

첨단고장력강 레이저용접부의 경화특성과 탄소당량

강 정 윤

Hardening Characteristics and Carbon Equivalent in Laser Welds of Advanced High Strength Steels for Automobile

Chung-Yun Kang

1. 서 언

레이저용접은 박관강에서도 용접변형이 낮고, 고능률적인 용접이 가능하기 때문에 자동차 차체 조립에 이미 사용되고 있다. 고장력강의 레이저 용접부는 아크 용접부보다 더 급속하게 가열, 냉각되기 때문에 더 경화하기 쉬워, 용접부의 강도를 확보하는 것은 비교적 쉽지만, 연성이 부족하여 성형성이 불량한 것으로 알려져 있다^{1,2)}. 이러한 용접부의 인장성질과 성형성을 간편하고, 쉽게 예측할 수 있는 기본적인 지표로 경도가 사용된다.

철강재료는 비철재료와는 상이하게 용접시의 냉각속도에 따라서 마르텐사이트, 베이나이트 변태와 같은 비평형 상이 형성되는 것이 특징이다. 그러므로 철강재료는 철강의 화학조성은 물론 용접법과 용접조건에 따라서도 재료의 상변태 거동과 더불어 경도가 변화하게 된다. 특히 레이저 용접법은 아크 용접법에 비해서 더욱 급속하게 가열되고, 냉각속도가 빠르므로, 후술하는 것처럼 아크 용접부의 경화특성과는 다른 경화특성이 나타난다. 2000년 이전에는 연강, HSLA강 등을 대상으로 한 레이저용접부의 경화특성에 대한 연구³⁻⁸⁾가 이루어졌으며, 2000년 이후부터 자동차용으로 사용되는 첨단고장력강인 TRIP강^{9,10)}과 DP강¹¹⁾ 레이저용접부의 경도특성에 관한 연구가 이루어져 왔다. 최근 자동차 차체용으로 개발되고 있는 1Ga급 첨단고장력강의 레이저용접부를 적용하여 조립하기 위해서는 용접부의 경화특성과 기계적성질을 예측할 수 있는 조건식을 도출이 필요하다.

용융부 혹은 용접열영향부의 최고 경도값은 탄소당량과 냉각시간(t_{85})과의 함수로 표현되는 예측식으로 추정할 수 있으며, 용접열에 의한 조직의 경화특성을 비교 평가하는 지표로 사용되며, 저온균열 감수성을 추정할 수 있는 지표로도 사용된다. 후술하는 것처럼 수많은 탄소당량식이 제안^{13-8,2-16,7-24)}되고 있다. 일반적으로

탄소당량식은 강의 경화특성에 미치는 각 합금원소들의 기여도와 첨가 양을 곱한 전체 성분의 합으로 표현되는 실험 예측식이며, 강의 경화성을 평가할 수 있는 지표로 활용되고 있다. 합금원소의 기여도는 C(carbon)을 1로 기준으로 한 비교 값을 취한다.

본 해설에서는 최근 자동차용 첨단고장력 박관판은 C량을 0.2% 이하로 하고, Mn량과 Si 량이 높은 것이 특징이다. 또한 레이저용접은 아크용접과 비교하여 용접속도가 현저히 빠르다는 것을 고려하면, 종래에 제안된 탄소당량식의 적용 여부를 검토한 예를 소개하고, 첨단고장력강의 레이저용접부에 가장 적합한 탄소당량식의 적용성에 대해서 고찰하고자 한다.

2. 레이저용접부의 경도분포

Fig. 1은 강화기구와 강도(TS : 300~580MPa)가 다르고, 탄소당량(C_{eq} 0.02~0.13)이 다른 6강종(t 0.7mm)을 CO₂ 레이저를 이용하여 출력 4kW, 용접속도 6m/min로 용접한 경우의 용접부 근방의 경도분

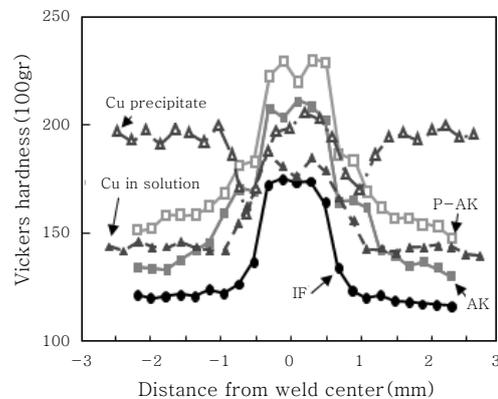


Fig. 1 Hardness distributions of YAG laser welded joints in various steels with different strength mechanism

Table 1 Chemical compositions and mechanical properties

Mark	t(mm)	Y.S (MPa)	T.S (MPa)	El (%)	Chemical composition(mass)		
					C	Mn	Others
270E	1.0	163	306	49.3	0.001	0.09	Others
270C	1.0	215	339	42.6	0.05	0.17	
440	1.0	308	447	34.8	0.10	1.02	
590	1.0	415	630	27.2	0.06	2.50	
780	1.0	432	826	21.0	0.09	2.59	Si
980	1.0	677	1048	15.8	0.15	2.62	Others
1180	1.0	989	1220	8.0	0.10	2.36	Si, Others

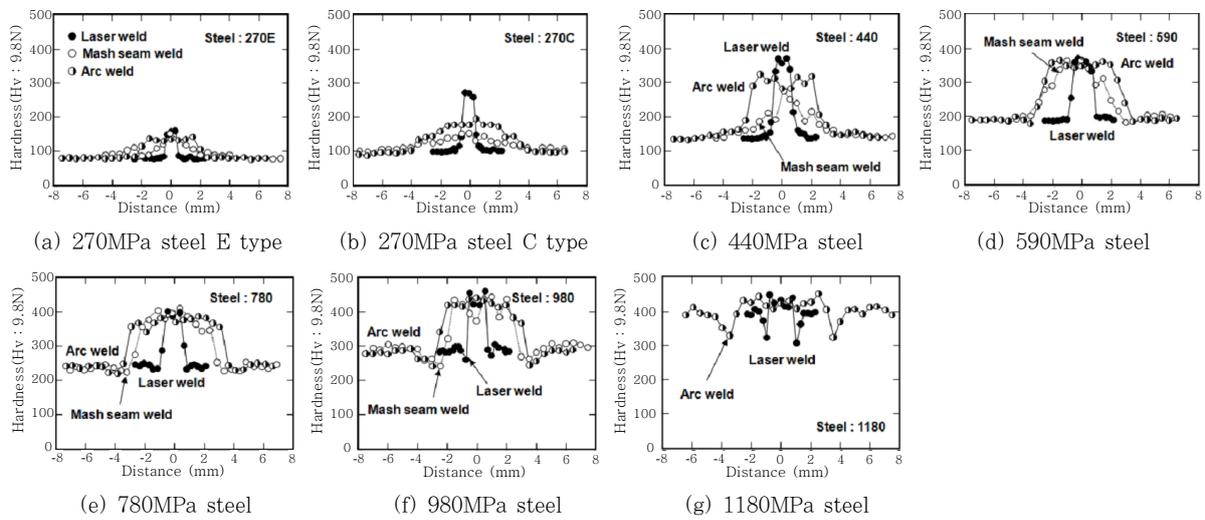


Fig. 2 Hardness distributions of joints welded by different process in various steels with different strength

포를 나타낸 것²⁾이다. Cu 석출강화강을 제외한 나머지 강도의 용접부가 모재보다 대략 2~2.5배 높고, 용접부 경도/모재경도 비는 모재의 강화기구에 영향을 받는 것을 알 수 있다. 또한 강화기구는 HAZ 경도에도 영향을 미치고, IF강에서는 용접금속만이 경화하는 반면, Cu 석출경화강에서는 강화기구가 소실하여 HAZ에서 연화가 발생한다. 이것은 용접 열이력에 의해 석출물이 고용하기 때문이다.

Fig. 2는 자동차 차체용 인장강도가 300MPa에서 1220MPa를 갖는 두께 1mm의 7 강종(Table 1)을 레이저용접, 매시심(Mash seam)용접, 플라즈마용접한 경우, 용접부 근방의 경도분포를 나타낸 것⁷⁾이다. 각각의 용접조건은 Table 2와 같다.

입열이 적은 레이저용접부는 경화부의 폭이 좁고, 플라즈마용접은 경화부의 폭이 가장 넓다. 경도분포로부터 알 수 있는 하나의 특징은 모재의 경도가 높은 강도의 HAZ에서는 연화가 발생한다. 강도 780MPa 이상의

매시심용접부나 플라즈마용접부, 강도가 980MPa 이상이 레이저용접부에서는 현저한 연화가 발생한다. 1200MPa강은 HAZ 연화가 아주 클 뿐만 아니라, 모재 경도와 용접부 경도의 차가 적은 것이 특징이다. 590MPa 강도의 매시심용접부와 플라즈마용접부에는 아주 미미한 HAZ 연화가 발생한다.

용접금속의 경도는 강도가 가장 낮은 270E 강을 제외하고, 모재강도가 440MPa 이하의 강은 용접프로세스에 따라 경도 차가 보이며, 레이저용접부가 가장 높고, 매시심용접부가 가장 낮다. 모재강도가 590MPa 이상의 강종에서는 용접프로세스에 따른 경도의 차가 거의 없다. 모재강도가 높을수록 모재의경도와 용접부의 경도가 대부분 높지만, 440MPa강과 490MPa강의 경도분포를 비교하면, 강도가 낮은 440MPa강의 용접부의 경도가 높다. 이것은 용접부의 경도는 모재의 강도보다 후술하는 화학조성으로 정리할 필요가 있다는 것을 의미한다.

Table 2 Welding condition in various welding process

	(a) Laser welding		(b) Mash seam welding		(c) Plasma arc welding	
For 1.0mm	Laser	YAG laser	Current	18kA/270-780steel 16kA/980-steel	Curent	80A
	Power	3kW			Speed	1m/min
	Speed	6.5m/min	Force	10kN/270steel 12kN/440,590 steel 14kN/780-steel	Hole dia	2.8mm
	Focus	Surface	Lap	2.5mm	Plasma-gas	Ar+10%H ₂ (0.5L/min)
	Shelding-gas	Ar(20L/min)	Speed	4m/min	Shielding-gas	Ar+10%H ₂ (10L/min)
For 1.4mm	Power	3kW	-		Curent	120A
	Speed	4,5m/min			Speed	1m/min

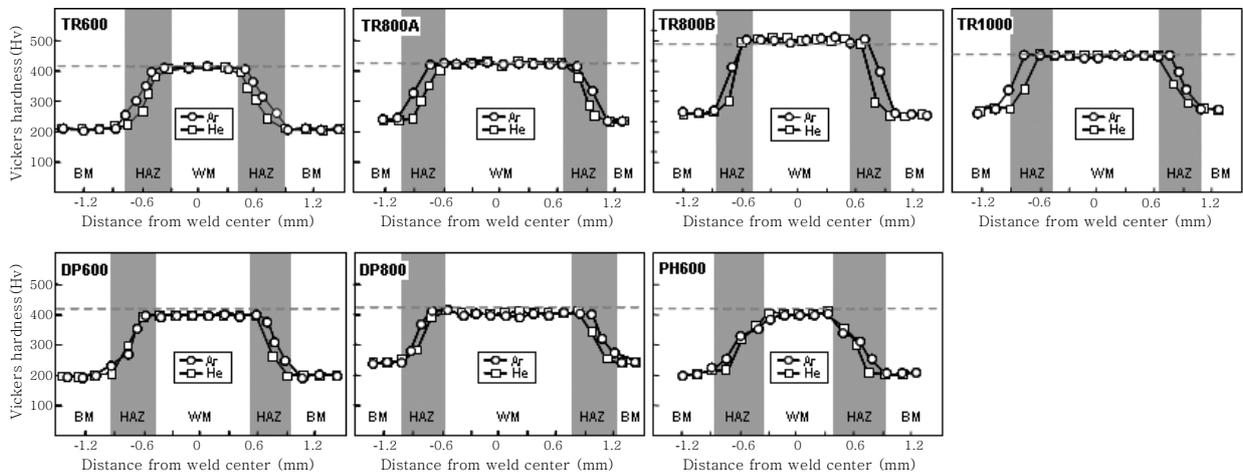


Fig. 3 Hardness distributions of CO₂ laser welded joints

Fig. 3²⁵⁾은 7 강종에 대하여 출력 6kW, 용접속도 7m/min으로 CO₂ 레이저용접한 용접부 근방의 경도분포를 나타낸 것이고, 그림에서 점선은 각 강종의 원소재를 1223K까지 고주파 가열 후, 수냉한 시험편의 경도값을 나타낸 것이다. 4개 TRIP강의 경도값은 다르지만, 분포는 모두 동일한 모양을 나타낸다. 즉 용융부와 본드라인 근처 HAZ에서 동일한 최고경도값을 가지고, HAZ에서 모재 쪽으로 갈수록 경도가 감소하는 분포를 가진다. 용접부의 최고 경도값은 수냉한 시험편의 경도값과 거의 동일하다. 또한 보호가스는 경도분포에 미치는 영향이 거의 없으며, 다만 Ar을 사용한 용접부는 He를 사용한 것과 비교하여 용융부와 HAZ의 폭이 약간 넓다.

DP강의 경도분포도 TRIP강과 동일한 경향을 나타내고 있다. 하지만, PH60(석출경화강)의 경도분포는 다른 강종과 달리 용융부에서만 최고경도값을 가지고, 본드라인에서부터 바로 모재 쪽으로 갈수록 급격히 감소

한다.

완전용입이 일어나는 6kW에서 4m/min~10m/min의 용접속도로 변화시킨 경우에도 각 강종의 경도분포 경향은 유사하였지만, 용접속도가 증가할수록 용융부와 HAZ의 폭이 좁아졌다.

Fig. 4²⁵⁾에 용접속도에 따른 각종 강의 최대경도값 변화를 나타낸 것이다. 레이저 용접한 시험편의 최대경도는 용접속도 및 보호가스에는 무관하게 거의 동일한 값을 나타내고 있음을 볼 수 있다. 또한 수냉한 시험편의 최대경도와도 거의 일치하는 것을 볼 수 있다. 이 사실은 레이저용접시의 냉각속도가 수냉 시의 냉각속도와도 거의 비슷한 값을 예상할 수 있다.

이상의 결과로부터 인장강도 600MPa 이상인 첨단 고장력강인 TRIP강, DP강과 석출경화형강을 고출력(6kW 이상) CO₂ 레이저 용접을 적용한 경우, 용접부 경도분포는 용접속도와 실드가스와 관계없이, Fig. 5²⁵⁾와 같이 크게 2가지 형으로 분류된다. TRIP강과 DP

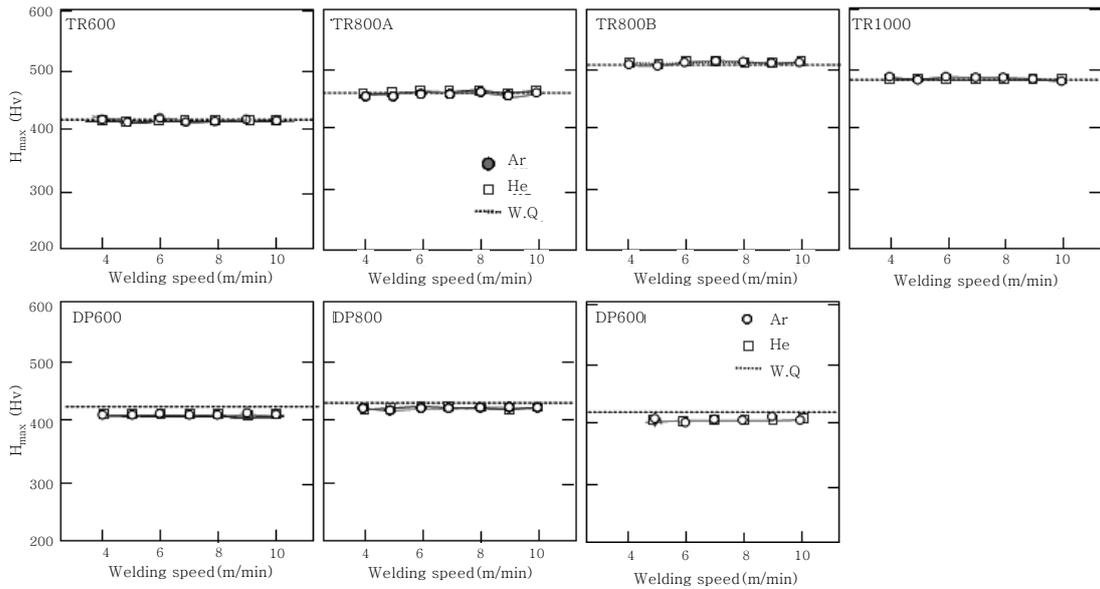


Fig. 4 Change of the maximum hardness of laser welded steels with welding speed at power of 6kW

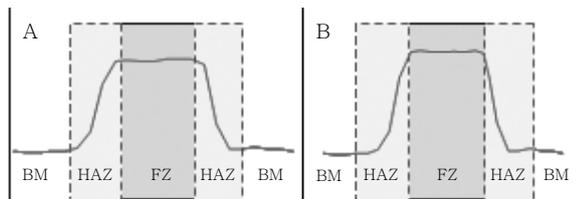


Fig. 5 Hardness distribution types in CO₂ laser welds of various steels

강은 (a)와 같이 용융부와 본드라인 근처 HAZ에서 동일한 최고경도값을 가지고, HAZ에서 모재 쪽으로 갈수록 경도가 감소하는 A type이고, 석출경화형합금인 PH600만이 용융부에서만 최고경도값을 가지고, 본드라인에서 모재 쪽으로 갈수록 바로 감소하는 B type이다.

3. 최대경도값과 탄소당량과의 관계

3.1 탄소당량식

페라이트 강은 용접과정에서 HAZ가 완전히 오스테나이트화 한다. 오스테나이트화 한 HAZ는 용접 후 냉각과정의 냉각속도에 따라서 페라이트, 퍼얼라이트, 베이나이트, 마르텐사이트 혹은 이들 혼합조직으로 변태한다. 본드라인(bond line) 근방 HAZ의 오스테나이트 결정립은 아주 조대하고, 경화된다.

1940년 Dearden과 O'Neil¹²⁾은 HAZ의 최고경도(Hv)와 강의 화학조성의 사이에 다음과 (1)식 (2)식과 같은 관계를 발견하였다.

$$Hv = 1200CE_{Dearden} - 200 \quad (1)$$

$$CE_{Dearden} = C + P/2 + Mn/6 + Cu/13] + Ni/15 + Cr/5 + Mo/4 + V/5 \quad (2)$$

(2)식에서 알 수 있는 것처럼, HAZ의 최고경도(Hv)는 화학조성의 효과는 각 합금원소의 함유량의 합산에 의해서 주어진다. 이것이 강의 용접성을 평가하는 최초의 탄소당량식이다. 결국 탄소당량은 강의 경화특성에 미치는 첨가된 합금원소들의 효과를 C(carbon)을 1로 하고 비교하여 환산한 실험 예측식이다. (2)식의 탄소당량식은 IIW(International Institute of Welding)에 의하여 다음과 같은 (3)식으로 변형되고, CE_{IIW}는 용접성의 지수로서 오랫동안 사용하여 왔다.

$$CE_{IIW} = C + Mn/6 + (Cu + Ni)/15 + (Cr + Mo + V)/5 \quad (3)$$

그 이후 많은 연구자들은 다양한 강종의 용접성, 즉 저온균열감수성 등의 평가를 위하여 합금강 종류에 따라 새로운 탄소당량식을 제안하였다. Table 2는 현재까지 보고된 탄소당량식을 모아서 정리한 것이다. 여기서 CE 명칭에서 알파벳 첨자는 A가 고탄소 C-Mn 강, B가 저탄소강, C가 파이프라인 강이고, D는 모든 강에 사용된다는 것을 의미하며, Mn 향으로 분류하는 것은 C에 대한 Mn의 효과를 나타낸 것으로 클수록 합금원소의 효과가 적고, C의 효과가 크다는 것을 의미한다.

Table 2 Formulas of carbon equivalent^{3-13,17-24)}

CE title	Formula	Mn
Pcm (Ito-Bessyo) ^B	$C + (Si/30) + (Mn+Cu+Cr)/20 + (Ni/60) + (Mo/15) + (V/10) + 5B$	III
CE _N (Yurioka) ^D	$C + f(C)\{Si/24 + Mn/6 + Cu/15 + Ni/20 + (Cr+Mo+Nb+V)/5 + 5B\} f(C) = 0.75 + 0.25 \tanh \{20(C-0.12)\}$	IV
CE _{JWS} (Kihara) ^A	$C + (Mn/6) + Si/24 + (Ni/40) + (Cr/5) + (Mo/4) + (V/14)$	I
Duren (C _{PLS}) ^C	$C + (Mn+Cu)/16 + (Si/25) + (Cr/20) + (Ni/60) + (Mo/40) + (V/15)$	III
CET ^B	$C + (Mn + Mo)/10 + (Cu + Cr)/20 + (Ni/40)$	II
CE _{DNV}	$C + Si/24 + Mn/10 + ((Ni+Cu)/10 + Cr/5 + Mo/4 + V/5)$	II
C ^C _{HSLA}	$C + (Mn/16) + (Cr/23) + (Mo/7) + (Nb/5) + (V/9) - (Ni/50)$	III
Graville ^A	$C + (Mn/16) + (Ni/50) + (Cr/23) + (Mo/7) + (Nb/5) + (V/9)$	III
AWS D1.1 ^A	$C + (Mn + Si)/6 + (Cr + Mo + V)/5 + (Ni + Cu)/15$	I
AWS ^A	$C + (Mn/4) + (Ni/20) + (Cr + V)/10 + (Cu/40) + (Mo/50)$	I
CE ^A _{WES136}	$C + (Mn/6) + (Si/24) + (Mo/29) + (V/14)$	I
Stout and Doty ^A	$C + (Mn/6) + (Ni/20) + (Cr + Mo)/10 + (Cu/40)$	I
Koch-ersch ^C	$C + (Mn+Mo+Ni+Cr+V+Cu+Si)/20$	III
Winterton ^A	$C + (Mn/6) + (Cu/40) + (Ni/20) + (Cr-V)/10 - (Mo/50)$	I
Breadstreet ^A	$C + (Mn/20) + (Ni/15) + (Cr + Mo + V)/10$	III
Cottrell ^A	$C + (Mn/6) + (Cr + Mo)/5 + (V/3) + (Nb/4C) + (0.0001/S)$	I
CE _{WM} ^D	$C + (Mn+Cr+V+Si)/6 + (Mo/4) + (Nb/9) + (Ti/3) + (Cu/20) + (Ni/25) + 5B$	I

3.2 자동차 차체용 박강판 레이저용접부의 탄소당량식

최근 자동차용 박강판은 C량을 0.2% 근처에 고정하고, Mn량과 Si 량이 높은 것이 특징이다. 또한 레이저 용접은 아크용접과 비교하여 용접속도가 현저히 빠르다는 것을 고려하면, 종래에 추정지수의 적용 가능성 여부는 미지수이므로, 이에 대한 연구결과를 정리하면 다음과 같다.

Miyazaki 등²⁾은 인장강도 300MPa~690MPa을 갖고, 강화기구가 다른 강 12종의 레이저용접부의 최고 경도값과 탄소당량 C_{JWS}와의 관계를 조사하였다. 그 결과를 Fig. 6²⁾에 나타낸다. 여기서 Hv(B)는 모재의 경도이고, Hv(W)는 용접금속의 경도이며, Hv(martensite)는 각 강종의 마르텐사이트의 경도이다. 또한 Hv(W)/Hv(B)는 모재와 용접금속의 경도비이다. 이것으로부터 C_{JWS}가 0.13이하에서는 양호한 직선관계를 가지지만, 그 이후부터는 일치하지 않는다는 것을 알 수 있다.

Taka 등⁴⁾은 박강판 레이저용접부의 최고경도와 탄소당량과의 상관관계를 Table 2에 열거된 탄소당량 중에서 C_{JWS}, P_{CM}, 및 C_{EN}에 대해 검토하였다.

이 탄소당량의 특징을 살펴보면 다음과 같다. C_{JWS}는 C 함유량이 높은 강종의 용접부 경도에 잘 대응하는

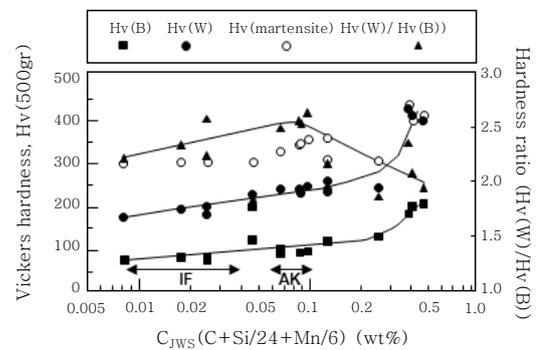


Fig. 6 Relation between carbon equivalent(C_{JWS}) and maximum hardness in CO₂ laser welded joints

것으로 알려져 있다. 이들 강종은 베이나이트 조직의 비율이 높은 용접부 조직으로 구성되고, Mn 등의 합금 성분 기여도가 큰 것이 특징이다. P_{CM}은 저C 저합금계 강종에서 제어압연으로 제조되는 강판의 경도를 추정하는 데에 사용된다. 특히 Ms점이 높고, 베이나이트 석출영역이 장시간 측에 있으므로, martensite 비율이 높아, 다른 합금성분보다 C의 기여도가 크다. C에 대한 Mn의 계수는 Ceq(JWS)에서 1/6이고, P_{CM}에서는 1/20로서 P_{CM}에서 적게 평가되어 있다. C_{EN}은 C을 제외한 합금성분의 기여를 고탄소강은 크게 평가하고,

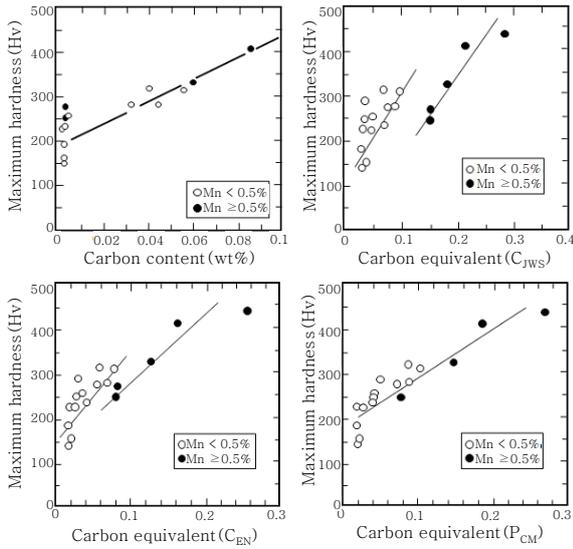


Fig. 7 Relation between various carbon equivalent and maximum hardness in CO₂ laser welded joints

저탄소강은 작게 평가하는 식으로 되어 있어서 넓은 성분 범위의 강종에 적용되는 것이 특징이다.

Fig. 7⁷⁾은 18개의 강(Fig. 6의 실험과 동일한 강종)의 최고경도값과 각각 탄소량, CE_{JWS}, CE_{EN} 및 P_{CM}과의 상관관계를 정리한 결과를 나타낸 것이다. Fig. 6으로부터 C량이 0.003% 전후의 극저탄소강에서는 최고경도와 C량과 상관관계가 적은 것을 알 수 있다. CE_{JWS}의 Fig. 9로부터 최고경도와 상관관계가 적고, Mn량을 주목하여 0.3%이하와 이상으로 나누어 정리하면 어느 정도 상관관계가 있음을 알 수 있으며, CE_{EN}의 경우도 Mn 량을 0.5%로 나누어 정리하여야 다소 상관관계가 있음을 알 수 있다. 반면에 P_{CM}은 Mn 량에 따라서 나뉘는 현상은 없어지고, 직선성 관계도 개선됨을 알 수 있다. 이상의 결과로부터 C량이 낮은 강에서도 레이저용접의 특유의 급랭에 의해 martensite의 비율이 증가한다. 결국 C에 대한 Mn의 기여도가 낮은 P_{CM}이 양호한 관계를 갖는 것으로 생각된다.

2000년 이전에 자동차 강재는 P_{CM}에서 경도에 기여하는 원소 중에서 Si, Cr, Ni, Cr, Mo, V 등이 거의 첨가되지 않는다. 그래서 이들 원소를 제외한 C, Mn 및 일부 강에 첨가된 B의 3원소에 의해서 최고경도를 지배하는 관계를 회귀분석한 결과, 다음 (4)과 (5)식이 얻어졌다⁹⁾. 새로운 탄소당량식을 P_L로 명명하고⁴⁾, 이것으로 최고경도와와의 상관관계를 Fig. 8⁴⁾에 나타낸다. (4)식과 (5)식의 적용범위는 C가 0~0.15%, Mn이, 0~1.0%, B이 0~0.04%이다.

$$Hv = 1680P_L + 180 \quad (4)$$

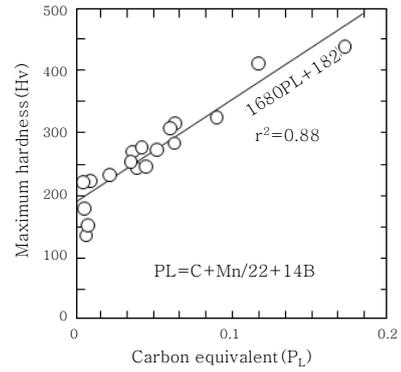


Fig. 8 Relation between carbon equivalent, PL and maximum hardness in CO₂ laser welded joints

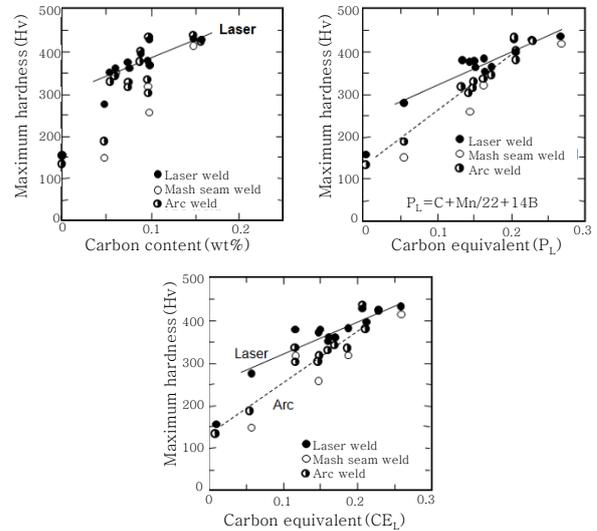


Fig. 9 Relation between various carbon equivalent and maximum hardness in CO₂ laser welded joints

$$P_L = C + Mn/22 + 14B \quad (5)$$

한편 Kaizu 등⁵⁾은 박강판 레이저용접부의 최고경도와 조성과의 상관관계로부터 새로운 탄소당량식인 CE_L를 (6)식과 같이 제안하였다, Fig. 9¹⁰⁾는 Fig. 2의 경도 분포를 조사한 7 강종(t=1mm)을 레이저용접, 매시심용접 및 플라즈마용접한 경우, 초고경도와 탄소량, 탄소당량 P_L 및 CE_L과의 상관관계를 나타낸 것이다.

$$CE_L = C + Si/50 + Mn/25 + P/2 + Cr/25 \quad (6)$$

C량으로 정량한 것을 보면, 0.06%이상에서 레이저용접부는 마르텐사이트이므로, 마르텐사이트의 경도를 지배하는 C량과 상관성 높은 경향을 보인다. 플라즈마용접과 매시심용접의 것은 편차가 심하다. 한편 P_L과

CE_L로 정리한 것은 레이저용접부 뿐만 아니라 플라즈마용접부에서도 모두 상관성이 높다. 그러나 매쉬심용접부는 편차가 심하다.

플라즈마용접과 같이 레이저용접에 비하여 냉각속도가 느린 조건에서는 C량이 낮은 쪽에서는 Mn량에 따라 퀴칭성이 다르므로, Mn의 기여도를 고려한 이식식이 적합한 것으로 생각된다. P_L식과 CE_L식을 비교하면, Mn의 기여도는 거의 비슷하지만, CE_L식은 Mn 이외에 Si, P 및 Cr의 양을 고려한 수식이다. 그러나 Si의 계수는 작고, 이 실험에 사용한 강은 Cr과 P를 적극적으로 첨가한 것이 아니므로, 결과적으로 P_L과 CE_L은 근사한 값을 가지는 것으로 생각된다.

정리하면 레이저용접용의 경도 예측식인 P_L식과 CE_L식은 레이저용접만이 아니고, 플라즈마용접 및 플라쉬용접 등의 용접부 경도를 추정하는 지표로 사용이 가능하다. 다만 후술하는 것처럼 화학조성만으로 된 식으로는 경도의 절대값을 추정할 수 없다. 결국 P_L식과 CE_L식은 재료를 상대비교하기 위한 파라메타로 사용할 것이다.

Fig. 10는 저자들이 인장강도 600MPa이상의 석출경화형강, DP강과 TRIP강과 같은 첨단고장력강(advanced high strength steel) CO₂레이저용접부의 최고경도와 각종 탄소당량과의 상관관계를 검토한 결과를 정리한 것이다²²⁾. 본 실험에 사용한 강종의 수가 적어 탄소당량의 적합성을 판단하는 데에 다소 무리가 있으나, 정성적인 경향성을 파악할 수 있을 것으로 예상된다. 그

림에서 볼 수 있듯이 C 함유량이 높은 강종의 용접부 경도에 잘 대응하는 CE_{IHW} 및 CE_{JWS}는 직선적인 상관관계가 보이지 않는다. 또한 용접부의 경도추정치수로 보고된 C_{EN}도 결정지수가 0.9이하로 낮아 직선적인 비례 관계가 있다고 보기는 어렵다. P_{CM}은 결정지수가 0.93으로 양호한 직선 관계가 있는 것을 볼 수 있다. P_{CM}은 본래 아크 용접부의 균열감수성을 가늠하기 위해 만들어진 식으로서 다른 탄소당량과 달리 Mn의 기여율을 저하시키고, C의 기여율을 증가시킴과 동시에 박관관에서 고장력강에 사용되는 원소량을 추가한 식으로 레이저 용접부 경도와 양호한 상관관계가 있는 것으로 생각된다. 한편 레이저용접부를 위해 개발된 P_L은 결정지수가 0.9이하로 낮아 직선적인 비례 관계가 있다고 보기는 어렵고, DP와 TRIP강에 많이 함유하는 Si의 평가가 없기 때문에 사용할 수 없다.

한편 CE_L은 가장 결정지수가 높은 0.96으로 아주 양호한 직선 관계를 가진다. CE_L은 600MPa급 이하의 박관강 레이저 용접부의 경도를 추정하기 위해 제안된 것이고, 다른 탄소당량과 달리 Mn, Si 및 Cr의 기여율을 저하시킨 것이 특징이지만, 첨단고장력강에 함유되는 Mo 등의 합금원소를 전혀 고려하지 않은 것이 문제이지만, 현재로서 첨단고장력강의 탄소당량식으로 가장 적합성을 가지는 것으로 평가할 수 있다. CE_L과 최고경도값과의 직선관계식은 (8)식과 같다. 다소 자료가 적어 신뢰성이 다소 부족하지만, 600Mpa-1000MPa 강도를 갖는 DP강과 TRIP강의 CO₂ 용접부의 최고경

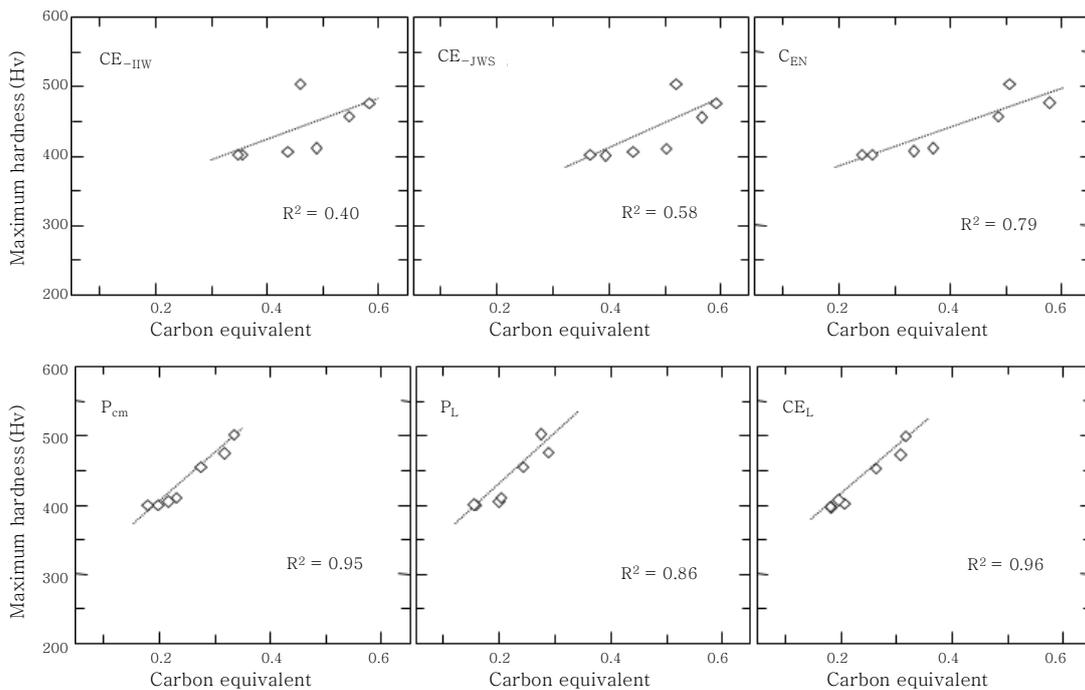


Fig. 10 Relation between various carbon equivalent formulae and maximum hardness in welds

도값을 예측할 수 있음을 알 수 있다.

$$H_{max} = 701CE_L + 281 \quad (8)$$

4. 레이저용접부의 냉각시간 계산

용접부의 용융부와 HAZ의 미세조직은 용접부의 기계적성질을 결정하는 중요한 인자이다. 기계적성질에 미치는 미세조직의 인자로서는 상의 종류, 형상과 상들의 분율 등이 있다. 이러한 인자들은 동일 조성을 갖는 강일지라도 용접프로세스와 조건에 따라 변화한다. 즉 철강재료는 용접시의 냉각속도에 따라서 마르텐사이트, 베이나이트 변태와 같은 비평형 상이 형성되어 경도 변화르 지배한다. 따라서 레이저용융부 혹은 용접열영향부의 최고 경도값은 조성과 관련된 탄소당량 이외에 용접프로세스와 용접조건과 관련된 냉각시간($t_{8/5}$)과의 함수로 표현된다.

관통 레이저용접이 이동선열원으로 수행되는 것으로 근사하면^{26,27)}, 고온 800°C와 500°C 사이에 냉각시간 $t_{8/5}$ 은 다음과 같은 (1)식으로 표현된다. 여기서, $\alpha (= \lambda/\rho c)$, q , λ , T_0 , v , h 는 각각 열확산율(=열전도율/밀도X비열), 열량(50%), 열전도율, 예열온도, 용접속도, 판두께를 나타낸다. 그리고, 열확산율(α)은 열전도율(λ)/밀도(ρ)X비열(c)로 계산 할 수 있다. 그러나 레이저용접의 경우, 레이저출력은 표면 반사에 의한 손실과 이면에서 관통빔의 손실 등에 의해서 또한 재료에 따라 레이저빔의 흡수율이 다르기 때문에^{28,29)} (1)식으로 입열량을 정확히 계산하는 것은 곤란하다.

$$t_{8/5} = \frac{\alpha}{4\pi\lambda^2} \left(\frac{q}{vh}\right)^2 \left(\frac{1}{(500 - T_0)^2} - \frac{1}{(800 - T_0)^2}\right) \quad (9)$$

한편 전자빔용접에서도 같은 문제를 포함하고 있다. Tanaka 등³⁰⁾은 실제 전자빔용접 결과로부터 용접부의 냉각속도를 추정식을 제안하였다. 즉 용융폭과 용접급속의 800°C에서 500°C까지 냉각시간과의 관계의 실험식으로서 다음 (2)식으로 표현하였고, 이 식은 이동선열원 모델을 근거로 추정한 식이다³¹⁾.

그러나 레이저용접은 전자빔용접보다 실제 용접에서 용융폭/판두께의 비가 크기 때문에, 강판 표면과 이면에서 열방산을 무시할 수 없기 때문에 약간 냉각시간이 단축되는 것으로 추정된다.

$$t_{8/5} = 1.107 Wb^2 (\text{sec}) \quad (10)$$

레이저용접의 온도이력을 실측한 예는 아주 적지만,

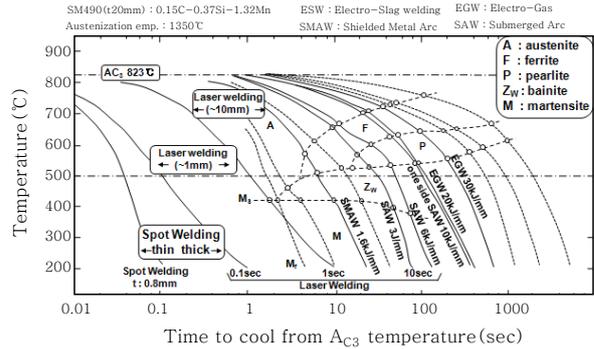


Fig. 11 CCT diagram and cooling time with various welding process

판두께 1.4mm 강판을 레이저빔 출력 3kW, 용접속도 3m/min로 용접한 경우, $t_{8/5}$ 는 0.3s이었다는 보고⁵⁾가 있다. 저자들은 자동차 차체용 철판고장력강(1.0mm~2.0mm) CO₂ 레이저용접부의 냉각시간을 Tarui 등의 연구결과³²⁾를 참고하여 에너지 효율을 50%로 계산한 결과, $t_{8/5}$ 냉각시간은 용접속도 3m/min와 6m/min에서 각각 0.3초와 0.1초이고, JIS 최고경도시험에서의 아크용접에서 6.3초와 비교하면 아주 짧은 시간이었다. 또한 $t_{8/5}$ 를 0.2~0.3s로 하면 레이저용접부의 경도가 yurioka 등이 제안한 최고경도 추정식에 의해서 추정이 가능하다는 보고³²⁾하고 있다.

한편 박판강의 대표적인 용접방법으로서 스폿용접이 있지만, 0.8mm 두께 강판의 스폿용접에서 너깃 외주부 근방의 열이력을 측정 한 결과를 보면, 냉각시간 $t_{8/5}$ 는 0.05s 정도이다.

이상의 용접프로세스에 따른 냉각시간 $t_{8/5}$ 를 대표적인 아크용접과 CCT곡선 위에 동시에 그려 넣으면 Fig. 11⁸⁾과 같다. 박판강의 레이저용접은 일반적인 수동용접(SMAW)와 비교하여 $t_{8/5}$ 가 10배 빠르고, 스폿용접보다는 10배 느린 것을 알 수 있다.

5. 철판고장력강 레이저용접부의 경도 특성에 대한 고찰

강의 용접부 경도는 미세조직(조성)과, 용접프로세스, 용접조건 등에 의해 정해지는 냉각속도(냉각시간)에 의해 결정된다. 탄소당량은 조성과 관련된 식으로 표현되지만, 용접프로세스 및 용접조건에 따라 각 성분의 기여도가 달리 표현되고 있다. 냉각속도가 빠른 레이저용접부에는 Mn 지수가 적은 CE_L 식만이 적용 가능하다. 동일 강판이라도 용접프로세스에 따라 냉각속도가 달라지기 때문에 용접부의 미세조직이 다르다. 따라서 강종에 따른 CCT(Continuous Cooling Transformation) 곡선과 용접프로세스 및 용접조건에 따른 냉각속도를

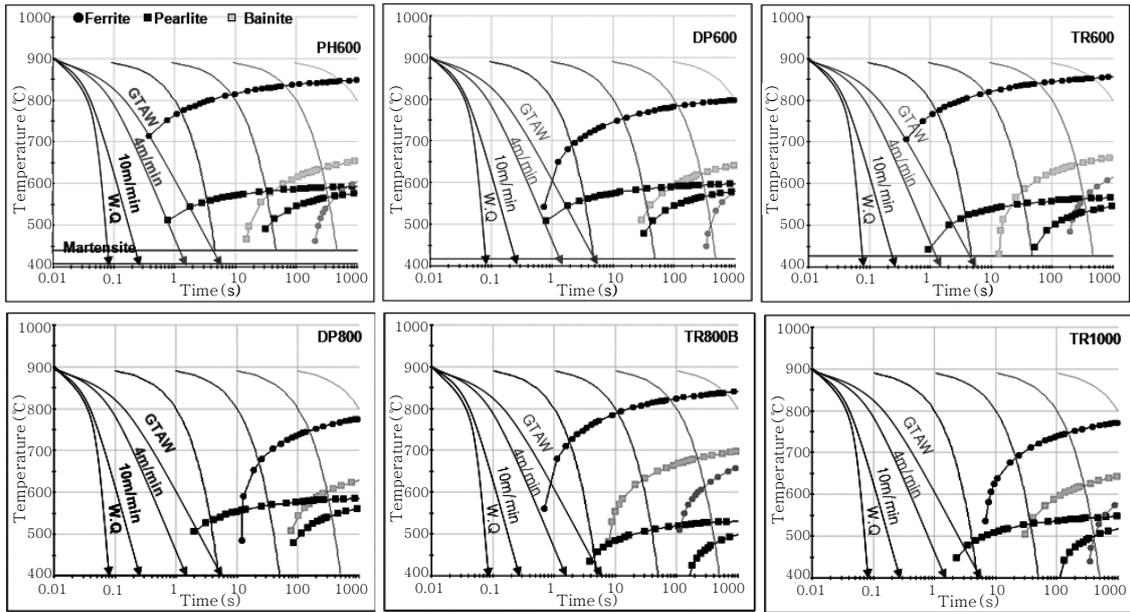


Fig. 12 CCT diagram of steels and cooling curve calculated from eq.(8). Fs : ferrite transformation start, Ps : pearlite transformation start, Bs : bainite transformation start, W.Q : water quenching, GTAW : cooling curve from reference³¹⁾

알면 용접부의 경화특성의 차이를 파악할 수 있을 것으로 생각된다.

CCT curve는 JMatProTM 소프트웨어²¹⁾³³⁾와 Fe-DATA 열역학적 데이터베이스³⁴⁾를 커플링하면 작성할 수 있다. JMatProTM (acronym for “Java-based Materials Properties”)는 재료의 물리적, 열역학적 성질, 다성분 금속시스템의 거동에 대한 계산과 시뮬레이션을 위한 Calphad 형의 소프트웨어 패키지이다. 이 소프트웨어는 이미 석출³⁵⁾, 상변태, CCT diagram^{36,37)} 등에 대한 시뮬레이션의 정확성이 보장되어 많이 사용되고 있다. Fig. 12는 JMatProTM(버전 5.0)를 사용하여 사용한 강들의 CCT 곡선을 작성한 것이다.

CO₂레이저 용접부는 아주 좁은 영역이고, 용접속도도 아주 빠른 편이므로, 용접속도에 따른 레이저 용접부의 실제 온도를 측정하기는 어렵기 때문에 냉각속도를 (9)식으로 계산하였다.

일반적으로 HAZ의 상변태를 해석할 때는 주로 800°C에서 500°C까지 냉각하는 시간, $t_{8/5}$ 를 사용한다. 그러나 TRIP강 및 DP강의 A₃온도를 JMatProTM로 구한 결과, 806°C~869°C이었으며, Fig. 12의 CCT 곡선에서 알 수 있는 바와 같이 베이나이트 생성곡선이 450°C 근방에 있다. 이를 고려하여 900°C에서 400°C까지 냉각하는 시간, $t_{9/4}$ 를 (9)식으로 구하고, CCT 곡선에 삽입하여 분석하였다. 두께 1.2mm를 6kW에서 4m/min~10m/min 범위의 용접속도로 용접한 경

우, $t_{9/4}$ 는 1.66s~0.27s이었고, $t_{8/5}$ 는 0.79s~0.13s이었다.

Fig. 12로부터 TRIP600을 제외한 TRIP강, DP강 및 PH600의 경우, 용접속도가 느린 4m/min에서도 완전히 마르텐사이트만이 형성되는 것을 예측할 수 있고, TRIP600은 4m/min에서 아주 소량의 베이나이트가 형성되며, 4m/min이상의 냉각속도에서는 모두 martensite만이 형성되는 것으로 분석할 수 있다. 반면에 GTAW($t_{8/5}$ =6s)의 경우 TRIP800과 DP600는 페라이트와 약간의 베이나이트가 형성되며, 그 외에 TRIP강에서는 소량의 베이나이트 형성된다. 각 강의 CCT curve와 냉각속도(냉각시간) 관계로부터 6kW에서 5m/min이상의 용접속도로 용접한 레이저용접부는 모두 마르텐사이트이기 때문에 수냉한 강의 경도값을 가지고, 용접속도 변화에도 동일한 값을 가지는 것을 알 수 있다. 다만 TRIP600 강의 용접속도 4m/min 용접부 경우, CCT curve 분석과 실험해석과 약간의 오차가 있을 뿐이다.

6. 결 언

자동차 차체에 사용되는 첨단고장력강은 새로운 강화기구를 도입한 새로운 강종이 계속 개발되고 있다. 신 첨단고장력강이 실제 차체에 적용하기 위해서는 레이저용접성은 물론, 용접부의 기계적성질 및 성형성을 확보하여야만 한다. 일반적으로 용접부의 경도는 용접

부의 기계적성질과 일정한 상관관계가 있고, 성형성은 용접선과 평행한 하중 하에서 측정된 인장응력과 연성과 상당한 상관관계가 있는 것으로 알려져 있다. 따라서 최근 개발된 핫스탬핑강과 같은 B이 첨가된 강이나 TWIP강과 같이 Mn과 Al이 많이 첨가된 새로운 강종의 레이저용접부의 최고경도를 예측할 수 있는 탄소당량에 대한 연구가 절실히 요구된다. 이를 위해서는 첨단고장력강의 레이저용접부의 경도에 미치는 합금원소의 영향과 같은 많은 데이터의 축적이 요구된다.

참 고 문 헌

- L. Hanicke, O. Stranberg : Roof laser welding in series production, SAE Int. Congress and Exposition, 930028, 1993.3
- Y. Miyazaki, et al : Laser welding of steel sheets, proceedings of the 30th Laser Materials Processing Conference
- Y. Miyazaki, M. Ohara : Limit of Formability in Various Laser Welded Steel Sheets, J. of the Welding Society, **68-6** (1999), 85-92(in Japanese)
- T. Taka, and T.Yamamoto : The hardness of laser welded metal in steel sheets, proceedings of the 34th Laser Materials Processing Conference, by Japan Laser Processing Society, **1995-3** (1995), 113-122(in Japanese)
- S. Kaizu, Y. Shinbo, M. Ono : Relationship between vickers hardness of laser weld and chemical composition of steel sheets, Preprint of the national of JWS, **55** (1994 Oct.), 46-47(in Japan)
- M. Ono, A. Yoshitake, and M. Ohmura : Laser weldability of high strength steel sheets in fabrication of tailor welded blanks, Quarterly J. of the Welding Society, **21-4**(2003), 560-567(in Japanese)
- A. Uchihara and K. Fukui : The Formability of Tailor Welded Blanks Using High Strength Steel Sheets, Quarterly J. of the Welding Society, **23-4** (2005), 541-548(in Japanese)
- M. Ohara and Y. Miyazaki : Microstructure and Hardness of Laser Welded Steel Sheets, J. of the Welding Society, **68-6**(1999), 466-469(in Japanese)
- Tae Kyo Han, Sin Sang Park, Ki Heok Kim, Chung Yun Kang, in Su Woo, Jong Bong Lee : CO₂ Laser Welding Characteristics of 800MPa Class TRIP Steel, ISIJ International **45-1** (2005), 60-65
- Mingsheng Xia, Zhiling Tian and Y. Norman Zhou : Metallurgical and Mechanical Properties of Fusion Zones of TRIP Steels in Laser Welding, ISIJ International **48-4** (2008), 483-488
- Mingsheng Xia, Elliot Biro, Zhiling Tian and Y. Norman Zhou : Effect of Heat Input and Martensite on HAZ Softening in Laser Welding of Dual Phase Steels, ISIJ International **48-6** (2008), 809-814
- J. Dearden and H. O Neil : Trans. Int. Weld. **3** (1940), 203
- Y. Ito. K. Bessyo : *Weldability Formula of High Strength Steels*, IIW Doc. IX576 68, 1968
- Y. Ito. K. Bessyo : J of Japan Welding Society **37** (1969) 683-691
- N. Yurioka, H. Suzuki, and S. Ohshita, : Weld. J., **62**(1983),147s
- N. Yurioka, et al. : Pipeline Welding in the 80's, AWRA Symposium, (1981), 1
- Yurioka N, Suzuki H. : Int Mater Rev(1990), **35(4)**, 56-64
- Okamata K, Yoshie A, Nakao H. : Proceedings of the Conference on "physical metallurgy of direct quenched steels". Chicago, (USA): TMS and ASM International(1992), 339-346
- Yurioka N, Kasuya T. : Weld World(1988), **33(5)** 327-334
- Seki Y, Nanba S. : Development of the prediction method on mechanical properties of weld metals. Weld Int.(2004), **18(5)**, 341-344
- Yurioka N. : Physical metallurgy of steel weldability. ISIJ Int 2001 ; **41(6)** : 566-570
- AWS structural welding code, AWS D1.1, 2004, Annex XI
- Uwer D, Hohne H. : Characterization of the cold cracking behaviour of steels during welding. IIW-Doc.IX-1630-91.
- Uwer D, Hohne H. : Determination of suitable minimum preheating temperatures for the cold-crack-free welding of steels. IIW-Doc. IX-1631-91
- Tae-Kyo Han, Bong-Gyu Park Chung-Yun Kang : Hardening Characteristics of CO₂ Laser Welded in Advanced High Strength Steel, Metals and Materials International(2012), in Press
- Rosenthal, D. : Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting, Welding Journal **20-5** (1941), 220s -234s
- Rosenthal, D. : The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments. Trans. ASME **48** (1946), 848-866
- D. Tarui, Y. Sakamoto, K. Shibata : Preprint of the national of JWS, **55**(1994 Oct.), 40-41(in Japan)
- D. Tarui, Y. Sakamoto, K. Shibata : Preprint of the national of JWS, **56** (1995 Apr.), 44-45(in Japan)
- J. Tanaka, S. Kosuge & Y. Kunisada: "Toughness of EB weld metal of carbon and low-alloy steel", 3rd Int. Coll. on welding and melting by EB and LB, 5-9 Sept. 1983, Lyon, 403-410
- Ohara, etc : Electron Beam Welding Committee of JWS, EBW-398-87(in Japan)
- D. Tarui, Y. Sakamoto, K. Shibata : Energy coupling between material and beam in laser welding, Preprint of the national of JWS, **54** (1994 Apr.), 86-87(in Japan)
- N.Saunders, Z. Guo, X. Li, A. P. Miodownik and L. P. Schille: JOM, **55** (2003), 60

34. N. Saunders and A. P. Miodownik: CALPHAD (Calculation of Phase Diagrams) : A Comprehensive Guide, Pergamon Material Series, **Vol. 1**, ed by R. W. Cahn, Pergamon Press, Oxford, UK,(1998), 1
35. Z. Guo and W. Sha: Mater. Sci. Eng. A, 392 (2005), 449
36. D. A. Akinlade, W. F. Caley, N. L. Richards and M. C. Chaturvedi: Mater. Sci. Eng. A, **486** (2008), 626
37. A. Sullivan and J.D. Robson: Mater. Sci. Eng. A, **478** (2008), 351



- 강정운
- 1953년생
- 부산대학교 재료공학과 정교수
- 용접야금
- e-mail : kangcy@pusan.ac.kr