

## Fe-Co-Ni 분말 소결 금속과 탄소강의 이중재료간 레이저 용접부의 결합형성기구 연구

신민호\* · 김태웅\*\* · 박희동\*\* · 이창희\*

\*한양대학교 신소재공학부

\*\*이화다이아몬드공업(주) 기술연구소

### A Study on the Formation Mechanism of Discontinuities in CO<sub>2</sub> Laser Fusion Zone of Fe-Co-Ni Sintered Segment and Carbon Steel

Min-Hyo Shin\*, Tai-Woung Kim\*, Hee-Dong Park\*\* and Chang-Hee Lee\*

\*Division of Materials Science and Engineering, Hanyang University, Seoul 133-791, Korea

\*\*Research Center, Ehwa Diamond Ind. Co., Ltd. Osan-City 447-804, Korea

#### Abstract

In this study, the formation mechanism of discontinuities in the laser fusion zone of diamond saw blade was investigated. CO<sub>2</sub> laser weldings were conducted along the butt between Fe base sintered tip and carbon steel shank with sets of variable welding parameters. The effect of heat input on irregular humps, outer cavity, inner cavity and bond strength was evaluated.

The optimum heat input to have a proper humps was in the range of 10.4~17.6kJm<sup>-1</sup>. With increasing heat input, both outer and inner cavities were reduced. The outer cavity was caused by insufficient refill of keyhole, while inner cavity was caused by trapping of bubble in molten metal. The bubble came from sintered tip and intensive vaporization at bottom tip of the keyhole. A gas formation and low melting point element vaporization were not occurred during welding. We could not find any relationship between bond strength and amount of discontinuities. Because the fracture were occurred in not only sintered tip but also carbon steel shank due to hardness distributions.

(Received January 20, 2003)

Key Words : Formation mechanism, Discontinuities, Laser fusion zone, Diamond saw blade, Fe base sintered tip, Carbon steel shank, Heat input, Insufficient refill of keyhole, Trapping of bubble.

#### 1. 서 론

다이아몬드 쏘 블레이드(diamond saw blade)는 건설현장에서 석재, 내화물, 콘크리트 등의 건축용 자재의 절삭 및 절단에 널리 사용되고 있으며<sup>1)</sup>, 소결체인 팁(tip)과 탄소강의 몸체 즉 샹크(shank)로 이루어져 있다. 미세한 다이아몬드 칩이 포함되어 있는 소결체 팁을 샹크에 접합하여 제작하며, 접합방법은 고주파 브레이징<sup>2)</sup>을 주로 사용하였다. 그러나 브레이징은 접합부에 상당히 큰 열영향부를 형성하게 되며, 삽입금속에 사용되는 증금속으로 인해 많은 제약을 가지고 있다.

따라서 최근에는 레이저 용접법으로 대체되고 있는 실정이다. 레이저 용접은 증금속 삽입재 사용이 필요 없으며, 공정자동화에 의한 생산량 증대의 효과가 있다. 또한 레이저 용접은 저입열, 고밀도에너지에 의한 공정이므로 열변형을 최소화하면서 깊은 용접부를 얻을 수 있는 장점이 있으며, 이는 타 용접법과 대별되는 특징이다. 한편 팁 소재는 Co-Ni 합금이 주로 사용되어 왔으나, 최근에는 생산원가 절감을 위해 고가의 Co, Ni 파우더 대신 Fe를 사용한 Fe계 소결팁이 사용되고 있다.

그러나 레이저를 이용하여 Fe계 소결팁과 탄소강 샹크를 용접할 경우 기존의 Co, Ni 팁에서는 발생하지 않았던 불규칙 험프(hump)와 내부, 외부 캐비티(cavity)등

의 결합들이 빈번하게 발생하는 것을 관찰할 수 있었다. 이러한 결합들은 다이아몬드 쏘 블레이드(diamond saw blade)의 외형상 보기에다 좋지 않을 뿐 아니라, 접합강도의 저하 및 사용 수명 감소등의 결과를 초래하므로, 결합기구 규명에 따른 저감대책 마련이 절실하다.

후편, 레이저 용접부에 발생하는 결합에 대한 기존 연구는 초고속 카메라 및 레이저를 이용한 실시간 계측을 통해 이루어져 왔으며, 관측된 유동, 음파 등과 결합 형성과의 상관관계 분석이 이루어졌다<sup>3)</sup>. 그러나 이들 연구는 주로 동종재료간의 용접부에 대한 연구였고, 본 연구와 같이 이종재료간의 연구는 없었다.

따라서 본 연구에서는 Fe계 소결팁을 이용하여 탄소강 샹크와 레이저를 이용하여 접합한 후 접합부의 형상 및 기계적 특성, 결합형성 경향의 분석을 바탕으로 물리·금학적인 고찰을 통해 각종 결합형성기구를 규명하고자 하였다.

## 2. 연구방법

### 2.1 실험재료 및 장비

본 연구에 사용된 다이아몬드 쏘 블레이드의 구성은 Fig. 1과 같다. 다이아몬드 쏘 블레이드(diamond saw blade)는 탄소강으로 이루어진 샹크와 소결체인 팁으로 이루어져 있고 팁은 다시 용접에 참여하며 다이아몬드를 포함하지 않는 블랭크(blank)와 다이아몬드를 포함하며 블레이드의 외곽에 위치한 팁 부분으로 나뉘어진다. 본 연구에서는 다이아몬드가 포함되지 않는 부분인 블랭크로만 팁을 구성하여 용접에 사용하였다.

샹크는 탄소함량이 0.36wt%인 JIS G 3311 SCM 435를 사용하였고 조성은 Table 1과 같다. 팁은 Fe가 포함되어 있고 Co, Ni이 첨가되어 있는 팁을 사용하였

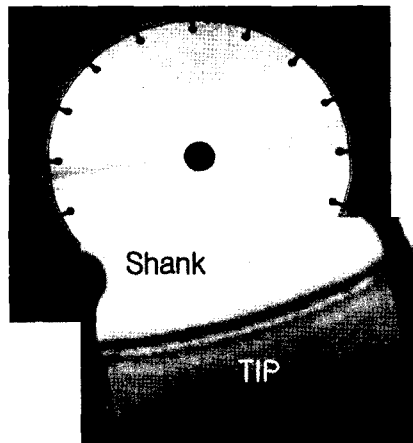


Fig. 1 Components of a diamond saw blade

Table 1 Chemical components of shank used

Element	C	Si	Mn	Cr	Mo	P	S	Fe
wt%	0.36	0.20	0.68	1.01	0.30	0.015	0.004	Bal.

Table 2 Specification of welding machine

Model	CW CO <sub>2</sub> Laser
Max. power	3kW
TEM mode	TEM01
Focus spot size	0.2mm
Focus depth	4mm

으며 930℃에서 350kgf 힘을 3분간 가해 소결하였다.

샹크는 지름이 228.6mm 이고 두께가 1.8mm인 것을 사용하였으며, 소결팁의 경우는 가로 40mm, 세로 7mm, 두께는 2.4mm 인 것을 사용하였다. Table 2는 실험에 사용된 장비이다.

### 2.2 실험방법

맞대기 용접을 실시하였으며, 용접은 용접부의 앞과 뒤를 두 번 용접하였다. 실험에 사용된 공정변수는 Table 3과 같다. 빔 파워와 빔 이송속도를 변수로 사용하였고, 빔 입사각도, 보호가스의 유량 및 종류는 고정하였다. 먼저 저입열의 레이저를 이용하여 빔 파워 750W, 빔 이송속도 3.5m/min의 조건으로 고정하여 한쪽 면을 가접한 후, 반대 면을 고입열의 레이저 빔을 이용하여 본 용접을 하는 방법으로 용접을 수행하였다. 본 용접시 공정변수를 Table 3과 같이 변화시켰다.

적정 용접 조건 설정을 위해 공정조건에 따른 접합강도, 용입깊이(penetration depth), 불규칙 험프(irregular hump), 캐비티(cavity) 형성을 분석하였다. 공정조건 및 용접부 결합형성이 접합부의 접합강도에 미치는 영향을 분석하기 위해 본 용접을 기준으로 3 point bending test를 실시하였으며, 파단면을 분석하였다. 용입깊이는 본 용접을 기준으로 비드표면에서 용입된 깊이를 5회이상 측정하여 평균값을 취하였다. 표면조도

Table 3 Welding parameters applied in this experiment

Beam power(W)	Travel speed (m/min)	Focal point	Shielding gas flow rate, Ar
1350	1	Surface of specimen	80 l/min
1470	1.2		
	1.35		
1650	1.7		

기(surfcorder SE 40G)를 이용하여 용접부 표면의 불규칙 험프를 정량화 하였으며, 공정변수에 따른 캐비티 형성의 영향을 파악하기 위해 각 공정별로 3개의 틱을 측정하여 평균값을 취하였다.

접합부의 거시조직관찰을 위해 시편의 용접방향과 용접방향에 수직인 단면을 SiC 2000번 및 0.3 $\mu$ m 알루미늄나 파우더를 이용하여 연마하였으며, 5% nital을 이용하여 에칭을 하였다. 캐비티의 크기 및 분포를 분석하기 위해 OLM, Image analyzer, SEM을 이용하였으며, AES를 이용하여 캐비티 내벽의 성분변화를 분석하였다. 소결팁이 내부 캐비티 형성에 미치는 원인을 분석하기 위해 OLM, Image analyzer, EPMA, EDS를 이용하였다. 용접부의 경도 분포를 분석하기 위해 마이크로 비커스 경도기(HMV, shimadzu)를 이용하였으며, 100g의 하중을 10초 동안 가하였다.

### 3. 실험결과

#### 3.1 용접비드

공정변수에 따른 용접비드형상의 변화를 파악하기 위해 빔 파워, 빔 이송속도 등을 변화시켜 용접한 후 비드형상을 관찰하였다. Fig. 2와 같이 비드의 표면 거칠기를 기준으로 평균조도가 2.1 $\mu$ m인 것은 A, 6.1 $\mu$ m인 것은 B, 11.6 $\mu$ m인 것은 C 타입으로 나누었으며, A 타입과 B 타입은 표면이 비교적 덜 거칠며, 불규칙 험프의 형성이 적은 비드 타입이다. 반면 C 타입은 표면이 거칠며 불규칙 험프 및 외부 캐비티 등의 결함이 다수 존재하는 비드 타입이다. 공정변수에 따른 연구결과를 Table 4에 나타내었으며, A와 B 타입이 존재하는 공정변수를 식 1에 대입하여 계산해 본 결과 입열량 범위 10.4에서 17.6kJ/m 사이에서 A와 B 타입의 비드가 형성되었고 이때 흡수율은 일반 탄소강의 경우인 20%로 가정하였다.

$$Q = \eta \frac{P}{V} \tag{1}$$

Q : Heat input

$\eta$  : Absorption coefficient

P : Beam power

V : Travel speed

이러한 불규칙 험프의 형성은 용접 시 키흔 주위의 유동과 밀접한 관련이 있으며, 특히 공명진동으로 알려져 있는 레이저 빔 파워 변화 주기와 플라즈마 형성주

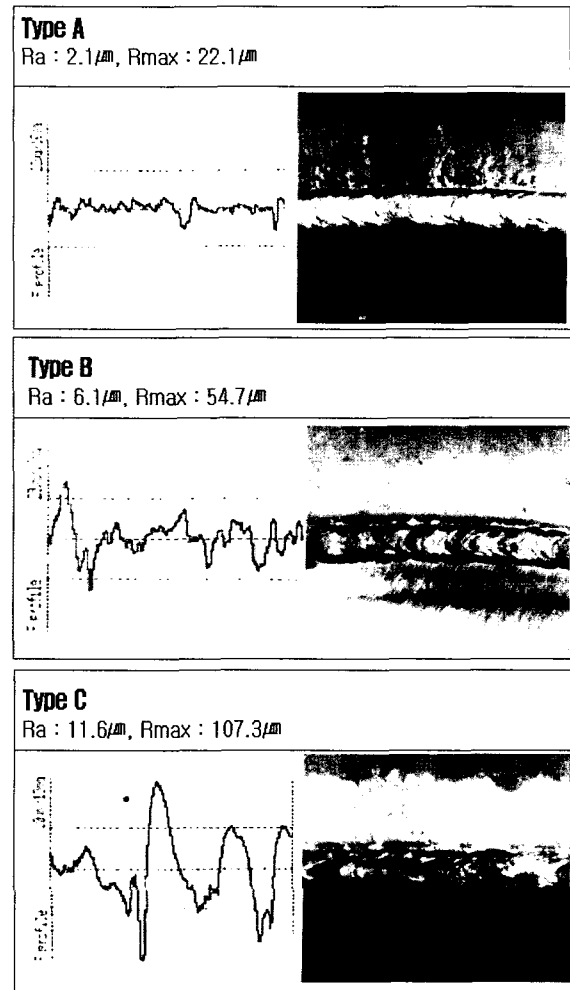


Fig. 2 Typical irregular humps types formed in diamond saw blade fusion zone

Table 4 Humps types of welding parameters

Speed/power	1350W	1470W	1650W
1.7m/min	C	B	B
1.35m/min	A	B	A
1.2m/min	B	B	B
1m/min	A	B	C

기, 키흔 반경 변화에 따른 용융금속 유동 주기간의 일치에 따른 증폭은 용융금속의 격렬하며 매우 불안정한 유동을 발생시키는 것으로 알려져 있다<sup>4)</sup>. 따라서 위의 입열량 범위내에서는 공명진동이 완화되어 C 타입의 불규칙 험프의 형성이 저감되었다고 생각된다. 이를 확인하기 위해서 각각의 험프 형태에 따라 용접부를 관찰하였다. Fig. 3은 A타입과 C타입의 용접부를 용접방향으로 절단한 후 에칭을 한 결과이다. C타입의 경우 A 타입과 비교하여 용접시의 유동이 더 격렬하게 발생했을 것으로 생각되며, 따라서 공명진동에 따른 불규칙하

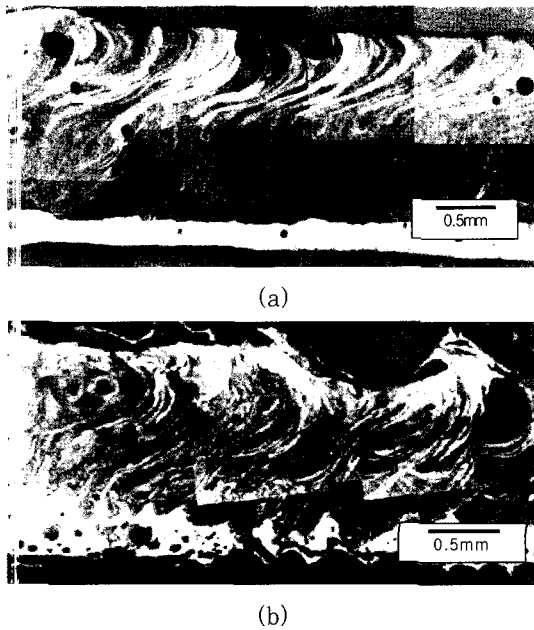


Fig. 3 Microscopic longitudinal section of the laser fusion zone, a) A type 1350W, 1.35m/min, b) C type 1350W, 1.7m/min

며 격렬한 용융금속의 유동이 C타입의 불규칙 험프를 형성시키는 주요인임을 알 수 있다.

### 32 외부 캐비티

Fig. 4는 용접부에 발생한 외부 캐비티의 전형적인 형태이다. 용접공정변수가 외부 캐비티 형성에 미치는 영향을 파악하기 위해 캐비티 개수를 파악하였고, 공정변수에 따라 형성된 캐비티 개수는 Fig. 5와 같다. 빔 파워가 증가할수록, 빔 이송속도가 증가할수록 외부 캐비티 형성은 증가하였으며, 입열량이 외부 캐비티 형성에 미치는 영향을 파악하기 위해 공정변수를 입열량으로 환산하여 다시 그래프를 그려보았다. Fig. 6에서 볼 수 있듯이 입열량이 증가함에 따라 외부 캐비티의 형성은 줄어들었다.

외부 캐비티의 형성 원인은 크게 용접금속의 대량 기화에 따른 용접금속의 부족과 키홀 입구의 크라운의 불



Fig. 4 Typical outer cavities on the laser bead

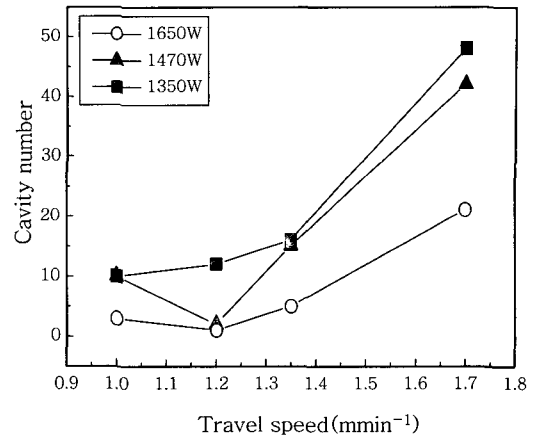


Fig. 5 Relationship between outer cavity and welding parameters

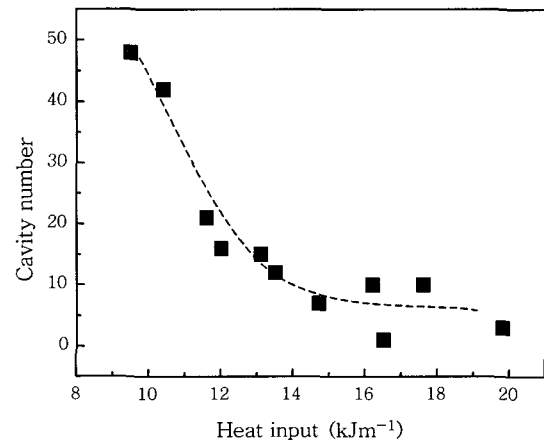


Fig. 6 Effect of heat input on inner cavity formation

충분한 재용입에 따른 용입부족에 의해 발생하는 것으로 알려져 있다<sup>5)</sup>. 본 연구에서 사용된 시편에서 기화점이 높은 금속원소의 함량과 실험 조건으로 설정된 용접 공정조건 범위를 고려할 때 외부 캐비티를 형성할 만큼 많은 양의 기화는 발생하지 않았을 것으로 판단되며, 따라서 이러한 외부 캐비티는 용융금속 또는 크라운(crown)의 빠른 응고에 의한 불충분한 재용입에 의해 형성될 가능성이 크다고 볼 수 있다. 이를 확인하기 위해서 레이저를 이용한 키홀 용접 시 공정변수가 용융금속의 유동, 특히 외부 캐비티와 직접적인 관련이 있는 키홀 입구 용융금속의 유동에 미치는 영향과 응고속도와의 관련성을 기존의 연구결과를 토대로 고찰하였다. 키홀 입구에서 유동의 모식도를 Fig. 7에 나타내었으며, 용융금속 유동의 원인은 용접방향 쪽의 키홀 벽면에서 급격한 기화에 의한 반동력이다. 따라서 유동은 용접방향 쪽 키홀 벽면에서 반대방향으로 발생하게 된다. 유동속도는 식 2와 같이 나타낼 수 있으며, 용접재료에 따른 고상 및 액상의 밀도, 키홀 중심에서 용융금

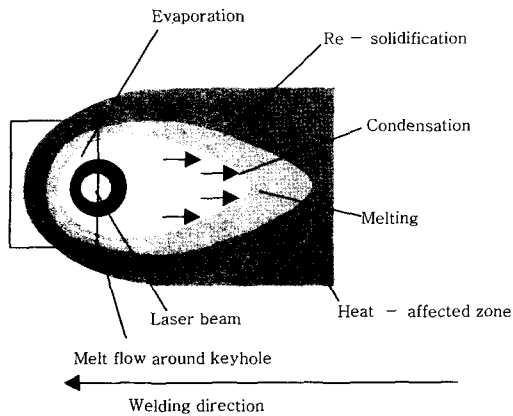


Fig. 7 Molten metal flow in upper keyhole

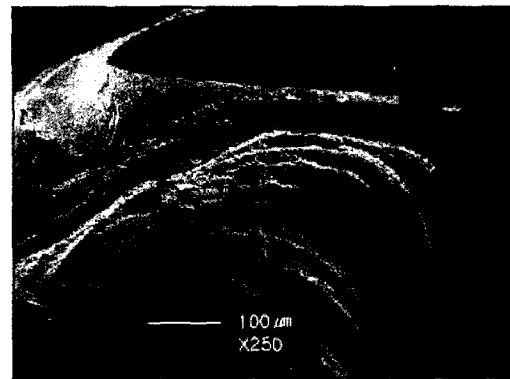


Fig. 8 SEM micrograph of surface of outer cavity

속까지의 거리, 즉 용융금속의 반경, 키홀 반경, 빔 이송속도의 함수이다.

$$\frac{R_m}{R_v} = \frac{\rho_s V_m}{\rho_l V} \quad (2)$$

- $V_m$  : Melt velocity
- $V$  : Travel speed
- $\rho_s$  : Mass density of solid
- $\rho_l$  : Mass density of liquid
- $R_m$  : Radius of melting surface
- $R_v$  : Keyholde radius

재료의 종류는 변하지 않는다고 가정할 때 키홀 중심에서 용융금속까지의 거리 및 키홀 반경, 빔 이송속도가 용융금속의 유동 속도를 결정하는 인자이다. 식 2에 의해 빔 이송속도와 유동속도는 비례하는 것을 알 수 있으며, 이전의 시뮬레이션 결과를 고려하면<sup>6)</sup>, 키홀 중심에서 용융금속과 응고계면까지의 거리와 키홀 반경은 입열량이 증가함에 따라 모두 감소하며, 본 용접조건인 입열량 범위 내에서 입열량 감소에 따라 식 2에서의  $R_m/R_v$  값 또한 증가함을 확인할 수 있었다.

이들을 모두 고려해 볼 때, 빔 이송속도가 빠를수록, 입열량이 감소할수록, 용접방향에서 반대방향으로의 용융금속의 유동속도는 증가함을 알 수 있었다. 한편, 입열량에 따른 용융금속의 응고속도의 변화는 키홀 중심에서 멀어질수록 입열량이 감소할수록 응고속도는 증가함을 확인할 수 있었다<sup>7)</sup>. 이들 결과를 종합해 보면 입열량이 감소함에 따라 키홀 중심에서 용접방향 반대쪽으로 밀려나는 용융금속의 응고속도가 증가하며, 따라서 입열량 감소에 의해 불완전한 재용입이 발생할 가능성이 높아질 것으로 예측된다. 보다 명확한 증거를 확

보하기 위해 외부 캐비티의 표면을 관찰하였다. Fig. 8은 외부 캐비티의 단면을 SEM을 이용하여 관찰한 결과이다. 외부 캐비티의 표면에는 주름이 관찰되었으며, 이러한 형태의 주름은 점도가 높은 유체가 유동 중에 응고하여 형성될 때 주로 관찰되는 것이다<sup>8)</sup>.

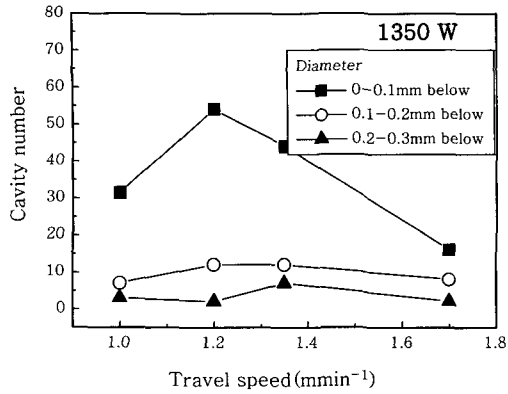
연구결과를 종합해 볼 때, 입열량 감소에 의해 키홀 중심에서 멀어지는 용융금속의 유동속도, 응고속도를 증가시키며, 그 결과 키홀 내부 재충진에 필요한 용융금속의 부족에 의해 외부 캐비티가 형성되는 것으로 사료된다.

### 3.3 내부 캐비티

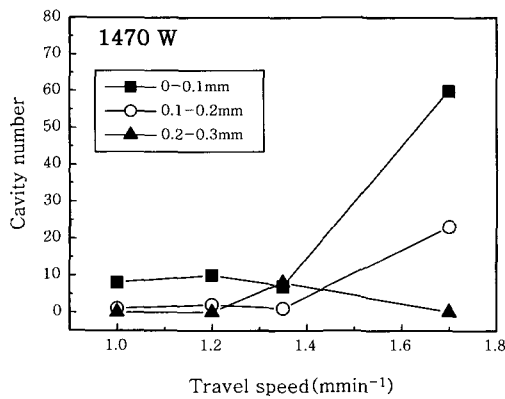
#### 3.3.1 공정변수와 내부 캐비티 형성

공정변수에 따른 내부 캐비티 형성 경향은 Fig. 9와 같다. 캐비티 형성은 반경에 의해 분류하였으며 각각의 변수에 따른 갯수를 파악하였다. 전체 공정조건에서 0.1mm 미만의 반경을 가지는 캐비티 수가 가장 많았으며, 특히 1350W의 빔 파워에서 가장 많은 캐비티가 형성되었다. 1350W의 빔 파워 경우, 빔 이송속도가 1.0m/min에서 1.2m/min로 증가함에 따라 0.1mm 미만의 반경을 가지는 캐비티의 개수는 단위 텀당 31개에서 54개로 증가하였으며, 이후 빔 이송속도가 1.35m/min에서 1.7m/min으로 증가함에 따라 캐비티의 수는 다시 감소하였다. 한편, 캐비티의 반경이 0.1에서 0.3mm 미만의 반경을 가지는 캐비티의 형성은 빔 이송속도와 특별한 관련성이 없었다. 1470W의 빔파워의 경우 빔 이송속도가 1.0, 1.2, 1.35m/min 일 때, 반경별 캐비티의 개수는 10개 내외로 적었으나 1.7m/min일 때 전체 캐비티의 형성이 급격히 증가하였다. 1650W 경우에는 전체 빔 이송조건에서 반경별 캐비티의 개수는 20개 내외로 일정하게 형성되는 것을 확인할 수 있었다.

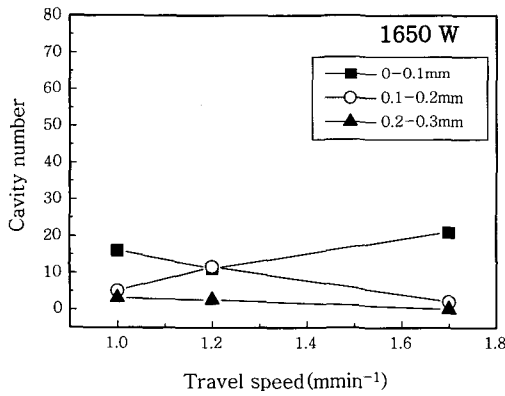
입열량이 내부 캐비티형성에 미치는 영향을 파악하기



(a)



(b)



(c)

Fig. 9 Effect of travel speed on inner cavity formation in a)1350W, b)1470W, c)1650W

위와 Fig. 10과 같이 공정조건을 입열량으로 환산하여 비교해 본 결과 입열량이 증가함에 따라 내부 캐비티의 수가 감소함을 알 수 있었다.

3.3.2 용입상태와 캐비티형성

1470W 빔 파워의 경우 타 빔 파워 조건과는 달리 빔 이송속도가 증가함에 따라 캐비티 형성이 급격히 증가하였으며, 이는 용입조건이 완전용입조건에서 부분용입조건으로 전이됨에 의한 것으로 사료된다. 따라서 용

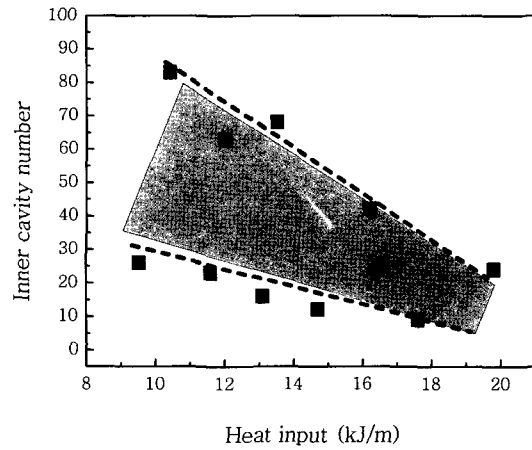


Fig. 10 Effect of heat input on inner cavity formation

입조건이 내부캐비티 형성에 미치는 영향을 비교분석하였다.

Table 5는 용접공정조건에 따른 캐비티 갯수이고, 공정별 용입상태는 Table 6에 정리한 바와 같다. 두 결과를 비교해 보면 부분용입된 조건에서보다 완전용입된 경우가 캐비티의 형성이 감소된 것을 확인할 수 있다. 이전의 연구결과<sup>9)</sup>에서는 레이저에 의해 키홀 용접을 수행할 경우 키홀 바닥부분에 레이저 빔이 집중되어 금속의 기화가 가장 많이 발생하는 것으로 관찰되고 있다. 부분용입과 달리 완전용입의 경우에는 키홀 바닥부분의 기화가 없어지므로 완전용입 조건으로 용접을 수행할 경우, 캐비티 형성이 적어진 것으로 생각된다. 완전용입의 경우 가접영역이 본용접의 완전용입에 의해 채용되는 것을 확인할 수 있었으며, 그 결과 부분용

Table 5 Inner cavity number of welding parameters

Speed/power	1350W	1470W	1650W
1.7m/min	26	83	23
1.35m/min	63	16	-
1.2m/min	68	12	14
1m/min	42	9	24

Table 6 Penetration conditions of welding parameters (P:partial penetration, F:full penetration)

Speed/power	1350W	1470W	1650W
1.7m/min	P	P	F
1.35m/min	P	P	F
1.2m/min	P	F	F
1m/min	P	F	F

입조건에서 발견되는 가접부분의 많은 캐비티 들이 제거되어 전체 캐비티의 함량이 감소하는 것으로 생각된다. 또한 완전용입시에는 용융금속 내부에서 발생한 기포들이 관통된 키홀 밑 부분으로 방출되기도 하므로 완전용입시에 캐비티 형성이 저감된 것으로 사료된다.

3.3.3 내부 캐비티 분포

Fig. 11은 내부 캐비티의 SEM 관찰결과이다. 내부 캐비티를 형태에 따라 분류한 결과, a)와 같이 구형에 가까우면서 내부가 비교적 매끈한 형태의 캐비티, b)와 같이 찌그러진 형태의 캐비티가 존재하였다. b)의 경우에는 액상이 유동중에 응고하여 형성된 듯한 내벽이 관찰되었으며, 이는 a)의 형태와는 다른 것이었다. c)는 겉에서 보기에는 구형의 캐비티 이지만 그물망처럼 내부가 연결되어 있는 형태의 캐비티이다. 일반적으로 a) 형태의 캐비티는 가스에 의해 형성될 가능성이 높으며

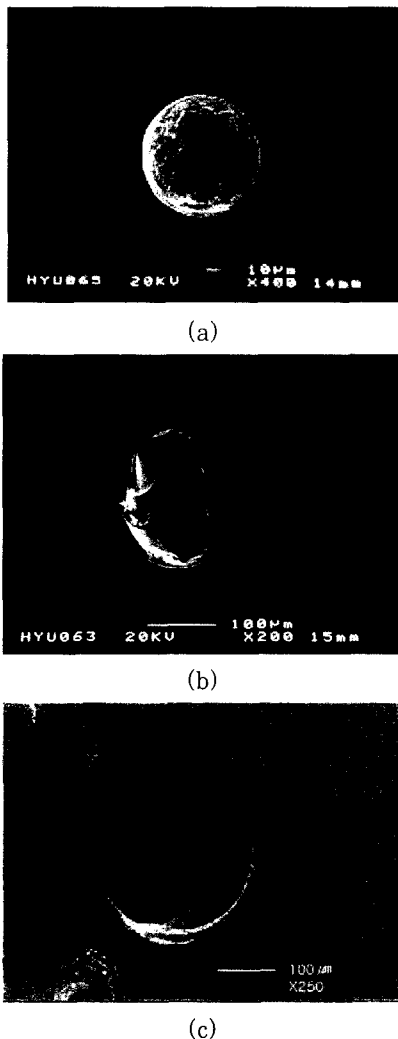


Fig. 11 Inner cavities in cross section of weld a) spherical type A, b) spherical type B, c) worm hole type

b)형태의 캐비티는 키홀 불안정에 의한 키홀 용융벽면의 붕괴에 의해 형성되는 것으로 알려져 있다<sup>10)</sup>.

용접부 위치에 따른 캐비티 형성 분포를 파악하기 위해 용접방향으로 광학현미경을 이용하여 관찰하였으며 Fig. 12는 용접부의 단면을 나타낸 것이다. 관찰결과 입열량이 적은 부분용입 공정조건의 경우에는 2차 패스를 기준으로 용접부 바닥부분에 캐비티가 많이 분포하는 것을 확인할 수 있었다.

이러한 결과를 고려해 볼 때 캐비티의 형성은 용융금속내부에서 형성된 기포가 유동 및 부력에 의해 용융금속 표면으로 부상하는 도중에 용융금속의 응고에 의해 캐비티로 잔존하게 되었음을 알 수 있다. 이것은 입열량 증가에 의해 용융금속의 응고속도는 지연되고, 그 결과 용융금속내부에 형성된 기포가 부상할 수 있는 충분한 시간이 확보되었기 때문이며, 따라서 입열량이 적은 공정조건에 비하여 키홀 상부에서 캐비티의 분포가 많아진 것으로 판단되기 때문이다.

Fig. 13은 용접방향과 수직으로 캐비티의 분포를 관찰한 결과이다. 관찰 결과 소결팁 부분에서 많은 양의 캐비티들이 용융부로 성장해 나옴을 확인할 수 있었으며, 미세한 캐비티들도 다수 발견되었다. 한편 Fig. 13(a)에서도 볼 수 있듯이 키홀의 바닥부분에서도 큰 캐비티들이 발견 되었으며, 이는 키홀 바닥부분에 집중된 레이저 빔에 의해 용융금속의 급격한 기화에 의한 것으로 생각된다<sup>9,11)</sup>.

이들 연구결과를 종합해 보면, 캐비티는 소결팁에서 성장한 경우와 키홀 바닥의 용융금속의 급격한 기화에 의한 캐비티 형성으로 구분되고, 입열량이 큰 경우에는 용접부 상부, 입열량이 적은 경우에는 용접부 하부에 주로 존재하는 것을 고려할 때, 용융금속 내부에서 기

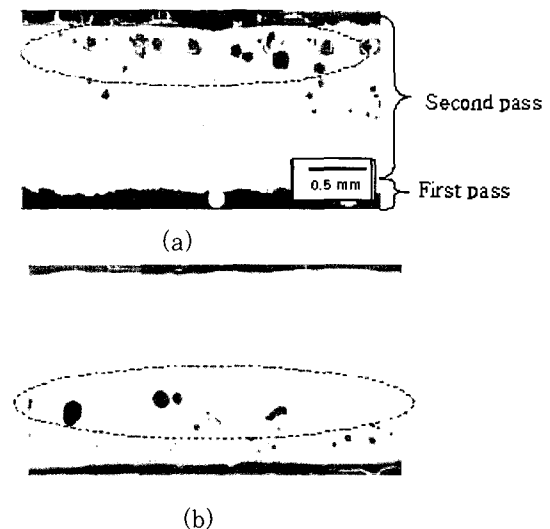


Fig. 12 Inner cavities in longitudinal section of weld of a) 1650W, 1.2m/min full penetration b) 1350W, 1m/min partial penetration

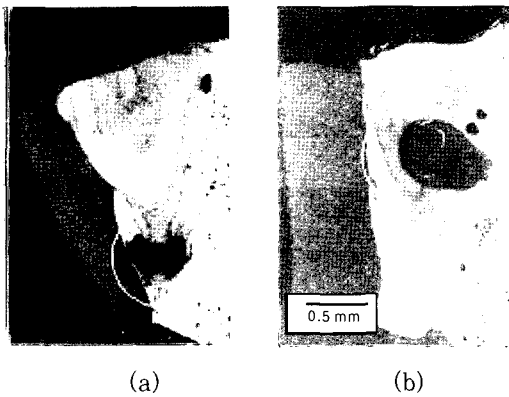


Fig. 13 Inner cavities in cross section of weld, a) in bottom of weld, b) near the sintered tip

포가 부유하는 도중 응고완료에 의해 캐비티로 남게 되었다고 사료된다.

3.3.4 AES, EPMA 분석

용접재료의 성분원소 중에 포함되어 있는 기화점이 낮은 원소의 선택적 기화에 따른 캐비티 형성을 확인하기 위해 AES를 이용하여 캐비티 내벽의 성분을 분석하였다. 분석결과 Fig. 14와 같이 별다른 성분원소의 변화는 확인할 수 없었으며, 다만 약 850Å정도 두께를 가지는 산화막이 존재함을 확인하였다. 따라서 특정성분원소의 기화에 의한 캐비티 형성은 확인할 수 없었다. 존재하는 산화막은 용접도중 대기로부터 또는 소결팁에서부터 유입된 산소에 의한 것으로 파악된다.

소결팁 제작 시 탄소몰드를 소결팁에 접촉하여 소결하므로, 탄소몰드로부터 유입된 탄소가 소결팁에 잔존하다가 용접시 산소와 반응을 통해 CO<sub>2</sub>나 CO 가스를 형성하여 캐비티로 잔존할 가능성이 있다. 따라서 이들 탄소몰드로부터 소결팁으로의 탄소확산 여부를 확인하기 위해 EPMA를 이용하여 소결팁 접촉 부분에서 반대방향으로 팁을 분석하였다. 하지만 분석결과, Fig. 15에

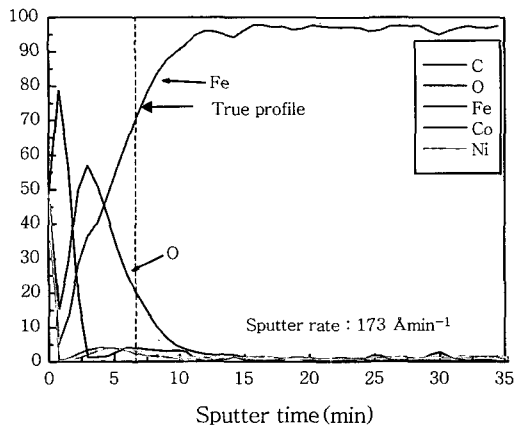


Fig. 14 Depth profile of an inner cavity surface in the laser fusion zone

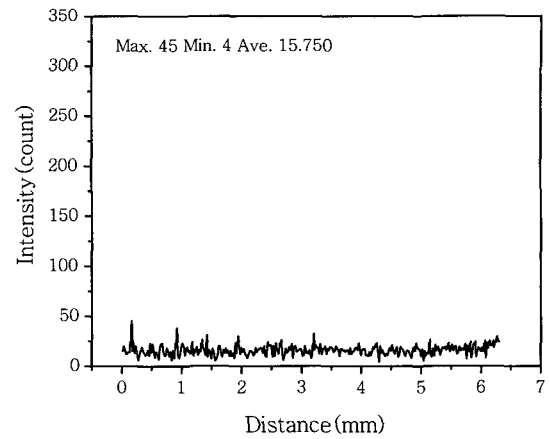


Fig. 15 WDS carbon analysis result

볼 수 있듯이 탄소확산에 의한 탄소함량의 변화는 확인할 수 없었다. 따라서 소결과정 중에 탄소몰드에서의 탄소확산에 따른 탄소가 용접중에 산소와 반응하여 CO<sub>2</sub>나 CO 가스를 형성할 가능성은 매우 낮음을 확인할 수 있었다.

3.3.5 소결팁 분석

내부 캐비티의 분포를 분석한 결과, 소결팁 쪽에서 성장해 나온 것으로 추측되었다. 따라서 소결팁에 내부 캐비티 형성의 원인이 존재할 것으로 생각된다.

Fig. 16은 소결팁에 존재하는 크고 작은 기공들이며 부피비로 3.3% 정도의 기공이 존재하는 것으로 분석되었다. 소결팁 내의 기공형성 원인을 분석하기 위해 EDS를 이용하여 분석해 본 결과, Fig. 17에서 볼 수

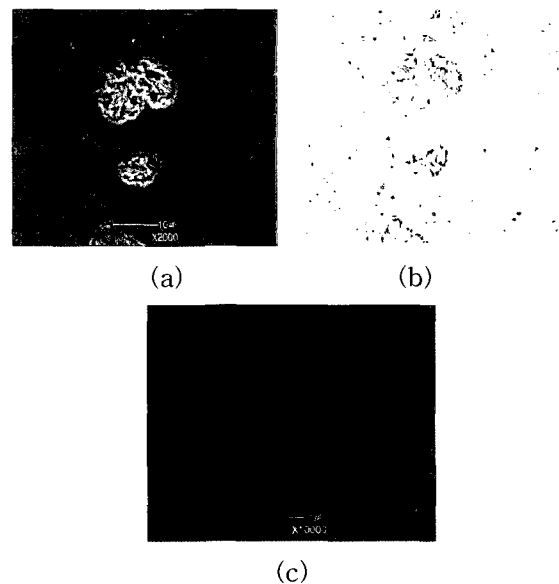


Fig. 16 SEM micrograph of a) large preexist pore b) pore in the Fe rich region, and c) small preexist pore in the sintered tip



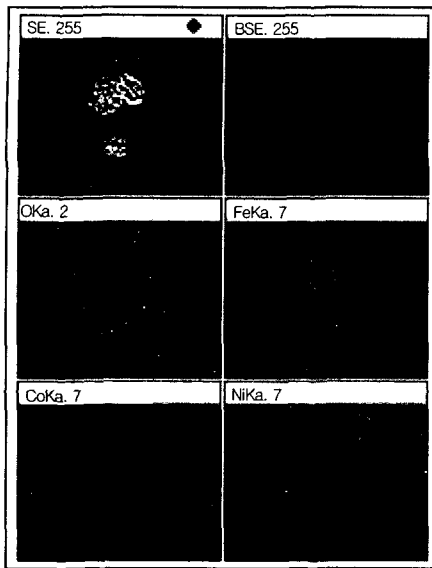


Fig. 17 EDS analysis result of a large preexist pore in the sintered tip

있듯이 기공내부에 Fe 함량이 많이 분포하였다. 이러한 기공은 Fe 가 Co, Ni과 비교하여 산화가 잘되기 때문에 형성되는 것이다. 소결 전처리 공정에서 Fe 분말이 산화되어 분말표면에 산화막이 형성되고, 이러한 산화막은 소결시 입계간 확산속도를 감소시켜 조밀화 감소를 야기 시킨다. 따라서 Fe 분말이 많은 부분에서는 조밀화 감소에 따른 기공이 형성된다고 생각된다. 또한 Fig. 16b)에서와 같이 Fe 분말로 생각되는 영역의 내부에서도 즉 검은 부분으로 나타난 곳에 기공이 존재하는 것으로 확인되었다. 따라서 Fe 분말 자체가 가지고 있던 기공이 소결 후 소결팁에 잔존 기공을 형성하는 가능성도 배제할 수 없는데, 이를 확인하기 위한 연구가 차후에 진행되어야 할 것으로 사료된다. 한편 소결팁에 함유된 이러한 기공이 용접시 레이저에 의해 조대화 되거나 성장하게 되어<sup>12)</sup>, 용접부에 내부 캐비티를 형성하는 것으로 파악된다.

3.4 접합강도

Fig. 18은 공정조건에 따른 접합강도를 나타낸 것이며, 전 공정조건에 걸쳐 평균 250MPa의 접합강도가 측정되었다. 빔 파워 변화는 접합강도에 큰 영향을 미치지 않았고 빔 이송속도가 증가함에 따라 접합강도가 다소 감소함을 알 수 있었다. 하지만 비드형상 및 외부, 내부 캐비티 형성과 접합강도변화와의 연관성을 분석해 본 결과 특별한 연관성은 찾을 수 없었으며 이는 접합강도 측정시 파단이 용접부 뿐만 아니라 소결팁 부분에

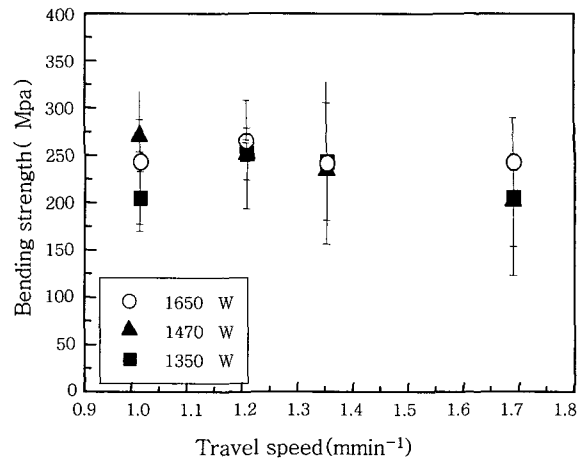


Fig. 18 Relationship between bond strength of weld and welding parameters.

서도 발생하였기 때문이었다. 따라서 비드형상 및 외부, 내부 캐비티는 용접부의 접합강도를 결정하는 요인으로서 접합강도에 용접부와 소결팁 부분이 함께 측정되었기 때문에 이들 간의 연관성을 파악하기 힘든 것으로 생각된다.

한편, 파단이 접합부가 아닌 소결팁에서 발생한 이유를 파악하기 위해 용접부를 미소경도기를 이용하여 경도를 측정해 보았다. Fig. 19와 같이 상크는 평균 약 360Hv, 용융부는 600Hv이상의 경도값이 측정되었으나, 소결팁 부분의 열영향부는 150에서 300Hv 정도의 낮은 경도값이 측정되었다. 일반적으로 경도값의 차이가 많이 발생하는 경계면에 잔류응력이 집중되며, 따라서 외부에서 응력이 가해질때, 경도값이 큰 용융부 중심보다 소결팁과 용융부 경계에서 파단이 발생할 가능성이 높다<sup>13)</sup>. 이는 접합강도 시험에서의 파단경향성과 잘 일치하는 결과이며, 경도분포에 의해 소결팁에서 파단이 발생한 것으로 생각된다.

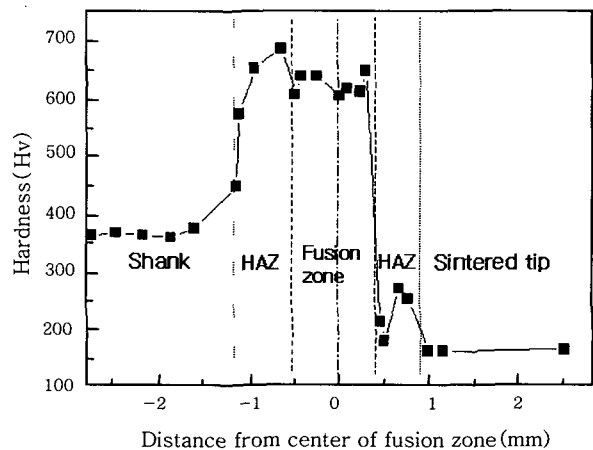


Fig. 19 Hardness distribution from the weld center

## 4. 결 론

## 참 고 문 헌

이상의 실험으로 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1) 입열량 범위 10.4에서 17.6kJ/m 에서 건전한 비드가 형성되었고 불규칙 험프는 이들 입열량 범위 밖에서 형성되었다. 불규칙 험프는 공명진동에 따른 격렬한 용융금속의 유동에 의해 발생한 것으로 생각된다.

2) 빔 파워 및 이송속도와 비례하여 외부 캐비티는 증가하였으며, 입열량이 증가함에 따라 외부 캐비티의 형상은 줄어들었다. 외부 캐비티는 키홀 내부 충전에 필요한 용융금속의 부족에 의해 외부 캐비티가 형성되었다.

3) 1350W의 빔 파워에서 캐비티 형성이 가장 많이 형성되었으며, 입열량 증가에 따라 캐비티는 감소하였다.

4) 완전용입 조건에서 캐비티 형성이 감소되었으며, 이는 본 용접시 바닥부분에서의 기화가 발생하기 않거나 또는 관통된 아래 부분으로 제거되었기 때문이다.

5) 내부 캐비티는 레이저 빔의 조사에 의해 소결팁에서 성장하였거나 키홀 내부의 기포가 용융금속 내부에서 상승도중 응고완료와 함께 용접부에 남게 되어 형성되었다.

6) 캐비티 형성은 소결팁의 기공에 의한 것이었으며, 이들은 Fe 분말의 산화에 의한 소결밀도 저하에 기인하였다.

7) 접합강도는 250MPa였으며, 빔 이송속도 증가에 의해 접합강도가 다소 감소하였다. 비드형상 및 캐비티 형성과 접합강도 변화와의 연관성은 없었으며, 이것은 파단이 용접부와 소결체에서 동시에 발생하였기 때문이었다. 파단의 원인은 경도차에 기인하였다.

## 후 기

본 연구는 한국과학재단의 산학협력연구(2001-30.00-015-1)지원에 의해 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

1. V.V Borisova, S.M. Kutev and S.F. Moryashev : Laser welding diamond bearing segments to steel holders, *Welding Journal*, 5(1993), 56-58
2. Jeong Hoon Lee and Chang Hee Lee : Characteristic of Brazed Joint of Sintered Bronze/Steel Using Ag-Cu-Zn-Cd Type Filler Materials, *Journal of KWS*, 7-3(1999), 79-89 (in Korean)
3. Shigeki Fujinaga, Hiroo Takenaka, Toru Narikiyo : Direct observation of keyhole behaviour during pulse modulated high-power Nd:YAG laser irradiation, *J. Appl. Phys.*, 33(2000), 492-497
4. M. Klassen, J. Skupin and G. Sepold : Process instabilities by laser beam welding of aluminum alloys generated by laser modulations, *Laser in material processing, Proceedings euroto series, munich*, (1997), 137-146
5. W.W.Duley, *Laser Welding*, John Wiley & Sons Inc., (1999)
6. Michael M. Chen and Jeannine A. Bos : Melt flow in deep penetration welding, *Section F-ICALEO 1998*, 187-196
7. T. Chande and J. Mazumder : Estimating effects of processing conditions and variable properties upon pool shape, cooling rates, and absorption coefficient in laser welding, *J.Appl. Phys.* 56-7, (1984), 1981-1986
8. Minhyo Shin, Changhee Lee, Taiwoung Kim, Heedong Park : A study on formation of imperfections in CW CO<sub>2</sub> Laser weld of diamond saw blade, *Proceedings of IWC-Korea 2002 Oct.*, 639-643
9. Seiji Katayama, Naoki Seto, Jong-Do Kim and Akira Matsunawa : Formation mechanism and reduction method of porosity in laser welding of stainless steel, *Section G-ICALEO 1997*, 83-92
10. K.Girard, J.M.Jouvard, Ph. Naudy : Little porosity trapping during laser spot welding of tantalum, *Section F-ICALEO 1998*, 168-178
11. Minhyo Shin, Changhee Lee, Taiwoung Kim, Heedong Park : Formation mechanism of cavity in the CO<sub>2</sub> Laser fusion zone between sintered Fe-base segment and mild steel shank of diamond saw blade, *Proceedings of the 2002 Spring annual meeting of KWS*, 232-235 (in Korean)
12. M. Pastor, H. Zhao, R.P. Martukanitz and T.Debroy : Porosity, Underfill and magnesium loss during continuous wave Nd:YAG laser welding of thin plates of aluminum alloys 5182 and 5754, *Welding Journal*, 6(1999), 207-216
13. J.W.Park, C.H.Lee : CO<sub>2</sub> laser weldability between sintered Co, Co+Ni alloy and carbon steel, *Journal of KSLP*, 3-2(200), 13-24 (in Korean)