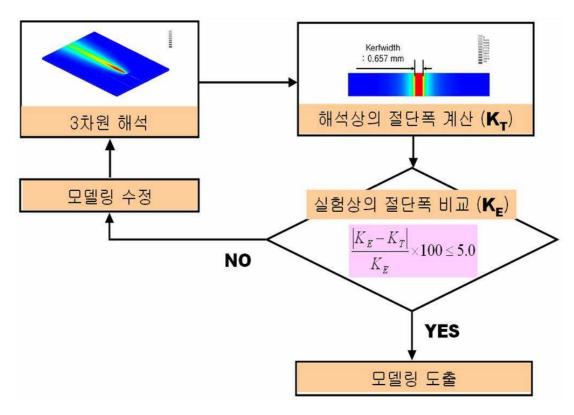


Fig. 66 Flowchart of modeling procedure for the 3D heat transfer analysis

Fig. 67 은 시편두께 2 mm , 유효입열량 18, 27 J/mm 일때, 실험결과와 해석결과의 절단폭을 나타내었다. 해석 결과 도출된 용융 면적에 해당되는 부분의 폭을 절단폭으로 가정하였다.

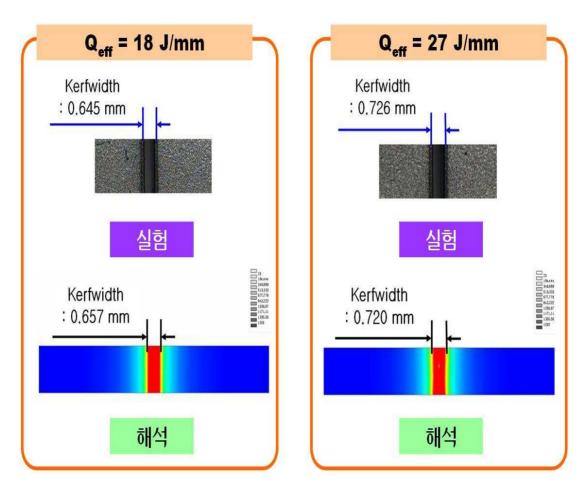


Fig. 67 Comparison of the results of analysis with those of experiments (T=2mm)

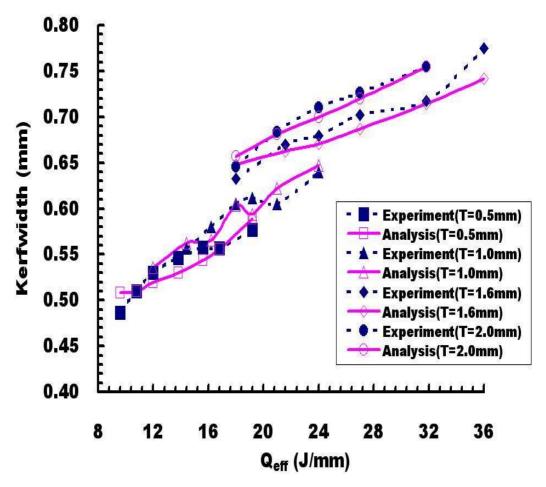
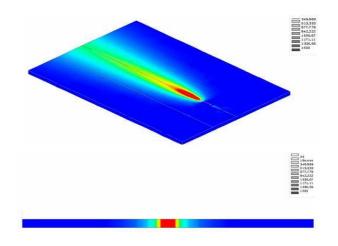


Fig. 68 Comparison of the results of analysis with those of experiments (kerfwidth)

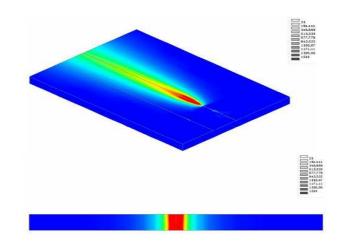
Fig. 68 은 실험값과 반복해석을 통한 해석값의 결과를 나타낸다. 반복 해석 기법을 이용한 절단폭 측면에서 실험결과와 일치하는 열전달 해석 모델을 수립할 수 있었다.

4.3 3 차원 온도분포 특성 분석

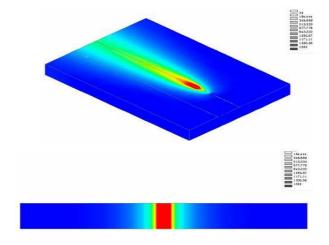
3차원 준 정상상태 열전달 해석을 통하여 1.0 KW 이상의 고출력에서 CW Nd:YAG 레이저로 CSP 1N 박판재를 절단할 때의 재료 내부 온도분포를 계산하였다.



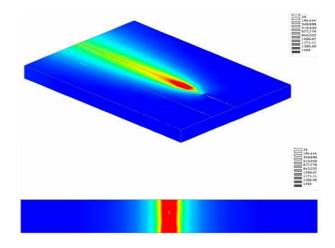
(a) Thickness = $0.5 \text{ mm} (Q_{eff}=19.2 \text{ J/mm})$



(b) Thickness = 1.0 mm (Q_{eff} =19.2 J/mm)



(c) Thickness = 1.6 mm (Q_{eff} =27 J/mm)



(d) Thickness = 2.0 mm (Q_{eff} =27 J/mm)

Fig. 69 Results of FE analysis

Fig. 69 는 두께별 3차원 유한요소 해석 결과이다. Fig. 69 에서와 같이 열원 중심에서 좌우 0.5 mm 내에서 급격한 온도 변화가 발생함을 알 수 있었다.

Fig. 70 은 유효입열량 18 J/mm 일때, 두께별 해석 결과를 나타낸다. Fig. 70 에서와 같이 동일한 유효입열량에서 시편의 두께가 증가할수록 절단폭이 증가하고 열원이 넓게 분포함을 쉽게 확인할 수 있다.

Fig. 71 과 72 는 두께별 유효입열량 변화에 따른 해석 결과이다. 실험 결과와 동일하게 유효입열량이 증가할 때, 절단폭이 증가하는 것을 알 수 있었다. 열원 모델을 원통형 열원으로 가정하였기 때문에 단면 온도분포는 두께 방향으로 일정하게 나타났다.

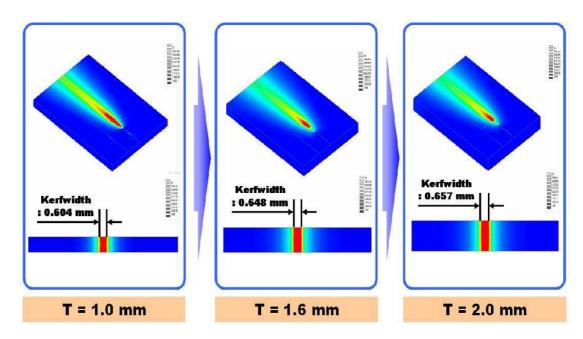


Fig. 70 Results of FE analysis (Qeff=18 J/mm)

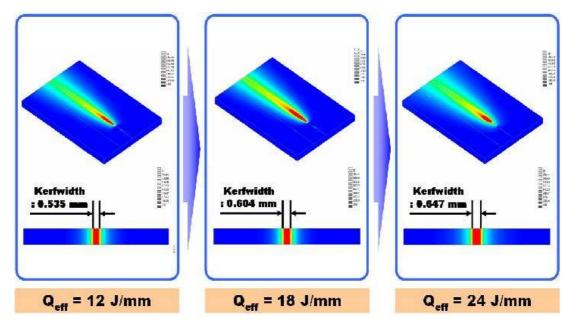


Fig. 71 Results of FE analysis (T = 1.0 mm)

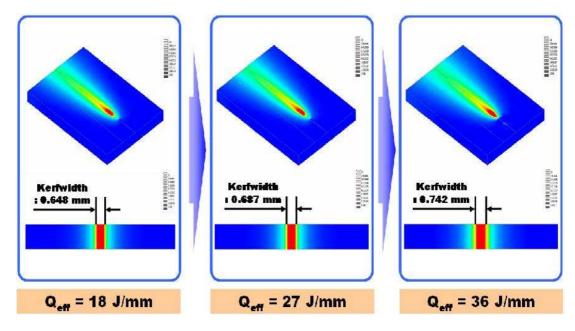


Fig. 72 Results of FE analysis (T = 1.6 mm)

Fig. 73 은 해석 결과값의 시편 두께별 유효입열량과 절단폭의 상관관계이다. 실험 결과와 동일하게 두께가 증가할수록 공정변수에 대한 절단폭이증가하며, 유효입열량에 대한 절단폭의 민감도가 감소함을 알 수 있었다. Fig. 74 은 시편 두께 1.0 mm, 2.0 mm 일때, 유효입열량과 최대 온도의상관관계이다. Fig. 74 와 같이 최대 온도 또한 유효입열량 증가에 따라 선형적으로 증가하며, 최적의 절단은 최대온도가 2000 ℃ 이상 일때 가능함을 알 수 있다.

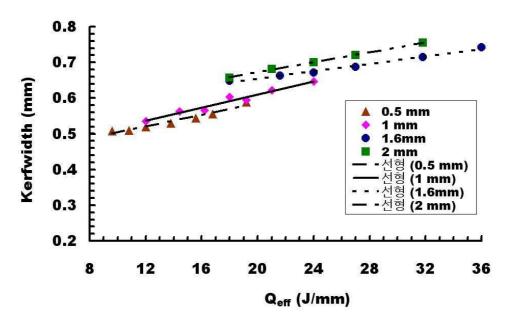


Fig. 73 Relationship between effective heat input and kerfwidth

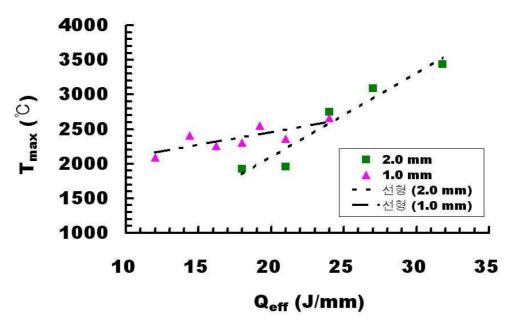


Fig. 74 Relationship between effective heat input and a maximum temperature

제 5 장 결론 및 향후과제

본 연구에서는 고출력 연속파형 Nd:YAG 레이저를 이용한 2 mm 이하의 CSP 1N 박판재 절단시 절단속도, 레이저출력, 재료두께가 각 조건별 드로스 면적, 직진도, 절단가능영역, 절단폭, 유효입열량, 표면조도, 물결 무늬의 생성 주기, 각도, 개수, 절단깊이와 파단깊이의 비 및 절단 각도와 루프 절단에 따른 모서리의 용융량 및 열영향부 변화에 미치는 영향에 대한 연구를 통해서 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

첫째, CSP 1N 재료두께에 따른 레이저 출력별 절단가능속력범위를 취득할 수 있었다. 재료 두께가 증가할 수록 최소절단가능속력과 최대절단가능속력이 감소하는 현상과 동일 재료 두께에서 레이저 출력이 증가할수록 최소절단가능속력이 증가는 현상을 알 수 있었다.

둘째, 레이저출력, 레이저 절단속도 및 CSP 1N 재료 두께와 절단폭의 상관관계를 유도할 수 있었다. 레이저 절단 속력과 절단폭은 거의 반비례 의 관계, 레이저 출력과 절단폭은 비례관계에 있음을 알 수 있었다. 또한, 재료의 두께가 증가할 수록 재료의 열용량이 증가하여 절단폭이 증가하는 것을 알 수 있었다.

셋째, 레이저 출력과 절단속도의 절단폭에 미치는 영향성을 동시에 고려하기 위하여 유효입열량을 도입하였다. 유효입열량과 절단폭은 강한 선형성을 나타내었다. 또한, 재료 두께별 유효입열량과 절단폭 실험식을 유도할 수 있었다.

넷째, 레이저 출력, 레이저 절단속력 및 재료두께가 절단면 표면조도와 절단면 물결무늬 형성에 미치는 영향성을 정량적으로 유도할 수 있었다. 각 공정조건별 절단면의 표면조도가 최소화되는 최적절단속력을 도출할 수 있었다. 최대절단가능속력으로 갈수록 물결무늬 경사각이 현저히 감소하는 것을 알 수 있었다.

다섯째, 레이저 절단시 최적절단속력 전에는 절단속력이 증가할수록 표면조도가 감소하고 물결무늬 개수가 증가하나, 최적절단속력 후부터는 절단속력이 증가할수록 표면조도가 증가하고 물결무늬 개수가 감소하는 것을 알 수 있었다.

여섯째, 물결무늬 생성 주기는 레이저 출력이 증가할수록 감소하는 것을 알 수 있었다. 또한, 레이저 절단속력이 증가할수록 물결무늬 생성 주기가 증가하나, 임계속력 이후 레이저 절단속력 증가시 물결무늬 생성 주기가 급격히 감소하는 것을 알 수 있었다.

일곱째, 절단깊이와 파단깊이 비는 절단속력이 증가할수록 증가하였다. 특히, 임계속도 이후 절단깊이와 파단깊이 비가 급격히 증가하는 특성을 알 수 있었다.

여덟째, 모서리 절단시 절단 각도와 루프 길이가 모서리 용융량 및 열 영향부에 미치는 영향을 정량적으로 유도할 수 있었다. 레이저 절단 각도 가 증가 할수록 모서리 용융량과 열영향부가 증감함을 알 수 있었다. 정 교한 모서리 가공을 위한 루프절단의 길이가 3 mm, 5 mm 로 증가할수 록 모서리 용융량 및 열영향부가 현저히 감소함을 알 수 있었다. 그 결과 레이저 절단 각도 120° 이하의 모서리 절단을 수행할때는 3 mm 이상의 루프 길이를 주어 레이저 절단을 수행해야만 고정밀의 제품을 얻을 수 있을것으로 사료된다.

위 결과로부터 각 실험조건별 표면조도가 최소화되고 우수한 절단면 품질을 나타내는 최적 절단속력을 예측할 수 있었다.

또한, 고출력 연속파형 Nd:YAG 레이저를 이용한 2 mm 이하의 CSP 1N 냉연강판 절단 공정의 3차원 열전달 해석을 통해서 다음과 같은 결론을 얻었다.

반복해석 기법을 이용한 절단폭 측면에서 실험결과와 일치하는 열전달 해석 모델을 수립할 수 있었다. 또한, 레이저 절단 공정중 발생하는 3차원 온도 분포 특성을 알 수 있었다. 특히, 레이저 열원의 중심부를 중심으로 좌우로 0.5 mm 내에서 급격한 온도 변화가 발생함을 알 수 있었다. 용융재료내 최대 온도는 유효입열량 증가에 따라 선형적으로 증가하는 것을 알 수 있었다

이상의 연구에서는 레이저 절단공정의 데이터 베이스 구축 및 가공 경로 생성을 위한 CSP 1N 냉연강판의 절단 특성 분석 및 3차원 유한 요소해석에 관한 부분적인 연구가 수행되었다. 따라서 다양하고 풍부한 데이터 베이스 구축 및 가공 경로 생성을 위해서 다음과 같은 추가적인 연구가 필요하다.

첫째, 레이저 절단 가스 압력의 변화가 레이저 절단 특성에 미치는 영향 및 최적의 절단 가스 압력에 대한 연구를 통한 데이터 베이스가 구축 되어야 한 다. 둘째, 레이저를 이용한 모서리 가공시 열영향을 최소화 할 수 있는 범위내에서 가공 효율을 극대화할 수 있도록 루프 길이 3 mm 이하에 대한 레이저절단 실험이 수행 되어야 한다.

셋째, 3차원 유한요소 모델링을 이용한 각도 절단 및 루프 절단 해석을 통해서 실제 절단 공정중 볼 수 없는 열 분포, 열변형 및 잔류응력에 대한 데이터 구축이 필요하다.

넷째, 다양하고 풍부한 데이터 베이스 구축 및 가공경로 생성을 위해서 CSP 1N 재질 뿐만아니라, 최근 산업적으로 사용이 급격히 증가하고 있는 티타늄, 니켈, 알루미늄, 스테인레스 재질의 레이저 절단 특성에 대한 연구가 필요하다.

REFERENCES

- 1. Caristan, C. L., "Laser Cutting; Guide for Manufacturing," Society of Manufacturing Engineers, Dearborn Michgan U.S.A., pp.3~54, 2004.
- 2. Ready, J. F., "Industrial Applications of Lasers," Academic Press, San Diego CA U.S.A., pp.315~334, 1997.
- 3. Kim, D. H., "레이저 가공학," 경문사 출판, 대한민국, pp.279~294, 2002.
- 4. Ready, J. F., "LIA handbook of laser materials processing," Magnolia Press, U.S.A., pp.37~42, 2001.
- 5. Incropera, F. P., "Fundamentals of heat and mass transfer," Wiley & Sons Press, U.S.A., pp.9~13, 2003.
- 6. Kanaoka, M., "레이저 가공기술," (주)한국산업정보센타 출판, 대한민국, pp.31~86, 2000.
- 7. 안동규, 김민수, 이상훈, 유영태, 박형준, "고출력 연속파형 Nd:YAG 레이저를 이용한 CSP 1N 박판재 절단시 공정변수가 절단폭 및 절단 표면 특성에 미치는 영향," 한국정밀공학회 춘계학술대회 논문집, pp. 418~421, 2005.
- 8. Na, S. -J., Yang, Y. -S., Koo, H. -M., Kim, T. -K., "Effect of Shielding Gas Pressure in Laser Cutting of Sheet Metals,"

 Transactions of the ASME; Journal of Engineering Materials and Technology, Vol.111, pp.314~318, 1989.
- 9. 안동규, 김민수, 이상훈, 박형준, 유영태, "고출력 CW Nd:YAG 레이저를 이용한 CSP 1N 냉연강판의 절단시 공정변수가 절단면 물결무늬

- 및 표면조도에 미치는 영향," 대한기계학회 춘계학술대회 논문집, pp. 1599~1604, 2005.
- 10. Steen, W. M., "Laser material processing," Springer Press, U.S.A., pp.34~58, 2003.
- 11. Hitz, B., "Introduction to laser technology," IEEE Press, U.S.A., pp.1~6, 1998.
- 12. Yang, Y. -S., Na, S. -J., "A study on residual stresses in laser surface hardening of a medium carbon steel," Surface, U.S.A., pp.1~6, 1998.
- 13. Yilbas, B. S., "Effect of Process Parameters on the Kerfwidth During the Laser Cutting Process," Proceedings of the Institution of Mechanical Engineer Part B; Journal of Engineering Manufacture, Vol.215, pp.1357~1365, 2001.
- 14. Aloke, R., Girrish, V., Scrutton, R. F., Molian, P. A., "A Model for Prediction of Dimensional Tolerances of Laser Cut Holes in Mild Steel Thin Plates," International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol.37, pp.1069~1087, 1997.
- 15. Dorn, L., Lee, K. -L., Munasinghe, N., "Nd:YAG Laser Cutting of Amorphous Alloys," DVS-Berichte, Vol.163, pp.447~455, 1994.
- 16. Naeem, M., Matthews, M., Ingram, S., "Parameteric Study of Laser Cutting of Steel Using 1.5kW Continuous Wave Nd:YAG Laser," Proceedings of Laser Materials Processing Conference, pp.152~158, 1999.
- 17. King, T. G., Powell, J., "Laser-Cut Mild Steel-Factors

- Affecting Edge Quality," International Journal of Wear, Vol.109, pp.135-144, 1986.
- 18. Olsen, F. O., "Cutting Front Formation in Laser Cutting," Annals of the CIRP, Vol.38, No.1, pp.215~218, 1989.
- 19. Yilbas, B. S., "Laser Cutting Quality Assessment and Thermal Efficiency Analysis," Journal of Material Processing Technology, Article In Press, 2004.
- 20. Ivarson, A., Powell, J., Kamalu J. and Magusson, C., "The oxidation of laser cutting of mild steel and the generation of striations on the cut edge", Journal of Meterials Processing Technology, Vol.40, pp.359~374, 1994.
- 21. Chen, S. L., "The effects of high-pressure assistant-gas flow on high-power CO₂ laser cutting", Journal of Meterials Processing Technology, Vol.88, pp.57~66, 1999.
- 22. Ghany, K. A., "Cutting of 1.2mm Thick Austenitic Stainless Sheet Using Pulsed and CW Nd:YAG Laser," Journal of Materials Processing Technology, Article in Press, 2005.
- 23. Tsirkas, S. A., Papanikos, P., Kermanidis, T., "Numerical Simulation of the Laser Welding Process in Butt-Joint Specimens," Journal of Materials Processing Technology, Vol. 134, pp. 59-69, 2003.
- 24. Labudovin, M., Hu, D., Kovacevic, R., "Three-dimensional Finite Element Modeling of Laser Surface Modification," Proc. Instn. Mech. Engrs, Vol. 214, pp. 683-692, 2000.
- 25. Lee, J. Y., Lee, W. B, Yoo, C. D., "Heat Source Modeling of Laser

- Keyhole Welding: Part 1-Bead Welding," Journal of KWS, Vol. 23, No. 1, pp. 48-54, 2005.
- 26. 김도훈, "레이저 가공학," 경문사 출판, 대한민국, pp.187~212, 2002.
- 27. Yilbas, B. S., "Thermal and efficiency analysis of the CO2 laser cutting process," Optics and lasers engineering, Vol. 30, pp. 93-106, 1998.
- 28. 김민수, 안동규, 이상훈, 유영태, 박형준, 신호준, "고출력 CW Nd:YAG 레이저를 이용한 CSP 1N 냉연강판 절단공정의 3차원 열 전달 해석," 한국정밀공학회 추계학술대회 논문집, pp. 162~165, 2005.
- 29. HSU, M. J., Molian, P. A., "Thermochemical modeling in CO2 laser cutting of carbon steel," Journal of materials science, Vol. 29, pp. 5607-5611, 1994.
- 30. Incropera, F. P., "Fundamentals of heat and mass transfer," Wiley & Sons Press, U.S.A., pp.9~13, 2003.
- 31. Logan, D. L., "Logan의 유한요소 첫걸음," 스그마프레스 출판, 대한민국, pp.471~477, 2004.
- 32. 안동규, 김민수, 이상훈, 박형준, 유영태, "고출력 연속파형 Nd:YAG 레이저를 이용한 CSP 1N 냉연강판 절단시 공정변수의 절단폭에 미치는 영향," 한국정밀공학회지, 제 22권, 제 7호, pp. 19~26, 2005.