

<論 文>

SM 45C 강의 레이저 표면경화처리에 관한 연구

나석주* · 김성도** · 이건이*** · 김태균***

(1986년 8월 25일 접수)

A Study on the Laser Surface Hardening of SM 45C Steel

Suck Joo Na, Sung Do Kim, Kun Ee Lee and Tae Kyun Kim

Key Words: Laser(레이저), Beam Spot Diameter(빔직경), Medium Carbon Steel(중탄소강), Surface Hardening(표면경화), FEM(유한요소법), Temperature Distribution(온도분포)

Abstract

High power lasers provide a controllable and precise energy source in surface transformation hardening. A careful control of the process is needed in order that the surface layer of the material reaches the austenizing temperature, but that it does not melt. In order to achieve this the results of theoretical and experimental studies on the laser surface hardening of a medium carbon steel are described.

A two-dimensional computer program, which can be used generally for the determination of transient temperature distributions in welding and heat treatment, was established on the basis of the finite element method. For the confirmation of the accuracy of the numerical analysis, a medium carbon steel (SM 45C) of 5mm thickness was heat-treated with a 1kW CW CO₂ laser machine, while the traverse speed and the distance from the focal point (defocused distance) were varied.

Experimental and numerical results showed a similar tendency in correlations between the hardened zone shape and the process parameters. With increasing beam spot diameter the width and depth of the hardened zone increased for relatively small beam spot diameters, but decreased rapidly after reaching the maximum value, while with increasing traverse speed the width and depth of the hardened zone decreased monotonously. Too small beam spot diameters are to be avoided, since the surface melting would lower the surface hardness and produce an uneven surface which may be unacceptable because of the possible requirement for subsequent machining. It could be observed that for a given traverse speed and laser power input there exists a optimal range of the beam spot diameter, which produce a large width of the hardened zone but no melting on the surface.

* 정회원, 한국과학기술원 생산공학과

** 한국과학기술원 생산공학과

*** 대우중공업(주) 기술연구소

1. 서 론

고밀도 에너지를 전달하는 레이저빔은 비교적 최근에 개발된 재료 가공수단으로서, 좁은 면적에 농축된 에너지를 전달하는 특성을 갖기 때문에 산소-아세틸렌 열원이나 전기 아아크 열원 등과 같은 재래식의 열가공 열원 등과 비교할 때, 가공부의 제한된 부분에만 열영향을 끼치면서도 절단, 용접, 드릴링, 표면처리 등 여러 생산 공정에서 효과적으로 이용될 수 있다. 이와같은 고밀도 에너지를 전달하는 특성 때문에 레이저빔을 이용한 재료 가공은 열영향부의 제한, 가공품의 높은 정밀도, 높은 가공속도 등의 장점을 나타내나, 공정변수가 최적 상태에서 조금만 벗어나도 이것이 가공결과에 미치는 영향은 매우 크다. 그중에서도 레이저 용접과 표면경화 처리는 절단이나 드릴링과 같이 가열된 부분이 대부분 제거되는 공정과는 달리 모재에 투입된 에너지가 주위로 전달되어 그 기계적, 재료적 성질들을 변화시키기 때문에 가공공정에 대한 정확한 해석이 필요하다.

레이저 표면경화는 두가지의 중요한 잇점을 갖는데, 첫째는, 필요에 따라 원하는 위치의 제한된 부분만을 경화시킬 수 있으므로 전체 입열량이 적어서 일반적인 전기유도경화법 등에서 항상 문제시되는 변형을 최소화시킬 수 있다. 둘째는, 표면경화 후에도 표면이 깨끗하게 유지되기 때문에 후공정이 필요없으며, 또한 공정의 자동화가 가능한 장점을 갖고 있다. 이러한 장점들로 인해서 레이저 표면경화의 응용범위는 계속 확장되어서 자동차의 캠축과 크랭크축⁽¹⁾, 가스터빈 블레이드(gas turbine blade)의 shroud interlocks⁽²⁾, diesel cylinder의 lines와 piston ring grooves⁽³⁾ 등과 같이 내마모성을 요구하는 부분의 표면경화 처리에 많이 사용되고 있으며, 현재도 이 분야에 대한 연구가 매우 활발하게 전개되어 그 사용범위는 더욱더 넓어질 것으로 기대된다. 레이저 표면경화의 실제적인 응용을 위해서는 표면경화에 영향을 미치는 공정변수들로부터 경화층의 폭과 두께를 예측하는 것과 이들로부터 최적의 공정변수들을 찾는 것이 절실히 요구된다. 따라서 지금까지 여러 공정변수들의 영향에 대한 연구가 활발히 진행되어 왔으며⁽⁴⁻⁶⁾, 또한 경화층의 두께를 예측함에 있어서도 열전도 이론을 근거로한 유한차분법을 이용한 2차원 온도분포의 해석⁽⁷⁾ 등을 사용하였고, 3차원 정상상태(steady state)의 해석결과를 이용한 표면경화 연구도 발표되고 있다⁽⁸⁾.

본 연구에서는 1 kW CW CO₂ 레이저 발생장치를 사용하여 표면경화 처리를 행할때 공정과 관련된 변수들이 용접부 및 표면경화층에 미치는 영향들을 이론과 실험을 통해서 규명하고, 이 결과들을 실제공정에 사용할 수 있는 기초자료로서 제시하고자 한다. 이를 위해서 해석에 사용될 수 있는 유한요소법(Finite Element Method)에 근거한 2차원 열유동 해석용 프로그램 및 데이터 처리 프로그램을 개발하고, 중탄소강에 레이저 표면처리를 수행하여 실험 및 이론해석의 결과를 비교 검토하였다.

2. 이론해석

2.1 열유동방정식의 유한요소화

표면처리시에 발생하는 열유동은 원칙적으로 3차원 방법을 통해서 해석하여야 한다. 그러나 3차원 모델링에 대한 수치해석은 그 계산시간이 매우 방대하기 때문에 실제문제에 적용하는 데는 시간적, 경제적으로 많은 어려움이 있다. 따라서 몇가지의 가정을 통해서 2차원 모델링을 이용한 수치해석이 많이 시도되고 있는데, 그 예로 두께가 작은 박판에 대한 열유동 해석시에 두께방향의 온도차이를 무시하고, 즉 두께 방향의 온도는 균열하다고 가정하고 재료의 길이 방향과 폭방향의 온도 변화만을 비정상상태로 취급하는 것은 매우 보편적인 방법이다^(9,10). 열가공공정에서의 열유동 현상을 2차원으로 모델링하는 또 하나의 방법은 열원의 이동속도가 진행방향으로의 열전도속도보다 빠르다고 가정하여 진행방향으로의 열전달을 무시하고 폭방향과 두께방향의 온도변화만을 비정상상태로 취급하는 것이다^(11,12). 특히 두번째의 가정은 열원의 진행속도가 빠른 공정의 해석에 타당한 것으로서, 에너지 밀도가 높은 레이저빔을 이용한 용접 및 표면경화처리 온도해석을 위해 적용하기에 매우 적절하다. 따라서 가공진행방향으로의 단위길이에 대한 2차원면에서 발생하는 온도분포를 해석하기 위한 지배방정식은 다음과 같다, Fig. 1.

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \dot{Q}_v + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (1)$$

여기서, k : thermal conductivity in cal cm⁻¹s⁻¹°C⁻¹

\dot{Q}_v : heat generated rate per unit volume in cal s⁻¹ cm⁻³

ρ : density in g cm⁻³

c : specific heat in cal g⁻¹ °C⁻¹

T : temperature in °C

식 (1)에 의한 열유동방정식은 해석영역에 적용되

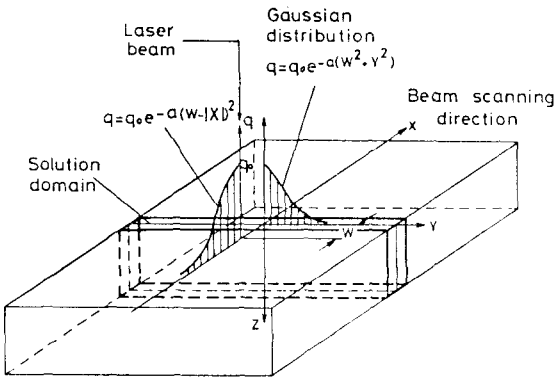


Fig. 1 Coordinate system for the analysis of laser surface hardening

고, 이에 대한 경계조건을 일반적으로 표시하면 다음과 같다.

$$k \frac{\partial T}{\partial n} n - q + h(T - T_\infty) = 0 \quad (2)$$

여기서, n : normal vector on boundary

h : heat transfer coefficient in $\text{cal cm}^{-2}\text{s}^{-1}\text{C}^{-1}$

T_∞ : ambient temperature in $^\circ\text{C}$

q : heat flux at boundary in $\text{cal cm}^{-2}\text{s}^{-1}$

위의 열유동 방정식을 이용하여 유한요소법에 의한 프로그램을 작성하기 위해서 전체 해석영역을 유한개의 요소로 분할하고, 각 요소의 임의위치에서의 온도를 그 요소를 구성하는 절점에서의 온도벡터 $\{T\}$ 와 형상함수 $\{N\}$ 을 이용하여 $T = \sum N_i T_i$ 로 나타내어 쉘식을 Galerkin-method에 의해서 정리하면 다음과 같은 관계를 얻는다.

$$[K]\{T\} + [C]\{\dot{T}\} + \{F\} = \{0\} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \text{여기서 } K_{ij} &= \sum \int_{D^{(e)}} k \left(\frac{\partial N_i}{\partial y} \cdot \frac{\partial N_j}{\partial y} \right. \\ &\quad \left. + \frac{\partial N_i}{\partial z} \cdot \frac{\partial N_j}{\partial z} \right) dD + \sum_{S^{(e)}} (h \cdot N_i \cdot N_j) ds \\ C_{ij} &= \sum \int_{D^{(e)}} (\rho c \cdot N_i \cdot N_j) dD \\ F_i &= - \sum \int_{D^{(e)}} (\dot{Q}_0 \cdot N_i) dD - \sum_{S^{(e)}} (q + h \cdot T_\infty) \\ &\quad N_i ds \end{aligned}$$

$D^{(e)}$: domain for element (e)

$S^{(e)}$: boundary for heat flux of element (e)

식 (3)은 시간에 대한 1차 미분 방정식이기 때문에 해를 구하기 위해서는 시간에 대한 적분이 필요하다. 본 연구에서는 시간적분을 하기 위해서 시간구간에 대한 형상함수를 사용하였는데, weighted residual 방법에 의해서 정리한 결과는 다음식으로 표시된다.

$$([C]/\Delta t + [K] \cdot \theta) \{T\}_{n+1} + (-[C]/\Delta t + [K] \cdot (1$$

$$- \theta)) \cdot \{T\}_n + \{F\}_{n+1} \cdot \theta + \{F\}_n \cdot (1 - \theta) = 0 \quad (4)$$

이때 $[K]$ 와 $[C]$ 는 고려한 시간구간에서는 시간에 무관하다고 본 것이며, Δt 는 시간구간이고 θ 는 시간적분 방법에 따라서 결정되는 상수이다. 본 연구에서는 $\theta = \frac{2}{3}$ 로 하는 Galerkin 방법을 택하였고, $[K]$ 와 $[C]$ 의 값은 $\{T\}_n$ 의 온도를 기준으로 하여 결정하였으며 온도변화에 대한 보상을 위한 반복(iteration)은 하지 않았다.

식 (4)는 1차 연립방정식이 되는데 $\{T\}_n$ 과 $\{F\}_n$ 은 초기온도와 처음의 thermal loading vector이므로 구할 수가 있고, $\{F\}_{n+1}$ 은 다음 시간단계에서의 thermal loading vector이므로 역시 구할 수 있다. 따라서 $\{T\}_{n+1}$ 이 계산되어지는데, 같은 방법으로 계속하여 다음 단계의 온도들을 계산하면 천이과정에 대한 온도 해석이 가능하다.

실제로 레이저 용접 및 표면경화처리를 해석하는데 있어서는 다음과 같은 가정을 하였다.

(1) 열유동 및 온도변화가 좁은 부분에만 한정되기 때문에 레이저빔을 중심으로한 부분에 대해서만 해석을 한다.

(2) 경계부분은 실제로는 모재의 연속이나 열 및 온도반응이 매우 빠른 가공공정의 특성에 의해서 온도변화가 거의 없으므로 단열상태로 본다.

(3) 레이저빔에 의한 열의 유입은 표면에서의 heat flux에 의한다. 따라서 내부 발생열에 의한 온도변화는 없다.

(4) 복사와 대류에 의한 열손실은 무시한다.

2.2 레이저빔 일원의 강도분포

재료가공용 레이저빔, 특히 CO_2 레이저빔은 대부분 열강도(heat intensity)가 Gaussian 분포를 갖는 TEM_{00} 모드이며⁽¹³⁾ 그 분포는 다음식으로 나타낼 수 있다, Fig. 2.

$$q(r) = \frac{3Q}{\pi r^2} \exp\left[-3\left(\frac{r}{r_f}\right)^2\right] \quad (5)$$

여기서, $q(r)$: beam intensity at the radius r

Q : power transferred into the substrate = $A \cdot \bar{Q}$

A : absorptivity

\bar{Q} : power generated from the lasing machine

r : radius at which the intensity falls to 5% of its peak value

레이저빔을 이용한 재료가공의 경우에 모재에 전달되는 에너지의 전체크기는 표면의 흡수율에 의해서 크

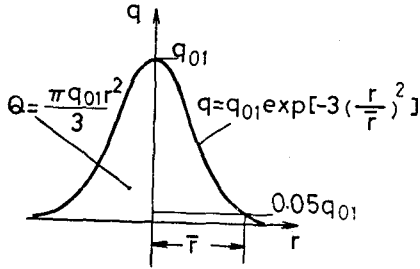


Fig. 2 Beam intensity distribution of a Gaussian mode beam

게 좌우되는데, 이 흡수율은 모재의 성분, 표면상태, 온도 등에 의해서 결정된다. 그러나 이와 같은 인자들을 고려하여 이론적인 흡수율에 대해서 제안된 식들은 모두 특정한 표면상태를 전제로 하고 있어서 연삭상태와 같이 실제 공정에서 사용되는 표면상태에 대해서는 적용할 수가 없다. 따라서 본 연구에서는 흡수율이 온도에 무관하게 항상 일정하다고 가정하였다.

3. 실험재료 및 실험방법

3.1 실험재료

상변태에 의한 표면경화는 많은 재료에 대해서 가능할 수 있으나, 주로 강이나 주철과 같이 마르텐 사이트 조직을 형성하는 재료에 대해서 매우 효과적이다. 또한 냉각속도가 매우 큰 (~7000°C/sec) 레이저 표면경화법의 특성을 고려해 볼때 탄소함량이 적은 저탄소강의 경우에도 마르텐 사이트 조직의 형성이 가능하나

Table 1 Chemical composition of the material

Comp.	C	Si	Mn	P	S	Fe
Wt%	0.45	0.26	0.73	0.013	0.005	rem

Table 2 Specification of the CO₂ laser system

Max. Output power	1200W (CW)	Lens	ZnSe
Output power	1000W (CW)	Lens focal length	5 in.
Laser medium	CO ₂ -N ₂ -He	Shield gas	Ar
Wavelength	10.6 μm	Shield gas flow rate	1 kg force 25 l/min
Beam diameter	3/4 in.	Model	Dae Woo QUASR-1000

이때 생성된 경화층은 저탄소 마르텐사이트로 분포되므로 경도가 그리 높지 않다. 따라서 본 실험에서는 실제로 많이 이용되고 있으며, 경화능(hardenability)이 매우 우수한 0.45%C의 SM45C를 표면경화의 실험재료로 선정하였다. 위 재료의 화학성분은 Table 1에 나타나 있고 수치해석에 적용한 물리적 성질들을 Fig. 3에 나타내었는데, 실험재료에 대한 데이터의 부족으로 AISI 1042의 자료를 택하였다.

3.2 실험장치 및 실험조건

(1) 실험장치

본 연구에 이용된 레이저 발생 및 시편 이송장치는 대우중공업(주)에서 자체개발한 Dae Woo QUASAR-1000

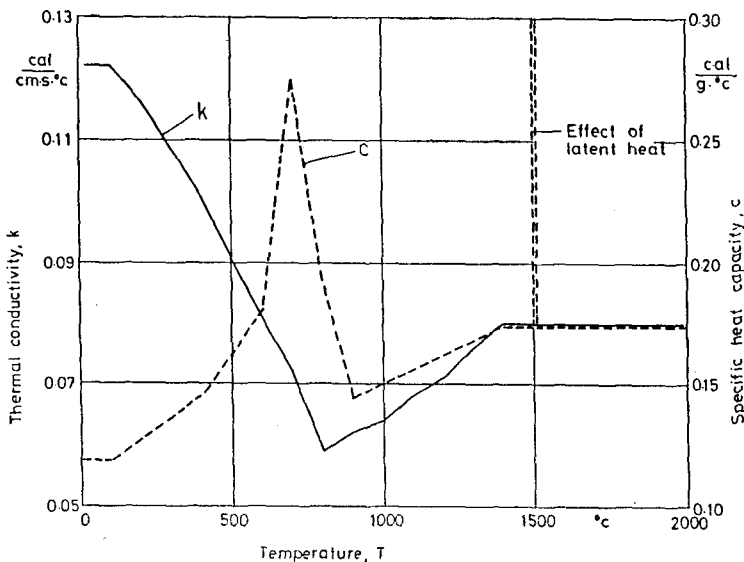


Fig. 3 Thermal conductivity and specific heat of SM45C (AISI 1042)

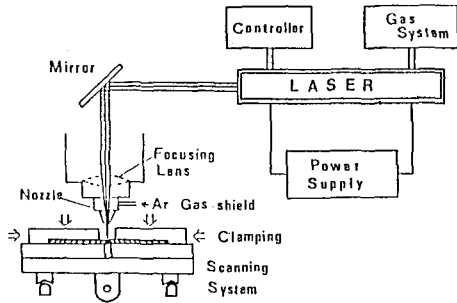


Fig. 4 Schematic diagram of the laser system

형으로서 대우중공업(주)의 기술연구소에 소재하고 있다. 이 장치의 사양이 Table 2에 표시되었고 장치의 개략적 형태는 Fig. 4에 나타내었다.

(2) 실험조건

레이저빔을 이용한 용접 및 표면경화열처리에 영향을 미치는 공정변수들로서는 레이저 출력, 빔이송속도, 초점과 재료표면간의 거리, 보호가스의 종류 및 유량, 노즐거리, 노즐직경 등을 들 수 있으나, 본 실험에서는 빔 이송속도와 초점과 재료표면간의 거리만을 변수로 하고 나머지는 모두 다음과 같은 일정한 값으로 고정시켰다.

노즐직경 : 6mm

노즐거리 : 6mm

보호가스 및 유량 : Ar, 20 l/min

모든 열처리 실험시 동일한 표면조건을 얻기 위해서 실험재료인 SM 45C의 표면을 연삭(grinding) 하였으며, 한개의 판에 여러가지의 실험을 할때는 비이드(bead)간의 열유동에 의한 영향을 막기 위해서 시간과 간격에 충분한 차이를 두고 레이저 빔을 조사하였다. 이때의 실험조건들을 Table 3에 나타내었다.

4. 결과 및 고찰

4.1 실험

본 연구에서는 먼저 아크릴판 위에 레이저빔을 조사

Table 3 Variables for LBHT on the ground surface

V_t^*	0.5, 1.0, 2.0, 4.0 [m/min]
f_d^{**}	+4, +6, +8, +10, +12, +15[mm]

* V_t : Traverse speed

** f_d : Distance between the workpiece top surface and the focal point

+ : Workpiece top surface is below the focal point

하였을 때, 흡수율이 전체 조사 면적에서 일정하고 아크릴의 낮은 열전도도에 의해서 내부에서의 열유동을 무시할 수 있을 때 아크릴판의 burned zone boundary에서 받는 열량은 여하한 실험조건에서도 일정하다고 가정하여 레이저빔의 직경($Db=2R$)을 구하였다. 결정된 레이저빔의 직경과 defocused distance(fd)와의 상관관계를 Fig. 5에 나타내었는데, fd 가 커질수록 빔 직경의 증가가 급격해지는 일반적인 레이저빔의 특성을 잘 보여주고 있다.

레이저빔을 이용하여 SM 45C를 표면경화처리하였을 때 생성되는 표면경화층의 형태를 몇가지의 대표적인 표면경화조건에 대해서 Fig. 6에 나타내었다. 표면경화층의 형태는 모든 조건에서 렌즈모양(lenticular shape)으로 나타나고 있으며, 표면경화층의 폭과 두께가 레이저빔의 직경과 이송속도에 의해서 큰 영향을 받고 있음을 알 수 있다. 또한 레이저빔의 직경이 작고 빔의 이송속도도 낮을 때에는 경화층의 표면이 용융되었다가 다시 응고되었음도 관찰된다. Fig. 7에는 모재와 경화층의 미세조직을 서로 비교하였는데, 모재는 페라이트와 퍼얼라이트의 조직으로서 노르말라이징된 SM 45C강의 특성을 나타내고 있으나 경화층은 마르텐사이트의 경한 조직을 보여주고 있다. 경화층의 상부에는 용융되었던 부분도 나타나는데 그 조직도 역시 마르텐사이트 조직으로서 냉각과정이 매우 빠르게 진행되었음을 보여주고 있다. Fig. 8에는 $fd=4mm$ ($Db=1.6mm$)일 때 빔 이송속도(V_t)의 변화에 따른 경화층에서의 경도분포양상을 도시하였다. 표면경화층의 최고경도치는 약 750Hv(100gr)로서 모재의 경도치인 225Hv(100gr)보다 현저하게 높게 나타나고 있는

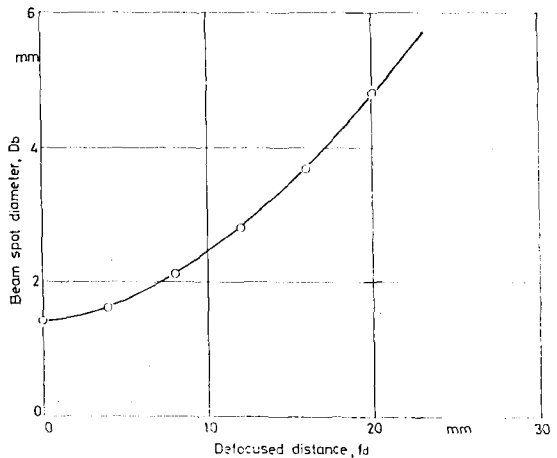


Fig. 5 Determined beam spot diameter versus defocused distance

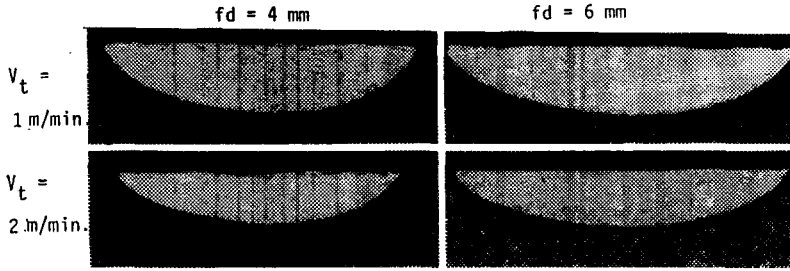
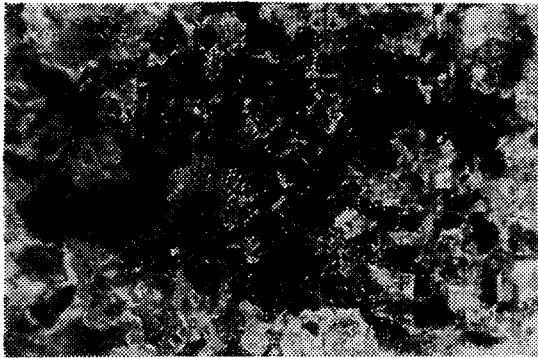


Fig. 6 Hardened zone morphologies



(a) Base metal



(b) Hardened zone

Fig. 7 Microstructures of the base metal and hardened zone (Magnification: 400)

며, 이 값은 빔 이송속도에 관계없이 거의 일정하였다. 경화층의 두께는 빔 이송속도에 따라 큰 변화를 나타내고 있으며, 표면에서 용융이 일어났음이 확실하게 관찰되는 $V_t=0.5\text{m/min}$ 의 경우에는 표면에서의 경도가 열 영향부에서보다 오히려 떨어지기 때문에 표면경화 효과가 감소하고 있음을 알 수 있다.

SM 45C(두께 5mm)에 표면경화실험을 하여 경화층의 폭과 두께를 측정 한 결과를 Table 4에 나타내었다. 표면경화한 시편을 절단하여 그 단면을 연삭, 연마한 후 3% Nital 용액에 약 30초간 엇칭한 후 광학 현미경을 통해서 그 크기를 측정하였다. 실제 실험시에는 실

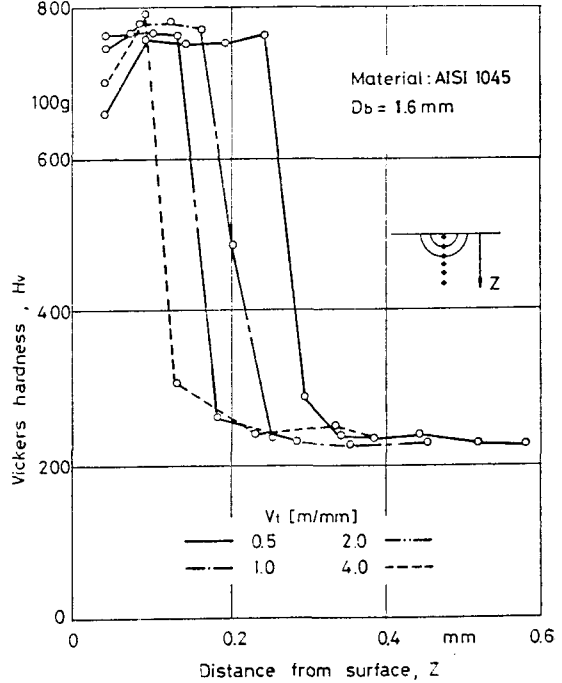


Fig. 8 Hardness distribution on the cross section of hardened zone of SM 45C steel

험하는 때에 따라서 레이저의 출력이 조금씩 변화하는 불안정성을 보여주었으며 따라서 표에는 모든 측정데이터와 평균값을 기술하였다. 동일한 빔 직경과 빔 이송속도에 대해서도 경화층의 폭과 두께는 다소간의 차이를 보여주고 있었으며 심한 경우에는 2배이상의 차이가 관찰되기도 하였는데, 측정시에 오차가 발생하였을 가능성도 있고 실험시에 노즐과 시편과의 거리가 차이가 있었던 점등도 그 원인으로서 유추될 수 있으나, 측정값의 범위가 1mm 정도밖에 되지 않기 때문에 그 차이의 절대적인 크기는 상당히 미미하다고 생각된다.

4.2 FEM 해석

유한요소해석 결과의 타당성을 확인하기 위해서 먼저 연삭된 SM 45C 표면이 갖는 흡수율을 16%로 하여

Table 4 Measured depth and width of the laser surface hardened zone on AISI 1045

Vt [m/min]	LB-power [W]	fd (Db) [mm]		4(1.6)		6(1.85)		8(2.1)		10(2.45)		12(2.8)		15(3.5)	
		Ws	dm	Ws	dm	Ws	dm	Ws	dm	Ws	dm	Ws	dm	Ws	dm
0.5	1000	1.05*	0.29*	1.11 ⁺	0.25 ⁺	1.20 ⁺	0.25 ⁺	1.21	0.29	0.66	0.10				
	1050	1.23*	0.31*	1.36 ⁺	1.33 ⁺	1.58 ⁺	0.31 ⁺	1.45	0.25	1.50	0.16	0.44	0.05		
	Average	1.14	0.30	1.24	0.29	1.39	0.28	1.33	0.27	1.19	0.15	0.50	0.06		
1.0	1000	0.93*	0.21*	1.05	0.23	1.05	0.25	0.89	0.21	0.58	0.10				
	930			1.13	0.21	1.36	0.25								
	1050	1.14*	0.28*	1.23 ⁺	0.24 ⁺	1.40	0.29	1.33	0.18	0.46	0.07				
	Average	1.10*	0.26*	1.20 ⁺	0.25 ⁺	1.39	0.28	1.36	0.19						
2.0	1000	0.83*	0.18*	0.94	0.21	0.65	0.18	0.41	0.11	0	0				
	930			0.73	0.11	0.56	0.05								
	1050	1.0*	0.19*	1.18	0.21	1.18	0.16	0.85	0.10						
	Average	0.92	0.19	0.95	0.18	0.80	0.13	0.63	0.11	0	0				
4.0	1000			0.4	0.11	0.41	0.13	0.39	0.13	0	0				

* Surface melting

Ws : Width of hardened zone at surface(mm)

⁺ Possible surface melting

dm : Maximum hardened depth(mm)

(calorimeter로 측정된 결과는 약 15.5%) 해석한 후 그 해석 결과를 실험결과와 비교, 검토하였으며, 표면경화처리 공정에 미치는 레이저빔의 출력, 빔 이송속도, 빔의 직경등의 효과를 규명하기 위해서 여러가지 조건에 대한 FEM 해석을 한후 그 결과들을 분석하였다.

변태경화에 영향을 미치는 인자들로서는 재료의 조직, 오오스테나이트 형성의 kinetics, 재료의 경화능등도 있으나 가장 중요한 것은 경화부가 겪는 열의 이력(thermal history)이다. 본 연구에서는 일단 Ac1 온도 이상으로 가열된 부분은 모두 마르텐사이트 조직으로 변태하여 경화된다고 가정하였는데, 이것은 레이저 표면경화층을 예측하는 데는 타당한 것으로 여겨지고 있다⁽⁶⁾. 실제로 레이저 표면경화처리에 발생하는 냉각 과정에 대한 FEM 해석결과를 Fig. 9에 도시하였다. 그림에 함께 표시된 CCT-선도는 냉각시간 1초 이상의 경우에는 발표된 데이터를 이용한 결과이나 1초이하에 대해서는 발표된 데이터가 없어서 extrapolation 하였다. 계산된 냉각속도는 고려된 900W 이의의 power

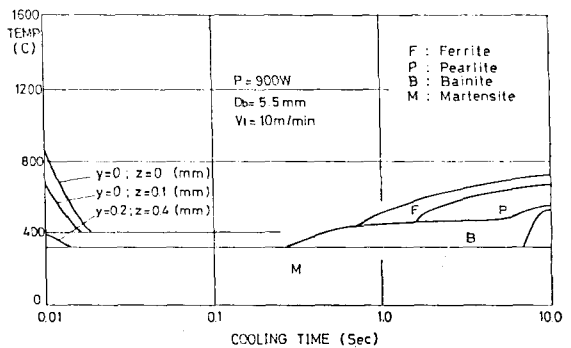


Fig. 9 Cooling curves in laser surface transformation hardening of SM 45C steel

input에 대해서도 매우 높게 나타나서, Ac1 온도 이상으로 가열된 부분은 모두 마르텐사이트로 변태한다는 가정이 타당함을 보여주고 있다.

경화층폭과 두께에 대한 측정치와 계산치를 Fig. 10에 비교하였다. 조사된 레이저 빔 직경의 범위에서는 빔 직경이 증가할 때 경화층폭이 처음에는 증가하여 최

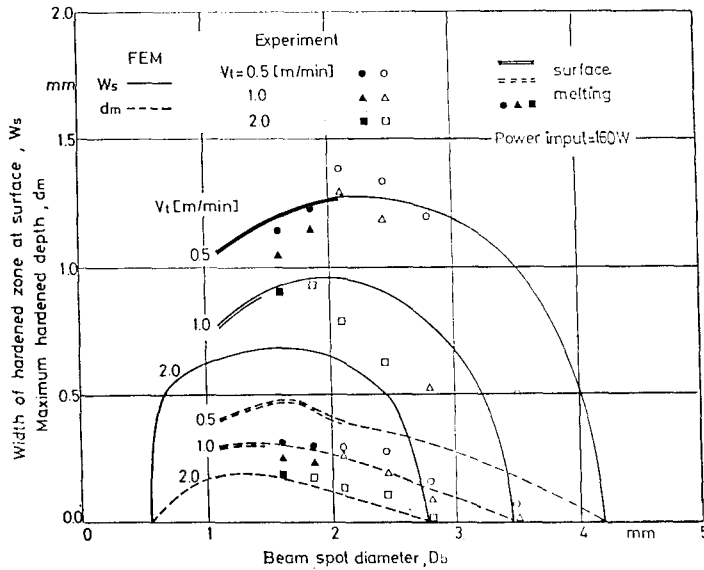


Fig. 10 Experimental and calculated width and depth of laser surface hardened zone versus beam spot diameter

고치에 도달하고, 그 이후에는 급격히 감소하는 양상이 실험과 해석의 결과에서 모두 나타나고 있으며 경화층의 두께도 비슷한 경향을 보이고 있으나 그 절대값이 매우 작기 때문에 두드러지게 나타나지 않고 있다. 표면의 용융현상도 실험치와 이론치가 매우 잘 일치하고 있으나 경화층의 폭과 두께의 크기에 있어서는 두 결과가 공정조건에 따라서 어느 정도의 차이를 나타내고 있다. 빔 이송속도가 작을 때에는 빔의 직경이 작아짐에 따라 경화층의 폭은 감소하나 열이 집중적으로 공급되기 때문에 표면용융이 발생하고 있는데 반해서, 빔 이송속도가 큰 경우에는 표면경화층의 폭이 감소한다. 빔 직경이 어느 한계 크기 이하가 되면 표면경화조차도 전혀 발생하지 않고 있다. 이것은 단위길이당 유입되는 열량이 작을 때 빔의 직경을 매우작게 하면, 빔의 중앙과 접촉하는 부분의 온도도 급격히 Ac1 온도까지 올라가지 못하고 있는데 이 부분과 주위와의 온도차가 매우 커서 열전도에 의한 열손실이 크게 되기 때문이라 추측된다. 이 결과로 보전대 주어진 빔 이송속도와 출력에 대해서 표면경화 처리에 적합한 빔 직경이 존재함을 알 수 있다.

레이저 빔을 이용한 표면경화 처리시에는 온도 변화가 매우 급격하기 때문에, 일반적인 열가공공정에서와는 달리 단위시간당 유입되는 열량이 공정에 미치는 효과가 매우 클 것으로 추측될 수 있다. 이와같은 영향을 보기 위해서 시편의 단위길이당 유입되는 열량을 일정하게 유지하면서 빔 이송속도와 유입되는 power를 변화시키면서 계산한 결과를 Fig. 11에 도시하였다.

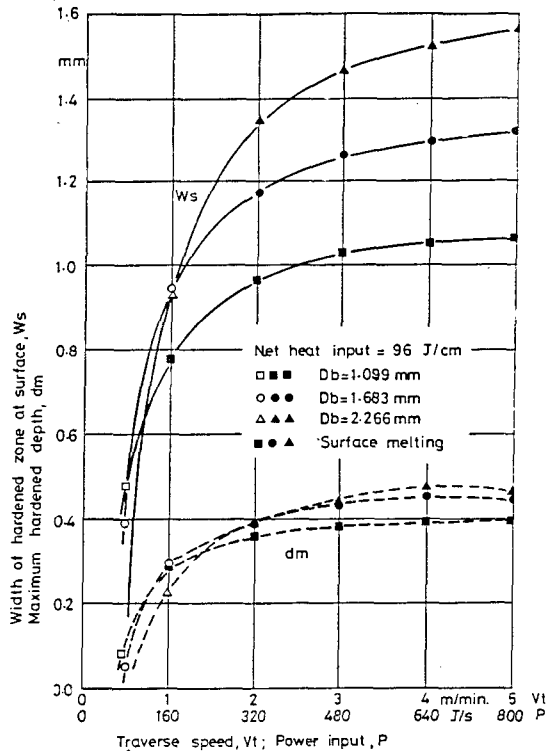


Fig. 11 Calculated width of hardened zone for uniform net heat input per length of 96 J/cm

용접등 일반적인 열가공 공정에서는 단위길이당 유입되는 열량이 일정하면 유입되는 power(혹은 빔 이송속도)에 관계없이 가공부의 열이력, 조직변화, 기계적성

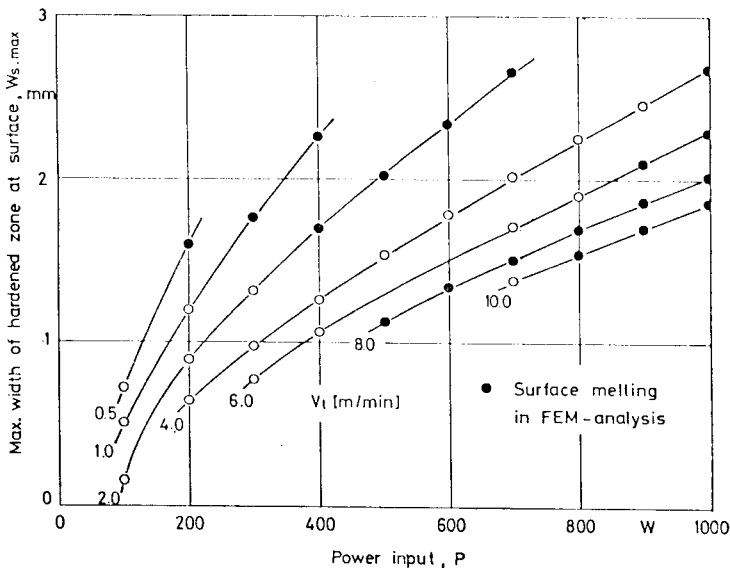


Fig. 12 Calculated max width of hardened zone versus power input

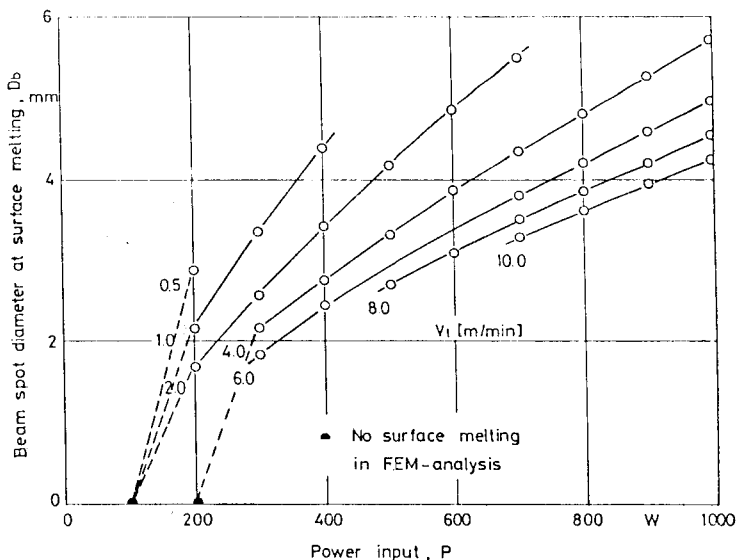


Fig. 13 Calculated beam spot diameter for surface melting versus power input

질등이 거의 일정하게 나타나나 레이저 '표면경화 공정'에서는 유입되는 power(빔 이송속도)에 따라 매우 큰 차이를 나타내고 있음을 알 수 있다. 즉 유입되는 power P 와 빔 이송속도 V_t 가 낮은 범위에서는 P 와 V_t 가 증가함에 따라 표면경화층의 폭과 두께가 급격히 증가하나, P 와 V_t 가 어느 크기 이상이 되면 표면경화층의 크기가 거의 일정하게 유지되는 경향을 보여주고 있으며, 이와같은 현상은 빔의 직경이 변하여도 그 정도의 차이는 있으나 매우 유사한 양상을 나타내고 있다. 이와같은 현상은 레이저 표면 경화공정의 특징인 국부

적인 가열로 인해서, 가열 및 냉각과정이 매우 빠른 속도로 발생하기 때문일 것이다.

표면경화 공정의 효율은 경화층 폭의 크기로서 표시될 수 있다. 따라서 Fig. 12에는 여러가지 유입되는 power(레이저출력×흡수율)와 빔 이송속도의 조합에서 나타날 수 있는 최대 경화층 폭을 도시하였다. 유입되는 power가 커질수록 최대 경화층 폭은 거의 직선적으로 증가하고 있고, 최대 경화층폭의 크기는 빔 이송속도가 커질수록 감소하고 있으며 경화층폭이 최대가 되는 조건에서는 표면용융이 자주 발생할 수 있음을 알

수 있다.

Fig. 13에는 표면용융을 발생시키는 빔의 직경을 유입되는 power와 빔 이송속도에 대해서 도시하였다. 표면용융을 일으키는 빔의 직경도 power input가 증가함에 따라 거의 직선적으로 커지고 있으며, 빔 이송속도가 증가하면 감소하는 경향을 나타내주고 있다.

5. 결 론

레이저 빔을 이용한 용접 및 표면경화 처리에 대한 실험 및 이론적 해석을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 아크릴판위에 빔 이송속도를 바꾸어 가면서 레이저 빔을 주사하였을 때 발생하는 burned zone의 폭을 측정하여 레이저 빔의 직경을 결정하였다. 이와같이 결정된 빔의 직경은 초점에서 1.4mm로 나타나 이론식에 의한 값보다 매우 크게 나타났다.

(2) 표면경화처리시 표면용융이 발생하면 경도가 약간 떨어지고 표면상태도 매끄럽지 않게 된다. 따라서 효과적인 표면경화 처리를 위해서는 고상 상태만을 수반하는 조건하에서 열처리 하여야 한다.

(3) 표면경화층의 폭과 두께는 빔 이송속도, 빔의 직경 및 흡수되는 에너지에 의해서 큰 영향을 받는다. 빔의 이송속도가 증가하면 표면경화층의 폭은 감소하고, 빔의 직경이 커지면 처음에는 표면경화층의 폭이 증가하나 어느 한계보다 더 크게 되면 표면경화층의 폭이 급격히 감소한다. 또한 흡수되는 에너지가 커짐에 따라 최대 경화층폭도 거의 직선적으로 증가한다.

(4) 표면경화층의 폭과 빔 이송속도, 빔 직경과의 상관관계는 온도에 무관하게 가정된 흡수율에 의해서도 큰 영향을 받는다. 따라서 흡수율의 온도에 따른 변화를 예측하는 것이 표면처리 공정의 보다 정확한 해석을 위해서 절실히 요구된다.

후 기

본 연구는 대우중공업 주식회사의 연구비 지원에 의하여 이루어진 것으로 이에 감사하는 바이다. 레이저 장비의 이용에 많은 도움을 주신 대우중공업 주식회사 기술연구소의 나덕주 차장님 이하 관계자 여러분에게 깊이 감사드린다.

참 고 문 헌

- (1) G. Ricciardi, F. Pasquini, and S. Ruilosso, "Remelting Surface Hardening of Cast Iron by CO₂ Laser.", Lasers in Manufacturing, p. 87, Nov. 1983
- (2) R.M. Macintyre, "Laser Hardsurfacing of Gas Turbine Blade Shroud Interlocks", LASERS in Manufacturing, pp. 253~262, Nov. 1983
- (3) G. Eberhardt, "Survey of High Power CO₂ Industrial Laser Applications and Latest Laser Developments", LASERS in Manufacturing, pp. 13~20, Nov. 1983
- (4) P.J. Oakley, "Laser Transformation Hardening of a Medium Carbon Steel", ICALCO, Material Processing Vol. 38, pp. 118~126, Nov. 1983
- (5) W.M. Steen and C. Courtney, "Surface Heat Treatment of En8 Steel Using a 2 kW Continuous-Wave CO₂ Laser", Metals Technology, pp. 456~462, Dec. 1979
- (6) G.H. Harth, W.C. Leslie, V.G. Gregson and B. A. Sanders, "Laser Heat Treating of Steels", JOM, pp. 5~11, Apr. 1976
- (7) E. Ohmura, Y. Namba, S. Makinouchi and H. Tsuwa, "A Method of Laser Hardening Using Step Functional Heat Input", ILPC, Nov. 1981
- (8) O.A. Sandven, "A Three-Dimensional Heat Flow Model for Prediction of Case Depth in Laser Surface Transformation Hardening", ICALCO, Material Processing Vol. 38, pp. 208~215, Nov. 1983
- (9) V. Pavelic, R. Tanbakuchi, O.A. Uyehara and P.S. Meyers, "Experimental and Computed Temperature Histories in Gas Tungsten-Arc Welding of Thin Plates", W.J., Research Supplement, pp. 295s~305s, Jul. 1969
- (10) N.D. Malmuth, W.F. Hall, B.I. Davis and C.D. Rosen, "Transient Thermal Phenomena and Weld Geometry in GTAW", W.J., Research Supplement pp. 25s~32s, Jan. 1975
- (11) G.W. Krutz and L.J. Segerlind, "Finite Element Analysis of Welded Structures", W.J., Research Supplement, pp. 211s~216s Jun. 1978
- (12) S.S. Glickstein and E. Friedman, "Technical Note: Effect of Weld Pool Configuration on Heat-Affected Zone Shape", W.J., Research Supplement, pp. 110s~112s Jun. 1981
- (13) U.I. Chang, "Critical Thermal Radius in Laser Soldering", Proceedings of 1983 ASM Conference on Applications of Lasers in Materials Processing, Los Angeles, pp. 218~228, Jan. 1983