

研究論文

大韓熔接學會誌
第10卷第1號 1992年 3月
Journal of the Korean
Welding Society
Vol. 10. No. 1, Mar., 1992

80kg/mm²級 高張力 冷延鋼板의 熔接性

金伎徹* · 李基鎬* · 張來雄*

Resistance Spot Weldability of Cold Rolled HT80 Grade Steel for Automobile Application

K.C. Kim* , K.H. Lee* , R.W. Chang*

Key Words : High Strength Steel Sheet(고장력박강판), Spot Weldability(점용접성), Nugget(용착부), Tensile Shear Strength(전단인장강도), Cross Tensile Strength(+자 인장강도), Ductility Ratio(연성비)

Abstract

Resistance spot weldability of cold rolled 80 kg/mm² and 45 kg/mm² grade high strength steel sheets for automobile structure was investigated focussing on the influences of welding parameters such as welding current and welding time on the weld strength and the nugget formation. The results of this study showed that the optimum ranges of welding current for the grade 80 and grade 45 were 5.0 kA - 11.0 kA and 7.2 kA - 11.0kA, respectively, at the given welding time of 15 cycle (250 m sec.) It was also shown that the tensile shear strength of the resistance spot weld was strongly influenced by both current and time applied in welding procedure, however, the tensile shear strength was mainly affected by welding time for the higher strength steel.

1. 서 론

국내외의 산업구조 변화와 더불어 자동차 산업이 비약적으로 발전해 왔으며 그 결과 철강재료는 더욱 중요한 역할을 담당하고 있다. 그러나 자동차에 대한

수요자들의 요구는 고기능화와 다양화 추세가 뚜렷해지면서 저급의 냉연강판 구성비는 감소하는 반면에 고장력강, 표면처리 강판등 고급재료는 계속 증가하고 있다.

1960년대말 미국에서 자동차 안전규제에 관한 법(FMVSS)이 제정된 이후 이의 대응책으로 개발이

* 정희원, 산업과학기술연구소 용접연구센터

시작된 고장력 강판은 두차례의 석유파동과 함께 연비저감등 차체경량화의 주요 대상이 되어 왔다. 지금까지 개발된 자동차용 고장력 강판은 내판 및 외판용으로 가공성이 우수한 35-45kg/mm²급과 높은 강도가 요구되는 보강재용으로 적당한 45-100 kg/mm²급으로 구분된다.¹⁾ 후자에 속하는 고장력 강으로는 고용체강화형, 석출경화형 및 복합조직형 등이 있다.

자동차 생산 제조 공정은 크게 성형, 용접, 조립 및 도장으로 구분되는데 차체용접의 대부분은 저항 용접에 의하여 이루어지고 있다. 그러나 일반 냉연 강판과는 달리 강이 고장력화 할수록 저항용접시 적정 용접조건 범위가 크게 변동되며 전단인장 강도와는 달리 +자 인장강도가 저하하는, 소위 연성비저하현상이 발생하고 있어 고장력 강판의 채용에 큰 장애요인으로 작용하고 있다.²⁾ 이러한 원인은 고장력강판 제조시 첨가원소가 필연적으로 많아짐에 의하여 모재의 탄소당량은 높아지고 그결과 용접부를 쉽게 경화시키기 때문으로 알려져 있다.³⁾

최근 국내에서는 자동차용 고장력강의 생산이 활발히 이루어지고 있다. 그러나 용접성 측면에서의 검토가 보고된 바가 없으며, 외국의 경우에는 일부 발표된 논문은 있으나 사용강재의 제조특성등이 각기 다르기 때문에 data의 일괄 비교가 곤란한 상태이다. 따라서 본 연구에서는 국내에서 생산되는 bumper, door impact beam등의 보강재로 쓰이는 80kg/mm²급 복합조직형 고장력강을 대상으로 하여 적정 용접조건 범위를 설정하였으며 용접조건이 강도특성에 미치는 영향을 검토함과 함께 고장력 강판의

용접성 향상 방안에 대하여도 검토를 행하였다.

2. 실험방법

2.1. 시험재

실험에 사용된 강재는 인장강도 80 kg/mm²급의 복합조직형 고장력강(steel A)과 비교재로서 45kg/mm²급 석출경화형 고장력강(steel B)을 사용하였다. 두 재료의 두께는 각각 1.3mm와 1.5mm였으며 Table 1에 화학조성 및 기계적 성질을 나타내었다.

2.2. 용접조건

용접은 공기압축식 A.C spot 용접기를 사용하였으며 용접시 사용된 전극은 RWMA classII 규격의 dome 형태로서 전극선단경은 6 mm이다. Table 2에 실험에 사용된 용접조건 및 전극형상을 나타내었다. 이러한 용접조건은 AWS 추천규격 및 기존의 문헌^{2,5)}을 참고로 예비실험을 실시한 후, 그 결과 형성된 nugget크기 및 인장강도등을 기준으로 설정하였는데, 용접전류는 0.2 kA씩 변화시켰으며 용접시간은 5 cycle 단위로 변화 시켰다.

2.3. 용접부 시험

용접후에는 적정 용접조건을 설정하기 위하여 규격^{6,7)}에 의거 정적 강도시험을 행하였으며 인장시험

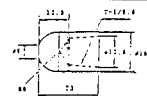
Table 1 Chemical compositions and mechanical properties of base metals

	C	Si	Mn	P	S	Al	Nb	Cr	Ceq	Y.S (kg/mm ²)	T.S (kg/mm ²)	E.1 (%)	Ra (μ m)	Hv
Steel A	0.112	1.06	1.89	0.019	0.006	0.062	0.001	0.022	0.48	40.2	79.0	20.4	1.13	228
Steel B	0.078	0.03	0.61	0.014	0.005	0.041	0.029	0.015	0.19	35.2	45.9	30.0	0.56	146

$$Ceq = C + Mn/6 + Si/24 + Cr/5 + Mo/4$$

Table 2 Welding conditions and electrode dimension

Welding current range (kA)	Welding time range (cy.)	Holding time (cy.)	Pressure (kg/spot)
4.0-15.0	5-30 (83-500 msec)	20 (330 msec)	250



후의 시편 파단형상과 용접시 spatter 발생 및 nugget 크기등을 근거로하여 적정 용접조건 범위를 설정하였다. 이때 실험에 사용된 시험편 수는 각 조건당 3 개씩이었으며 그 평균값을 계산하였다.

한편, 용접조건 변화에 따른 spot 용접부는 판의 표면에 수직한 방향으로 절단한후 형상 및 미세조직을 관찰하였다.

3. 실험결과 및 고찰

3.1. 적정 용접조건 범위

Spot 용접시 적정 용접조건에의 평가는 간단히 용접부가 소정의 전단인장강도를 가지는 전류범위로 나타내기도 한다. 그러나 엄밀한 의미에서의 적정용접조건 범위는 용접전류에 용접시간이나 가압력등을 포함시켜야 하며 이를 나타낸 것이 weldability lobe이다.

Fig.1 은 본 실험에 사용된 강재들의 weldability

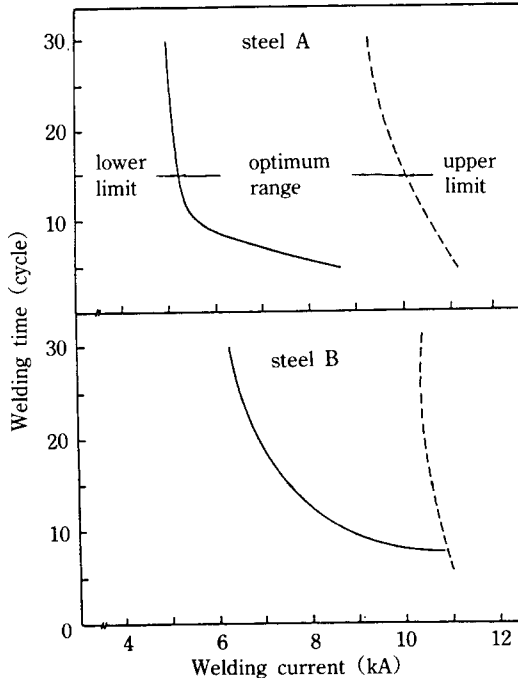


Fig. 1 Optimum welding range of the steels under electrode pressure of 250 kgf

lobe를 나타낸 것이다. 이 도표의 하한계선은 용접부의 전단인장강도가 소정의 값을 보이는 등강도선으로서 용접시 생성된 nugget 크기가 $4\sqrt{t}$ (t : 두께) 이상으로 되거나, 전단인장 시험후의 파단면 형상이 plug형(button형)을 나타내기 시작하는 조건이다.

한편, 상한계선은 용접시 정상조건에서 spatter가 발생하기 시작하거나 indentation이 $0.2t$ 이상이 되는 조건이다. 실험 결과에 의하면 80 kg/mm^2 강재의 경우 하한계선은 용접시간이 10cycle 이상의 범위에서는 용접시간이 용접전류에 대하여 포화현상을 보이고 있는데 반하여 그 이하에서는 매우 급격한 변곡현상을 보이므로서 적정용접조건 설정에 주의를 요하고 있었다. 그러나 상한계선의 기울기는 5cycle인 경우에도 급격한 변화가 없어 용접전류가 충분하다면 짧은 용접시간에서도 충분한 용접 nugget를 형성할 수 있음을 보여준다.

45 kg/mm^2 급 강재인 steel B의 적정 용접범위는 steel A에 비해 오히려 좁게 나타났으며, 하한계선의 기울기도 용접시간에 대하여 변화가 심하였다. 이러한 결과에 대한 이유를 살펴보면, 근본적으로는 steel B의 두께는 1.5mm 로써 steel A(1.3mm)에 비해 다소 두꺼워서 충분한 용접부를 얻기 위하여 더 많은 에너지가 필요하였기 때문으로 여겨지나, steel A는 모재의 인장강도를 높이기 위하여 Si, Mn 등 합금원소의 첨가량이 많아지는데 이러한 성분원소들은 재료의 전기저항값을 높여 낮은 전류값에서도 많은 발열이 얻어지므로 nugget 생성이 저전류에서도 가능하였기 때문으로 사료된다. 田中等⁸⁾의 보고에서도 고장력강재의 적정용접조건 범위는 연강에 비하여 낮은 전류측으로 이동되면서 그 폭이 좁아지는 경향을 보이고 있다.

한편, steel A의 표면조도(Ra)는 $1.13\mu\text{m}$ 인데 반하여 steel B의 경우는 $0.56\mu\text{m}$ 로 요철이 적은 표면을 가지고 있었기 때문에 접촉저항이 적게되어 소정의 온도를 얻는데 더 많은 전류가 필요하였던 것도 또 다른 이유로 여겨지나, 이 경우는 동일조건에서 표면조도만을 변화시킨 실험이 필요한 것으로 사료된다. 일반적으로는 강재의 용접성 향상대책의 하나로써 표면조도를 적정한 값으로 조정하는 방법이 제기되고 있다.

3.2. 용접부 정적강도 특성

3.2.1 전단인장강도

Spot 용접부의 전단인장강도(이하 : TSS)는 재료의 두께, 모재의 인장강도 및 nugget 크기 등과 상관관계가 있다.⁹⁾ 이 중에서 두께와 모재의 특성이 이미 결정된 사항이라면 용접부 강도는 nugget 크기에 직접 의존하게 되는데 실용성면에서 용접전류와 시간의 조합에 의하여 nugget 크기를 조정할 수가 있다.

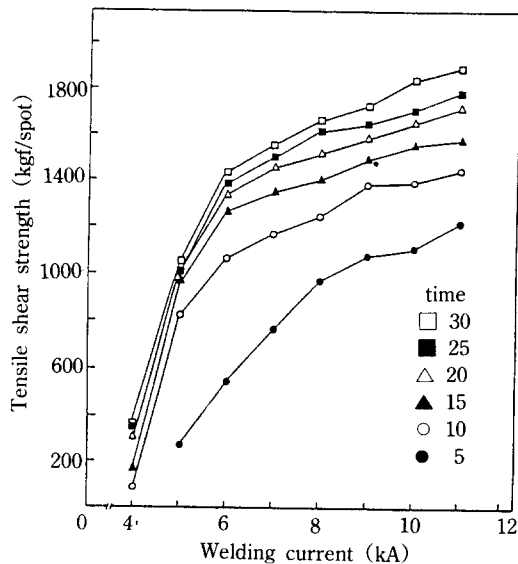


Fig. 2 Effect of welding current on tensile shear strength (steel A)

Fig.2 는 steel A의 용접전류 변화에 따른 TSS 변화를 용접시간별로 나타낸 그림이다. 용접시간 15 cycle이상의 경우, 전류가 4-5kA 구간에서 급격한 강도의 증가를 보이고 있으며 이러한 경향은 6kA까지 이어지다가 그 이후부터는 다소 완만해져 포화되고 있다. 이에 비하여 용접 시간 10cycle의 경우는 9kA 이후에 비로소 앞서의 결과와 유사하게 되고 있다.

JIS 규격¹⁰⁾에는 피용접재의 두께별로 전단 인장강도의 판정 기준을 제시하고 있는데 두께 1.3mm의 80kg/mm²급 고장력강의 경우, A급(특별히 강도를 요구하는 용접부 강도)은 1048 kg/spot의 값을, B급(강도를 요구하는 용접부 강도)의 경우는 944 kg/spot의 값을 나타내고 있다. 이러한 기준에 의거 용

접시간 15cycle 및 용접전류 5kA 근처가 적절한 용접조건임을 감안할때 이 부분이 적정용접범위의 하한계선으로 생각된다. 한편, 전류가 충분한 11kA 이상의 구간에서는 강도의 증가는 기대할 수 있지만 입열량이 과다하여 indentation이 깊게 되고 spatter가 발생하기 때문에 용접부 품질과 생산성 측면에서 적정 시공조건이 되지 못한다.

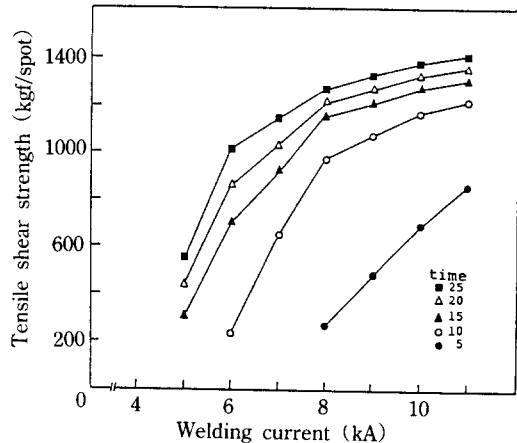


Fig. 3 Effect of welding current on tensile shear strength (steel B)

Fig.3 은 steel B의 경우로 용접전류가 증가함에 따라 TSS는 증가하고 있으나 초기 기울기는 steel A에 비해 적었고 강도값도 낮았다. 이것은 TSS가 모재의 인장강도에 직접 관계하고 있기때문으로 기존의 많은 실험결과¹¹⁾들과 일치하고 있다. 전술한 규격에 의한 판정기준을 적용할때 이재료의 적정 용접조건인 하한계선은 용접시간 15cycle에서 용접전류 7.2kA가 된다. 특히, 이 강재의 경우 용접시간이 5cycle 일때는 용접전류를 충분히 준다 하더라도 기준강도를 얻지 못하므로 전류실정에 앞서 적정한 용접 시간의 설정이 요구된다 할수있다.

3.2.2 +자 인장강도 및 연성비

일반적으로 재질이 고장력화 함에 따라서 spot용접부의 TSS는 증가하지만 +자 인장강도(이하 : CTS)는 거의 변화가 없기 때문에 고장력강 용접부의 강도향상을 저해하는 가장 큰 요인이 되고 있다.

Fig.4 는 용접전류와 CTS와의 관계를 나타낸 것이다. Steel A의 경우 용접전류 6kA 이상의 영역에

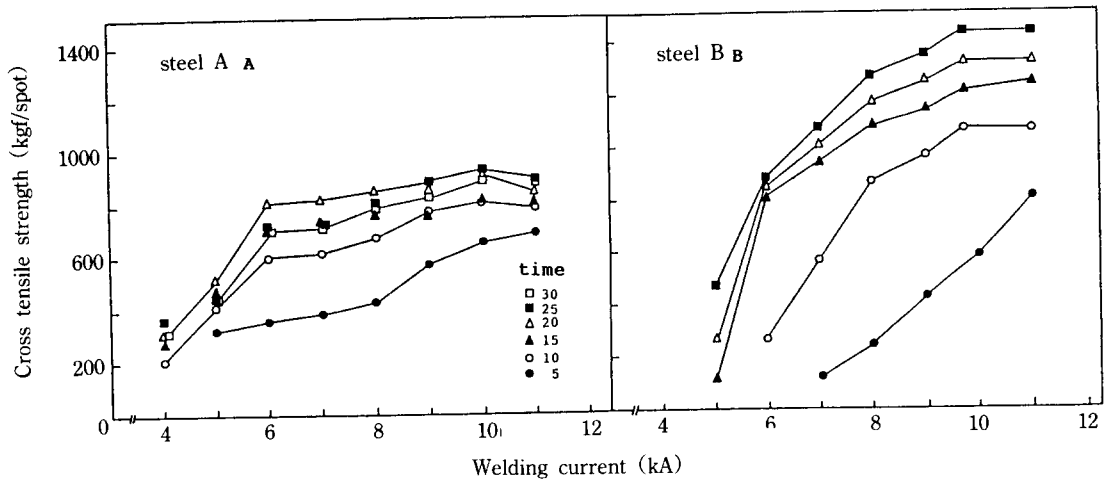


Fig. 4 Effect of welding current on cross tensile strength

서는 전류가 증가하여도 강도는 거의 변화하지 않고 있다. 뿐만 아니라 그 값도 앞서의 전단인장강도값에 비해 매우 낮고, 용접시간의 영향도 전단인장때와는 달리 20cycle을 최고점으로 하여 그 이상에서는 오히려 CTS가 저하하는 현상을 보이고 있다. 이처럼 고장력강재의 CTS가 크게 저하하는 이유는, 파괴 mode 특성상 전단응력이 주로 작용되는 TSS보다는 전단응력이 전혀 없이 인장응력만 작용되는 CTS에 더 큰 영향을 미치는 기하학적 인자 때문으로 사료되며, 또한 모재의 화학조성과 관계가 깊을 것으로 여겨진다. 즉 Table 1에서 steel A의 탄소당량(Ceq)은 0.48로서 매우 높은 값을 나타내고 있기 때문에 용접부는 쉽게 경화될 것이 예상되며 이럴경우 균열의 진전이 쉬울 것이라는 것도 하나의 이유로 사료되나 아직 명확히 해석되지는 않고 있다¹²⁾.

저항용접은 일반 arc 용접과는 달리 열전도도가 좋은 구리를 접촉 전극재료로 사용할 뿐만 아니라 전극 자체가 냉매역할을 하므로 용접부의 냉각효과가 크다. 용접시 경화성 강재의 기준을 arc용접에서는 통상 0.3이 한계량으로 여겨지는 반면에 저항용접에서는 0.25정도로 Ceq의 한계량이 저하하고 있다¹²⁾.

이러한 경향은 steel B의 실험결과에서 매우 잘 나타나고 있는데, steel B의 Ceq는 0.19로서 steel A에 비하여 용접부의 경화가 경미하였다.

경화정도를 판단하는 실용적 척도로는 다음식으로 표시되는 연성비가 있다.

$$D.R = \frac{C.T.S}{T.S.S} \times 100 (\%)$$

여기서 D.R : 연성비(%)

T.S.S : 전단인장강도(kg/spot)

C.T.S : + 자인장강도(kg/spot)

통상 이 값은 60% 이상이 요구되나 고장력강의 경우는 이보다 훨씬 낮은 값을 나타내고 있어 강재 개발 및 용접공정상 개선해야될 문제로 남아 있다.

Fig.5 에 본 실험에 사용된 강재들의 전류변화에 대한 연성비의 변화를 보였다. Steel B의 경우 적정 범위(7-11kA)에서는 90% 정도의 연성비를 나타내므로써 용접성이 매우 우수한 강재임을 알 수 있는데 비하여, steel A는 적정 범위(5-11A)에서 평균 50% 정도의 연성비를 보임으로서 연성을 확보할 수 있는 대책이 필요한 것으로 사료된다. 연성비는 두께가 두꺼워질수록 증가하는 것으로 보고되고¹³⁾ 있으나 고장력강 본래의 목적이 경량화에 있기때문에 이방법의 적용은 적절치 못하다. 연성비 저하에 대한 대책으로는 강재 제조과정에서 temper 처리를 하여 급냉에 의한 경도상승을 억제하는 방법이 있고, 용접공정상의 방법으로는 통전후 holding time을 적게 하여 온도구배를 완만하게하는 기법¹²⁾이 있으나 용착부의 건전성을 해치는 경우가 있어 주의를 요한다. 용접설계 측면의 고려로서 용접부재가 박리 방향으로 하중이 걸릴 경우에는 용접점수를 늘리는 것도 하

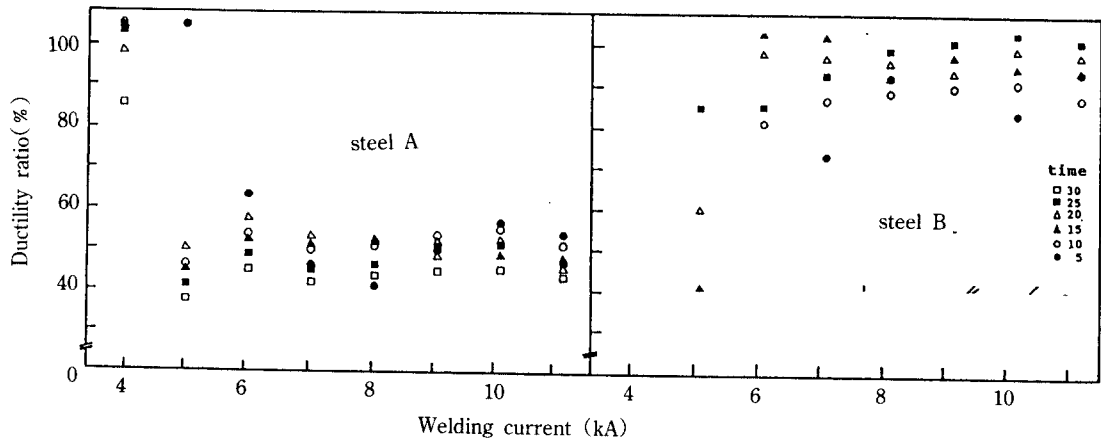


Fig. 5 Effect of welding current on the ductility ratio of spot weld

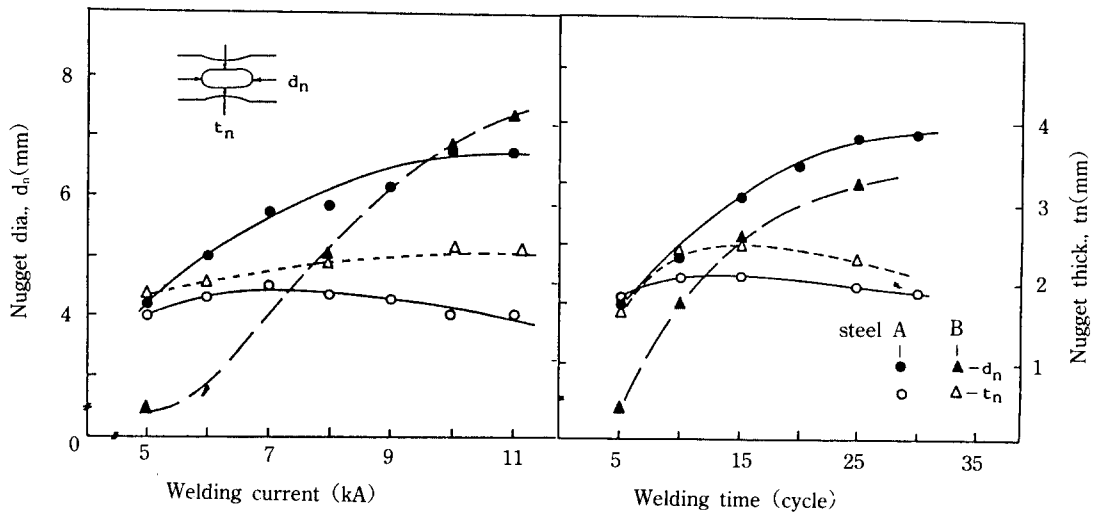


Fig. 6 Effect of welding parameters on the nugget formation

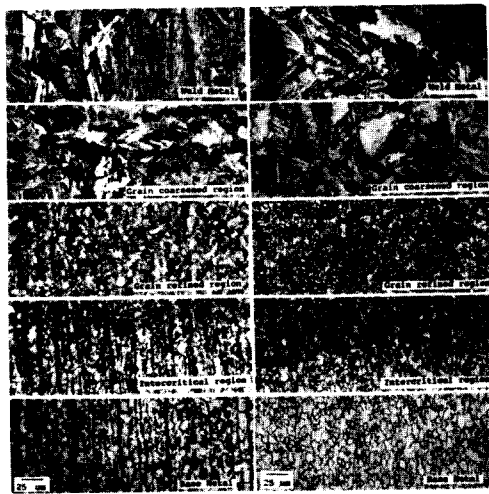
나의 방법으로 제시되고 있다.

3.3. 용접부의 야금학적 고찰

앞에서 서술한 바와 같이 spot 용접부 강도는 다른 용접조건이 일정할 때에 용접전류 및 용접시간과 밀접한 관계를 가지고 있다. 즉, 용접부의 정적강도는 재료의 종류에 따라서 그 정도의 차이는 있으나, 일반적으로 용접전류와 시간이 증가함에 따라 증가하고 있다. 용접전류와 용접시간은 용접발열량($H=0.24 I^2$

Rt)과 직접적인 관계가 있고, 그 결과 용접부의 형상 및 용접부 조직과 결합발생등에는 어떤 영향이 있는지에 대하여 고찰해 보았다.

Fig.6 은 용접전류 변화에 따른 nugget 크기변화를 나타낸 것이다. Nugget 직경은 용접전류와 용접시간의 증가에 따라 계속 증가하고 있다. 그러나 nugget의 두께는 어느정도 증가하다가 약간 감소(혹은 일정함)함을 보여주고 있는데 이는 과도한 에너지로 용접할 경우 전극압력에 의한 indentation이 깊어지기 때문이다. Fig.7 에는 실험에서 관찰된 전형적인 nug-



(a) (b)
Fig. 7 Microstructures of weld nugget
 (a) steel A (b) steel B

get 및 HAZ의 미세조직을 보여주고 있다. Steel A에서는 $C_{eq}(0.48)$ 로 부터 예상할 수 있듯이 높은 경화능을 가지고 있기 때문에 nugget부와 조립역은 거의 전부 martensite 조직을 가지고 있을뿐 아니라 미세립역에서도 martensite가 상당량 존재하고 있다. 또, intercritical영역에서는 ferrite matrix에 lower bainite 조직도 관찰된다. Steel A는 모재강도를 향상시키기 위하여 소정의 열처리를 실시하여 martensite band가 ferrite내에 존재하게 한 dual phase강이나 용접열 cycle에 의하여, 특히 intercritical 영역에서는 냉각속도가 당초의 열처리 때보다 낮아 martensite가 아닌 lower bainite가 형성되어서 경도값도 모재수준인 200Hv 정도였다. 그러나, HAZ는 거의 전부 martensite 조직으로 되어있기 때문에 용착금속부와 같이 0.112% C강이 가질 수 있는 최대의 경도값인 400Hv 정도를 보여주었다.

이에 비하여 steel B는 낮은 경화능($C_{eq} : 0.19$) 때문에 nugget부와 조립역에서만 전형적인 저탄소 martensite 조직이 관찰되었고 미세립역과 intercritical 영역에서는 약 10% 내외의 pearlite가 ferrite matrix에 존재하여 있다.

한편, 모재내에서는 pearlite가 거의 관찰되지 않았는데 이는 강도를 증가시키는 NbC 석출과 결정립 미세화를 위한 열처리시 cementite가 구상화 함으로써 pearlite를 관찰할 수가 없었다.

Spot용접부의 인장시험시에는 용접부에 notch가 존재할 수 있기 때문에 이 notch 선단의 위치가 용접부의 인장강도와 파괴경로에 상당한 영향을 미칠 것으로 예상되어 진다. 일반적으로 notch 선단이 용융선 부근에 위치할 것으로 사료되지만 용접시의 공정여건 (metal flow, spatter등)에 의해서 HAZ 중간 또는 intercritical 영역까지 들어갈 경우도 있다. Fig.8 은 본 실험에서 관찰된 notch의 형상을 보여주고 있다. (a)

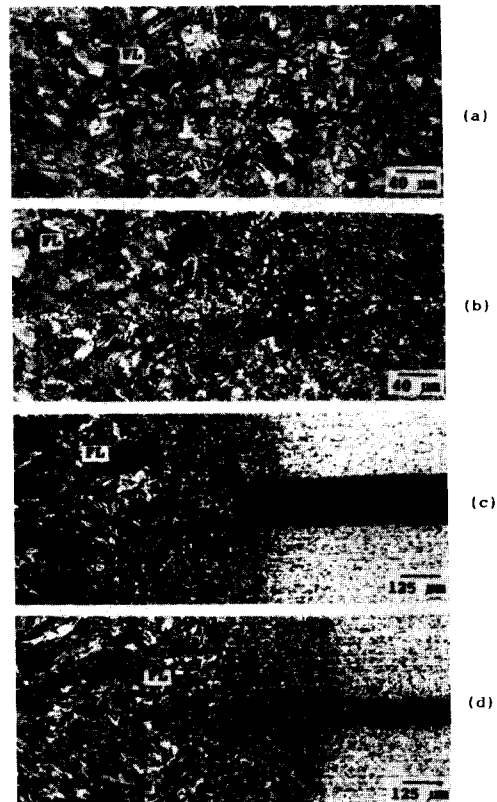


Fig. 8 Location of notch tip

- (a) fusion line
- (b) H A Z
- (c) grain coarsened region
- (d) grain refined region

의 경우에는 적정 용접범위에서 가장 많이 관찰된 경우로서 notch선단이 용융선 부근에 존재한 것이다. 용접전류와 시간이 상한계선에 가까워 질수록 증가된 발열량에 의한 용융금속 형성과 가압력에 의한 metal flow가 notch 선단위치를 조립역(d), 미세립역(b)

등으로 이동 시킨다. 만약 용접전류와 용접시간이 상한계선에 있거나 가압력 부족시에는 상당한 spatter등이 일어나 (c)처럼 용융금속이 밀려나 그 상·하부에 notch를 형성하므로서 notch 선단이 모재에 위치하는 경우도 있다. 이와같이 notch 선단의 위치가 이동함에 따라 spot 용접부의 인장강도와 파괴 mode는 매우 다양하게 변할것으로 예상되어 진다.

본 연구에서 관찰한 결과에 의하면 notch 선단이 용융선 부근에 위치할 때에는 대부분의 파괴가 용융선 부근에서 시작되어 용접금속부로 진전되거나 nugget와 HAZ 경계부를 통해 파괴됨으로써 button형의 파단형태를 나타내었다. 그러나 notch 선단이 HAZ로 이동함에 따라 HAZ 부분의 조직이 앞에서 서술한 바와 같이 martensite이므로 강도(경도)가 모재보다 높기 때문에 파괴가 HAZ에서 시작되어 모재로 전파하는 경향을 보이고 있었다.

4. 결 론

80 kg/mm² 급 자동차용 고장력강판과 비교재인 45 kg/mm² 급 냉연강재를 대상으로 하여 spot 용접성을 검토한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) Spot 용접부 성능을 확보할 수 있는 강종별 적정용접조건 범위는 다음과 같다.
- 2) 정적강도 시험결과 전단인장강도는 용접전류와 시간에 큰 영향을 받고 있으며, 재료가 고장력화할수록 하한계선 부근에서 용접시간의 영향은 커지고 있다.
- 3) 연성비는 45 kg/mm² 급 강재의 경우 90% 정도를 나타내어 용접성이 우수한 재료로 판단되었다. 또, Ceq가 높은 80 kg/mm² 급 강재는 50% 정도를 나타내므로서 재료관점에서의 특별한 성분설계가 요구되나 하한계선 부근의 용접조건에서 연성비를 10% 이상 높일 수 있었다.

강 종	두께(mm)	용접전류(kA)	용접시간(cy.)	공 통 조 건
80 kg.mm ² 급	1.3	5.0-11.0	15	압 력 : 250kg 유지시간 : 20cy. 전 극 : dome(6mm)
45 kg.mm ² 급	1.5	7.2-11.0	15	

參 考 文 獻

- 1) 武智：自動車用高强度鋼板의 製造技術, 鐵と鋼, Vol.63, No.9(1982), p.1244
- 2) 西：自動車用高張力薄鋼板의 스폿트 용접성評價研究, 製鐵研究, 第307號(1982), p.56
- 3) J.W.Mitchell：Resistance Spot Welding of Microalloyed Steels for Automotive Applications, Micro Alloying 75, p.94
- 4) W.O.Dinsdale：The Welding Institute Report, November, 1974, p.66
- 5) 順藤：高强度薄鋼板의 스폿트 용접성, 鐵と鋼, Vol.68, No.9(1982), p.285

- 6) JIS Hand book：スポット 용접繼手의引張せん斷試驗方法, Z 3136, 1984
- 7) JIS Hand book：点용접繼手의引張試驗方法, Z 3137, 1984
- 8) 田村：高張力鋼板의点용접性에關する實用的檢討, 抵抗용접研究委員會 RW-208-81
- 9) 近藤：最近의自動車用亞鉛ツッキ鋼板みび高張力鋼板의抵抗스포트용접(1), 용접學會誌, 第55卷, 第2號(1986), p.42
- 10) JIS Hand book：스포트용접部의 檢査方法, Z 3140, 1984
- 11) 能勢：高張力薄鋼板의 스폿트 용접성, 抵抗용접研究委員會, RW-149-78
- 12) 奥田：現代용접技術大係, 第32卷, 産報出版, 1980, p.327
- 13) 田中：高强度冷延鋼板의 스폿트 용접성, 鐵と鋼, 第68年(1982), 第9號, p.316