

아연도금 강판과 고장력 강판 3겹 점용접물의 용접특성 평가

권 일 현²⁾ · 김 회 현¹⁾ · 백 승 세¹⁾ · 양 성 모²⁾ · 유 효 선²⁾

전북대학교 정밀기계공학과 대학원¹⁾ · 전북대학교 기계항공시스템공학부 자동차 신기술 연구센터²⁾

Evaluation of Welding Characteristics on 3-Lap Spot Joint of Zinc Coated Steel Sheet and High Strength Steel Sheet

Il-Hyun Kwon²⁾ · Hoi-Hyun Kim¹⁾ · Seung-Se Baek¹⁾ · Seong-Mo Yang²⁾ and Hyo-Sun Yu²⁾

¹⁾Department of Mechanical Engineering, Graduate School, Chonbuk University, Jeonbuk 561-756, Korea

²⁾Faculty of Mechanical and Aerospace Engineering, Automobile High Technology Research Center, Chonbuk University, Jeonbuk 561-756, Korea

(Received 28 February 2005 / Accepted 30 June 2005)

Abstract : In general, multi-lap spot weld joints are frequently present in automobile. Most research, however, has been focused on the single-lap spot weld joints until now. In this paper, tensile-shear strength tests are performed to examine the weldability of 3-lap spot joint welded by using the high strength steel sheet and the zinc coated steel sheet. The indentation depth and nugget diameter are used to propose the optimum welding conditions. The weldability is affected by the welding current and welding time for 3-lap spot joint. Meanwhile the expulsions is found to decrease with the increase of electrode force. The optimum welding conditions are presented for 3-lap spot joints of high strength steel sheet and zinc coated steel sheet.

Key words : Tensile-shear strength(인장-전단강도), Weldability(용접성), 3-lap spot joint(3겹 점용접물), Indentation depth(압흔깊이), Nugget diameter(너깃직경), Optimum welding condition(최적 용접조건)

1. 서론

현대의 자동차는 단순히 기존의 주행성능 또는 물품야적 성능만을 요구하는 것에서 탈피하여 보다 안락하고 쾌적한 분위기를 추구하는 소비자의 요구에 따라 각 산업분야에서의 첨단기술 및 부품들이 망라되는 초 집약적인 분야로 부상하고 있다. 그러나 이들 첨단 기술 또는 부품들을 자동차에 적용시킴에 따라 피할 수 없는 것이 자동차 중량의 증가라 할 수 있고, 이는 결국 자동차의 연비감소와 CO₂ 가스의 증가를 유발하기 때문에 이를 해결할 수 있는 개

선방법이 필요하다 할 수 있다. 이에 대응하여 최근 자동차 제조업체에서는 차세대 핵심기술로서 차체 경량화에 큰 관심을 기울이고 있다.¹⁾ 이는 자동차 차체 경량화가 연비향상 측면뿐만 아니라 자동차 내에 첨단 부품들의 적용에 따른 차체 중량 증가를 억제시킬 수 있는 궁극적인 방법이기 때문이다. 차체 경량화를 위해서는 여러 가지 방법들이 제안되고 있으나 그 중에서도 가장 주목 받고 있는 것이 차체 재료의 경량화 실현이라 할 수 있다.²⁾

1960년대까지 냉연강재가 자동차 차체 재료로서 사용되었으나, 최근 경량화, 방청화 및 충돌 안전성 등과 같은 요구 증가로 인해 고장력 강판 및 아연도금강판의 사용 증가로 이어지고 있어 이들 강판에

*To whom correspondence should be addressed.
crack67@paran.com

대한 용접성 평가에 대한 연구가 필요하다.³⁾ 현재 북미시장에 수출되고 있는 자동차의 경우 고장력 강판과 아연도금강판을 모두 사용하고 있어 이중 강판간의 용접성 평가도 시급한 과제로 되고 있다. 또한 자동차 차체는 충돌 안전성을 개선하기 위해 3겹 점용접부가 존재하게 되어 이에 대한 용접강도 평가가 요구되나 지금까지 보고된 연구들은 2겹 점용접물의 용접특성에 대한 것이 대부분이어서 이에 대한 연구가 필요한 실정이다.^{4,7)}

본 연구에서는 최근 차체 경량화, 충돌 안전성 및 방청화를 위해 사용되고 있는 고장력 강판 및 아연도금강판을 대상으로 다양한 용접변수에 따른 3겹 점용접물을 구성하여 용접강도를 평가하였다. 또한 용접조건에 따라 형성되는 압흔깊이와 용접강도 사이의 관계를 이용하여 적정 용접범위를 제안하였고, 이들 적정 용접범위를 너짓직경의 관찰을 통한 유효 너짓직경 결과와 비교하여 그 신뢰성을 검증하였다. 최종적으로 현재 자동차 차체 재료로 사용되고 있는 아연도금강판을 대체할 고장력 강판 적층재의 용접특성 및 적정 용접조건을 아연도금강판과 고장력 강판 적층재에서 얻은 결과와 비교·평가하였다.

2. 재료 및 실험방법

2.1 시험 재료 및 시험편

본 연구에서 사용된 재료는 자동차 차체 제작용으로 널리 사용되는 두께 1.4mm인 EZNCEN 전기아연도금강판과 두께 1.4mm인 HS40R 고장력 강판이다. 3겹 점용접물의 인장전단강도 평가를 위한 시험편은 Fig. 1에 보인 것과 같이 강판을 길이 100mm, 폭 30mm로 절단하여 두 강판을 30mm 겹친 후, 강판 사이에 길이 30mm의 강판을 삽입하여 제작하였다. 용접조건에 따른 인장전단강도 평가를 위한 3겹 시험편은 1.4(H)+1.4(H)+1.4(H)와 1.4(E)+1.4(H)+1.4(H)의 두 종류로 제작하였고, 언급된 숫자는 강판의 두께와 적층 순서 그리고 H와 E는 각각 고장력 강판 및 아연도금 강판을 의미한다. Table 1과 Table 2에 각각 EZNCEN과 HS40R 강판의 화학적 조성 및 점용접에 사용된 용접조건을 나타내었다.

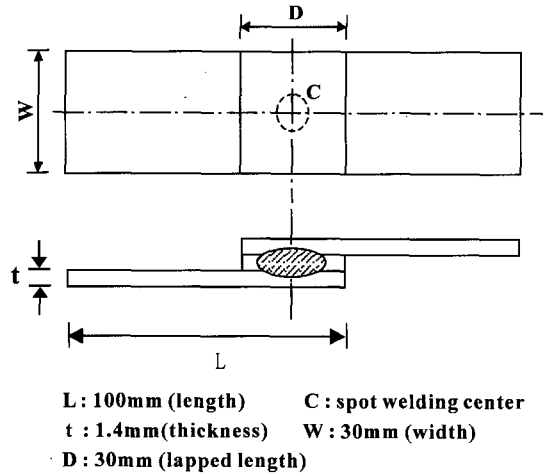


Fig. 1 Dimensions and configuration for spot welding specimens

Table 1 Welding condition

Welding current (kA)	Electrode force (kN)	Squeeze time (cycle)	Welding time (cycle)	Holding time (cycle)
4-12	20-40	30	10, 15	10

Table 2 Chemical compositions of base metals (wt%)

	C	Mn	P	S	S-Al
HS40R	0.0876	0.74	0.124	0.0036	-
EZNCEN	0.013	0.11	0.14	0.05	0.03

2.2 점용접 및 실험방법

점용접 시험편 제작을 위한 용접기는 단상교류식 단 타점(single point) 공압으로 작동하는 정치식(150KVA) 용접기이다. 용접조건은 용접기에 부착된 계기를 통하여 설정하였다.

전극 가압력(electrode force)은 20kN 용량의 하중 측정기(CASC1-5010, Korea)를 사용하여 측정하였다. 용접에 사용된 전극은 R형(dome식) Cr-Cu재질 전극으로, 선단경은 $\phi 6\text{mm}$ 로 피용접물의 두께 t에 대하여 RWMA(Resistance Welders Manufactures Association)에서 권장하고 있는 $5\sqrt{t}$ 의 범위로 선정하였다.

점용접물의 인장전단강도 평가 시험은 용량 15ton의 인장시험기를 사용하여 시험속도 2 mm/min.로 수행하였다.⁸⁾ Fig. 2에 인장-전단시험장치의 개략도를 나타내었다. 또한, 마이크로미터(micro-

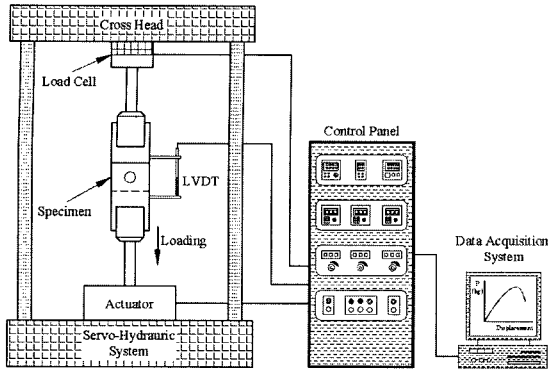


Fig. 2 Schematic diagram for illustrating tensile-shear testing

meter)를 이용하여 용접조건 변화에 따른 압흔 깊이를 측정하여 적정 용접조건의 판정에 이용하였다.

3. 실험결과 및 고찰

3.1 용접조건에 따른 인장-전단강도 평가

일반적으로 자동차 생산 현장에서의 점용부의 전성 평가를 위한 가시적인 방법으로 비산(expulsion) 발생의 유무가 사용되고 있다. 이에 주목하여 본 연구에서도 점용접 조건 변화에 따른 강도 평가를 위해 용접 시 그리고 시험이 종료된 시험편을 대상으로 비산 발생 유무를 관찰하여 KS B 0850 규격에서 요구하고 있는 최소 점용접 강도 기준을 만족하는 용접조건을 조사하는데 이용하고자 하였다.⁹⁾

Fig. 3의 (a)와 (b)는 각각 HS40R 고장력강판 1.4(H)+1.4(H)+1.4(H) 점용접 시험편의 용접조건 변화에 따른 인장-전단강도이다. 그림 중에는 KS B 0850에서 권장하는 인장전단강도 규격 및 용접시 발생한 비산을 표시하였다. 여기서 KS 인장-전단강도 기준은 3겹 점용접 시험서 최소 인장강도를 나타내는 강판 두께를 기준으로 하여 산정하였고, 이는 인장-전단시험 중 파괴가 모든 시험편에서 인장강도가 낮은 시험편에서 발생하였기 때문이다.

그림에서 알 수 있듯이 모든 가압력 및 용접시간에서 용접전류의 증가에 따라 인장-전단강도가 점차적으로 상승하고 있음을 알 수 있다. 동일 용접전류에서 얻어진 용접강도를 살펴보면 용접시간이 10cycle에서 15cycle로 증가할수록 전반적으로 상승하고 있음을 알 수 있다. 그러나 동일 용접전류에서

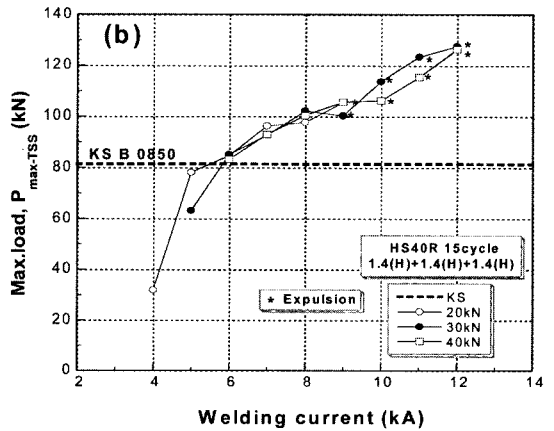
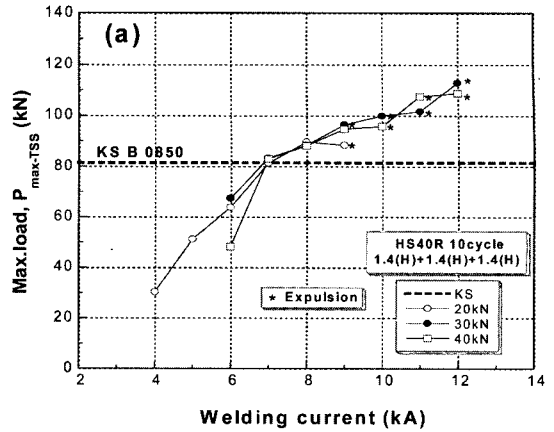
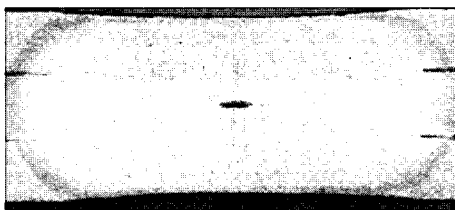


Fig. 3 Tensile-shear strength with various welding conditions

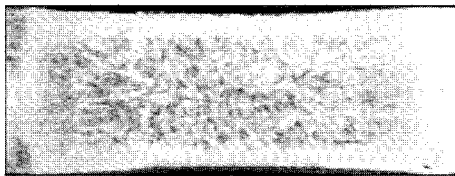
용접시간 증가에 따른 강도 차이는 용접전류가 고전류측으로 이동함에 따라 그 차이는 거의 보이지 않고 있다. 동일전류 및 동일 용접시간에서 가압력 변화에 따른 강도를 살펴보면 전반적으로 가압력 증가에 따른 용접강도 변화는 관찰되지 않고 있다. 그러나, 그림에서 보이듯이 모든 용접조건에서 가압력이 증가할수록 비산이 발생하는 초기 전류값이 고전류측으로 이동하고 있음을 관찰할 수 있다. 따라서 가압력 증가는 용접강도에 거의 영향을 주지 않으나 비산의 발생 억제에는 효과적이라는 것을 알 수 있다. 이상으로부터 HS40R 강판 1.4(H)+1.4(H)+1.4(H) 점용접물의 인장-전단강도는 용접전류 및 용접시간의 증가에 따라 상승하지만 가압력과는 무관함을 확인할 수 있다.¹⁰⁾

일반적으로 점용접부의 강도특성은 너트의 크기 및 형상과 밀접한 관계를 가지는 것으로 알려져 있

다. 이에 주목하여 본 연구에서도 대표적으로 용접 전류에 따른 너깃 관찰을 행하여 Fig. 4에 제시하였다. 그림에서 보이듯이 용접 입열량이 부족한 (a) 시험편에서는 너깃경의 형성이 관찰되었으나 시편 양 끝단에 미압접 상태를 확인할 수 있다. 그림 (b)의 시험편의 경우는 너깃부와 열영향부가 충분한 압입에 의해 양호한 형상의 너깃과 코로나 본드(corona bond)가 형성되어 있음을 알 수 있다. 반면에 그림 (c)의 시험편의 경우는 과도한 입열량 및 압입에 의해 너깃부가 뒤뜰린 형상을 보이고 있고 너깃부 내에도 불안정한 응고에 의한 공공(void)이 보이고 있다. 이 같은 관찰로부터 비록 그림 (c)의 시험편에서 얻어진 인장강도가 다른 시험편의 것에 비해 가장 높다 할지라도 피로강도는 그림 (b)의 시험편의 것에 비해 현저히 감소할 것으로 추론된다. 즉 피로균열은 너깃 선단부에서 개시하므로 너깃 선단부의 직경이 작은 그림 (c)의 시험편의 선단부에 응력집중이 발생하여 피로강도의 감소를 초래할 것으로 생각된다.¹¹⁾



(a) 30kN 15cycle 5kA (DN = 5.3mm)



(b) 30kN 15cycle 7kA (DN = 5.9mm)



(c) 30kN 15cycle 11kA (DN = 6.9mm)

Fig. 4 Representative cross section of spot weld zone for 1.4(H)+1.4(H)+1.4(H) specimens

HS40R 강판 1.4(H)+1.4(H)+1.4(H) 점용접물의 적정 용접조건을 조사하기 위해 먼저 KS 규격을 만족하고 비산 발생이 확인되지 않는 용접조건을 살펴보았다. 용접시간 10cycle에서 얻어진 강도곡선에서 KS규격을 만족하는 가압력 및 용접전류는 20~30kN, 약 7~9kA 그리고 40kN, 약 7~10kA 임을 알 수 있다. 동일한 방법으로 용접시간 15cycle에서 얻어진 강도곡선에서 KS규격을 만족하는 가압력 및 용접전류는 20~30kN에서 6~9kA와 40kN에서 약 6~10kA 임을 알 수 있다. 이상의 용접시간 15cycle에서 얻어진 결과를 10cycle에서 얻어진 적정 용접조건과 비교해 보면 적정 용접강도를 나타내는 점용접물을 구성하기 위해 15cycle의 용접시간이 비교적 낮은 전류를 필요로 할 뿐만 아니라 적정 용접강도를 나타내는 용접물 구성이 가능한 용접전류 및 가압력의 범위도 넓기 때문에 현장 적용성 측면을 고려할 때 용접시간은 15cycle이 보다 적절하다 할 수 있다.

Fig. 5의 (a)와 (b)는 각각 EZNCEN과 HS40R 강판 1.4(E)+1.4(H)+1.4(H) 점용접 시험편의 용접전류 · 가압력 · 용접시간변화에 따른 인장-전단강도를 나타내고 있다. 그림에서 알 수 있듯이 용접전류의 증가와 더불어 인장-전단강도가 점차적으로 상승하고 있음을 알 수 있다. 또한 동일 용접전류에서 얻어진 용접강도는 용접시간이 10cycle에서 15cycle로 증가할수록 전반적으로 상승하고 있음을 알 수 있다. 그러나, 동일 용접전류에서 용접시간 증가에 따른 강도 차이는 용접전류가 고 전류측으로 이동함에 따라 그 차이는 거의 보이지 않고 있다. 동일 전류 및 동일 용접시간에서 가압력 변화에 따른 강도를 살펴보면 전반적으로 가압력 증가는 오히려 인장-전단강도의 감소를 초래하고 있음을 알 수 있다. 그러나 그림에서 보이듯이 모든 용접조건에서 가압력이 증가할수록 비산이 발생하는 초기 전류 값이 고 전류측으로 이동하고 있음을 관찰할 수 있다. 따라서 가압력이 비록 용접강도에 나쁜 영향을 주고 있다 할지라도 비산의 발생 억제에는 효과적이라는 것을 알 수 있다. 이상으로부터 EZNCEN과 HS40R 강판 1.4(E)+1.4(H)+1.4(H) 점용접물의 인장-전단강도는 용접전류 및 용접시간의 증가에 따

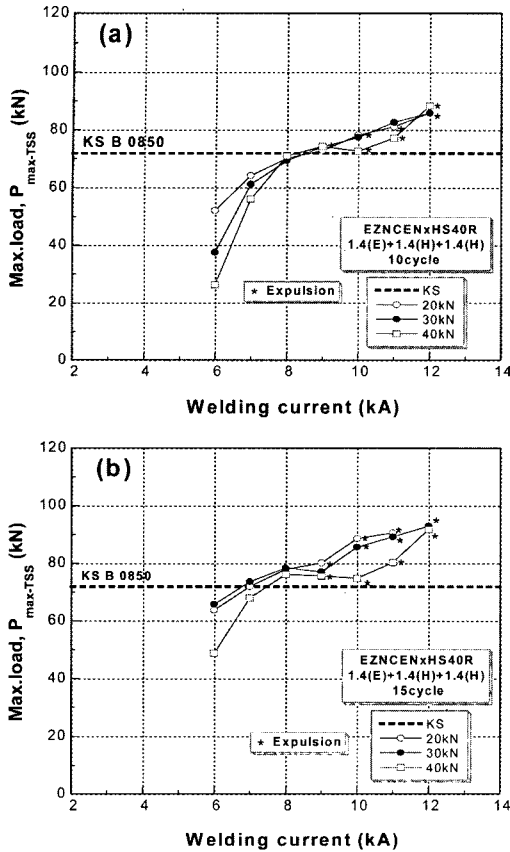
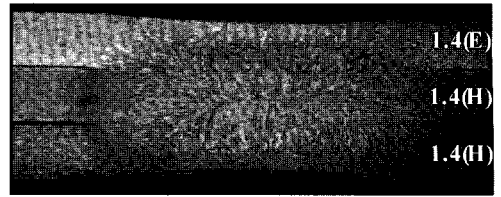


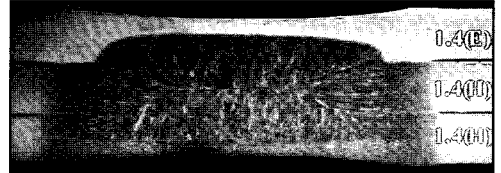
Fig. 5 Tensile shear strength with various welding conditions

라 상승하지만 가압력 증가는 오히려 용접강도를 저하시킴을 확인할 수 있다.

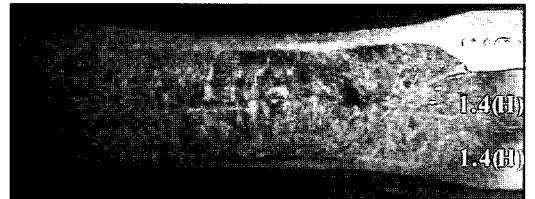
용접조건에 따른 점용접부의 강도특성과 너깃 형상에 대한 상관관계를 조사하기 위해 너깃 관찰 결과를 Fig. 6에 나타내었다. 그림에서 보이듯이 (a) 및 (b) 시험편에서는 비교적 양호한 너깃경이 형성이 되었음을 알 수 있고 이에 의해 KS B 0850 규격을 만족하는 강도특성을 나타냄을 확인할 수 있다. 그림 (c)의 시험편의 경우는 과도한 입열량에 의해 너깃 부가 뒤틀린 형상을 보이고 있다. 여기에서 주목할 만한 것은 용접 전류의 증가에 따른 각 시험편에서 나타난 열영향부의 크기 및 그 발생 위치이다. 즉 용접시간이 증가함에 따라 열영향부는 점차 증가하고 있고 그 발생 위치는 HS40R 강판에 편중되어 발생하고 있음을 알 수 있다. 이 같은 결과로부터 비록 그림 (c)의 시험편에서 얻어진 인장강도가 가장 우수하다 할지라도 피로균열 개시수명은 그림 (a) 및



(a) 30kN 15cycle 6kA (DN = 4.87mm)



(b) 30kN 15cycle 8kA (DN = 5.23mm)



(c) 30kN 15cycle 10kA (DN = 6.02mm)

Fig. 6 Representative cross section of spot weld zone for 1.4(E)+1.4(H)+1.4(H) specimens

(b)의 시험편에 비해서 감소할 것으로 추론된다. 이는 (c)의 시험편의 경우 너깃 선단부의 직경이 다른 시험편의 것에 비해 작을 뿐만 아니라 입열량에 의한 경화역이 크기 때문에 피로균열 감수성이 증가할 것으로 생각되기 때문이다.¹²⁾

EZNCEN과 HS40R 강판 1.4(E)+1.4(H)+1.4(H) 점용접물의 적정 용접조건을 조사하기 위해 먼저 KS 규격을 만족시키는 용접조건을 살펴보았다.

용접시간10cycle에서 얻어진 강도곡선에서 KS 규격을 만족하는 가압력 및 용접전류는 20~30kN, 약 8~9kA임을 알 수 있다. 이는 20kN, 9kA의 조건도 KS 강도규격을 만족하고 있으나 용접 시 expulsion의 발생이 확인되어 적정 용접조건으로 설정하기 어렵기 때문이다. 동일한 방법으로 용접시간 15cycle에서 얻어진 강도곡선에서 KS 규격을 만족하는 가압력 및 용접전류는 20~30kN에서 7~9kA과 40kN에서 약 7.5~10kA임을 알 수 있다. 앞서 서술한 바와 같이 용접시간 15cycle에서 얻어진 적정 용접 조건이 10cycle에서의 것에 비해서 용접전류 및

가압력의 범위도 넓기 때문에 현장 적용성 측면을 고려할 때 용접시간은 15cycle이 보다 적절하다 할 수 있다.

일반적으로 용접 시 발생하는 비산은 용접단면적 감소를 야기시킬 뿐만 아니라 응력 집중부로 작용하여 파괴강도의 감소를 초래하는 것으로 알려져 있다. 이에 주목하여 본 연구에서는 이중 재료 다층 점용접 시 비산의 발생 위치를 조사하였다. 그 결과 Fig. 7에서 보이듯이 모든 용접조건에서 비산은 대부분 동종 재료의 적층 부위 보다는 이중 재료의 적층 부위에서 발생하고 있음이 확인되었다. 이 같은 결과는 EZNCEN과 HS40R 강판의 점용접 시 양호한 품질의 점용접물을 구성하기 위해서는 이중 재료의 접합면의 용접 조건이 매우 중요하다는 것을 의미하고 있다 할 수 있다.

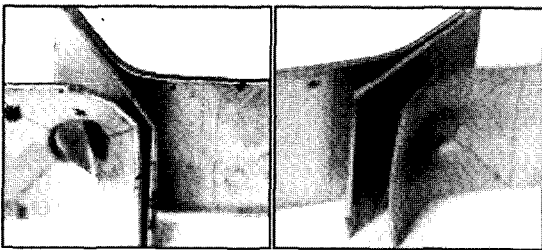


Fig. 7 Macrostructure showing expulsion at the edge of weld zone for 1.4(E)+1.4(H)+1.4(H) specimens

3.2 용접조건에 따른 압흔 깊이 평가

일반적으로 적정 용접조건을 설정하기 위해서는 점용접재의 인장-전단강도와 너깃 직경을 관찰하여 KS 규격의 만족 여부로 판정하고 있다. 그러나, 너깃 직경 측정에는 많은 시간과 노력이 필요하므로 이를 대신할 파라메타의 설정이 요구된다. 이에 주목하여 본 절에서는 용접조건 변화에 따른 압흔 깊이를 조사하여 앞서 언급된 각 용접물에 대해 보다 적절한 용접범위를 제안하고 최종적으로 너깃 관찰을 행하여 제시된 최적 용접조건의 타당성을 검증하고자 한다. 앞서 서술한 바와 같이 본 연구에서의 용접물의 경우 용접시간 15cycle에서 구성한 용접물이 보다 더 적절한 것으로 판별되었다. 따라서 이하에서는 15cycle에서의 용접물을 대상으로 용접조건에 따른 압흔 깊이의 변화를 관찰하여 KS

인장강도 규격에서 얻어진 용접조건과의 상호 비교를 통해 적정 용접조건을 제시하고자 한다.

Fig. 8은 용접전류, 가압력에 따른 HS40R 강판 1.4(H)+1.4(H)+1.4(H) 점용접물의 압흔 깊이를 나타내고 있다. 그림에는 KS B 0850에서 제안하고 있는 적정 용접부에 대한 압흔 깊이를 함께 제시하였다. 그림에서 보이듯이 모든 가압력 조건에서 약 8kA의 용접전류에서 큰폭의 압흔 깊이의 증가가 관찰되고 있다. 이는 8kA의 용접 전류가 최적 용접물을 구성하기 위한 임계 전류값이 됨을 의미한다. 따라서, 앞서 용접강도 규격에 기준하여 규명된 용접조건과 점용접부의 검사방법(KS0850)에 의한 압흔율 10% 이하를 만족하는 적정 용접조건을 모두 만족하는 적정 용접조건은 15cycle의 용접시간에서 가압력 및 용접전류는 20~30kN일 때 6~8kA, 40kN일 때 약 6~9kA 임을 알 수 있다.

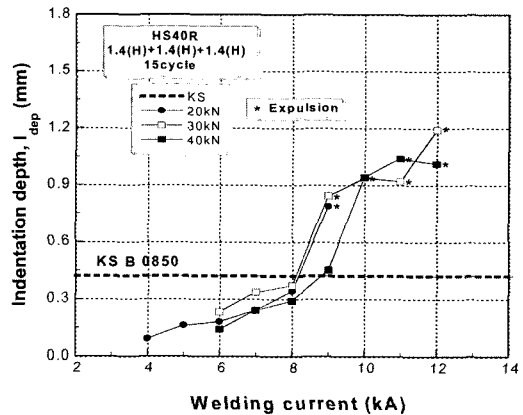


Fig. 8 Indentation depth with various welding conditions for 3-lap weld joint

Fig. 9는 EZNCEN과 HS40R 강판 1.4(E)+1.4(H)+1.4(H) 점용접물의 용접전류, 용접시간에 따른 압흔 깊이 변화를 나타내고 있다. 그림에서 알 수 있듯이 가압력이 증가함에 따라 KS 압흔 깊이 규격을 만족하는 전류값은 증가하고 있음을 알 수 있다. 즉 가압력이 20kN일 때의 KS 압흔 깊이를 만족하는 용접전류는 약 8kA이지만, 가압력이 30~40kN으로 증가함에 따라 용접전류는 약 8~9kA로 상승함이 관찰되었다. 이 같은 결과는 가압력이 증가함에 따라 전극의 판 접촉면적의 증가하여 전류밀도가 감소한

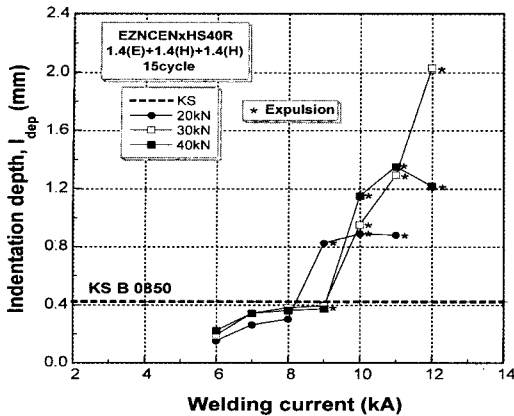


Fig. 9 Indentation depth with various welding conditions for 3-lap weld joint

결과로 추론된다. 1.4(E)+1.4(H)+1.4(H) 점용접물의 경우 용접강도 규격에 기준하여 앞서 제시된 용접 조건과 점용접부의 검사건과 점용접부의 검사방법 (KS0850)에 의한 압흔율 10%이하를 만족하는 적정 용접조건을 모두 만족하는 적정 용접조건은 15cycle의 용접시간에서 가압력 및 용접전류는 20kN일 때 7~8kA, 30~40kN일 때 7.5~9kA 임을 알 수 있다. 이상에서 얻어진 각 용접물의 적정 용접조건을 비교해 보면 고장력 강판 동종 3겹 점용접물에 비해서 이종 재료 3겹 점용접물의 적정 용접전류가 다소 고 전류측에 위치하고 있음을 알 수 있고, 이는 아연 도금층의 존재로 인한 용접 입열량의 감소에 의한 결과로 사료된다.¹⁰⁾

Fig. 10은 이상에서 제시된 각 점용접물의 적정 용접조건의 타당성을 검증하기 위해 대표적으로 1.4(E)+1.4(H)+1.4(H) 시험편의 너깃 관찰을 행하여 얻은 거시적 너깃 사진 및 너깃 직경이다. 이 때 관찰용 점용접 시험편은 8 kA에서 구성된 것을 선택 하였는데 이는 모든 점용접물의 적정 용접조건 중 공통 전류가 8 kA이었기 때문이다. 일반적으로 강판 두께 차이 및 다층 점용접물에 대한 유효너깃 직경을 결정하기 위해 필요한 G.M.T(governing metal thickness)는 3겹 이상의 점용접물(단, $t_1 < t_2 < t_3 < t_4$)의 경우는 $t_m = (t_1 + t_2) / 2 = t_m$ 에 의해 결정한다. 이와 같이 결정된 G.M.T에 의해 각 용접물의 유효너깃 범위는 3겹 용접물의 경우 $4\sqrt{t_m} \sim 5\sqrt{t_m}$ (4.733~5.916 mm)의 범위에 있어야 한다.¹³⁾ Fig. 10에서 보이듯이

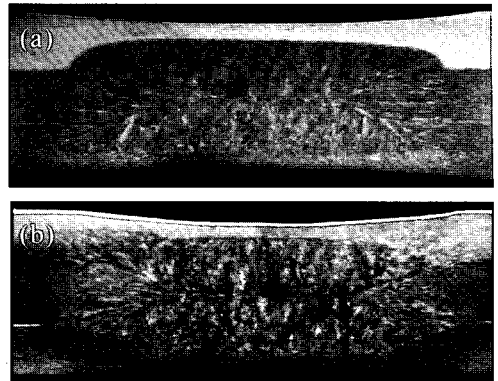


Fig. 10 Cross section view of nugget zone
 (a) 30kN 15cycle 8kA (G.M.T = 5.905mm)
 (b) 40kN 15cycle 8kA (G.M.T = 5.227mm)

적정 용접범위로 판별된 용접조건에서 구성된 시험편에서 측정된 너깃 직경이 G.M.T조건을 만족하고 있음을 알 수 있어 본 연구에서 적용한 용입 깊이에 의한 적정 용접조건 판별법이 현장 실기에 직접 적용 가능함을 알 수 있다.

4. 결론

- 1) 용접전류 및 용접시간은 모든 점용접물의 인장-전단강도에 큰 영향을 주었다. 그러나 가압력은 동종 재료 3겹 점용접물의 경우는 단지 비산 발생 억제 효과만 확인된 반면에 이종 3겹 용접물에서는 가압력이 증가함에 따라 비산 억제 효과가 관찰되었으나 인장-전단강도는 오히려 저하됨을 알았다.
- 2) 1.4(E)+1.4(H)+1.4(H) 3겹 다층 점용접물에서 용접 시 발생하는 비산은 모든 용접조건에서 EZNCEN과 HS40R 강판의 이종 강판 적층 사이에서 발생됨이 관찰되었고, 양호한 용접품질을 위해서는 이종 강판에 주목한 용접조건 확립이 중요함을 알았다.
- 3) 1.4(H)+1.4(H)+1.4(H) 및 1.4(E)+1.4(H)+1.4(H) 3겹 다층 점용접물에 대한 적정 용접조건이 제시되었고, 두 용접물에서 제시된 적정 용접 조건으로부터 동종 재료 용접제에 비해 아연도금 강판을 적용한 이종 재료 용접제의 적정 용접전류가 다소 고 전류측에 위치함을 확인하였다.
- 4) 현장에서 적정 용접조건 설정에 있어 비산뿐만

아니라 압흔 깊이 측정에 의해서도 용접강도를 추론할 수 있는 기초 자료를 제공하였다.

후 기

본 연구는 산업자원부의 출연금 등으로 수행한 지역전략산업 석·박사 연구인력 양성사업의 연구 결과이다.

References

- 1) H. Matsui, "State of the Art and Subjects of Reducing Automobile Weight," The 6th International Welding Symposium, Nagoya, pp.287-292, 1996.
- 2) The Korean Welding Society, "Overall Survey on Steel Welding Technology and Its Application in Korea and for the Rest of the World," (in Korean) pp.92-130, 1998.
- 3) J. S. Lee, "Trends in Development of Steels," Journal of KWS, Vol.20, No.6, (in Korean) pp.1-7, 2002.
- 4) J. K. Min, Y. K. Oh and G. S. Kim, "A Study on the Spot Weldability of Automotive Steel Sheet," Journal of KWS, Vol.14, No.3, (in Korean) pp.41-47, 1996.
- 5) R. T. Louis, T. H. Gibson and R. M. Hobbs, "Spot Welding Trial on High Strength Low Alloy Steel," IIW-Doc III-583-78, 1978.
- 6) W. L. Chuko and J. E. Gould, "Development of Appropriate Resistance Spot Welding Practice for Transformation-Hardened Steels," Welding Journal, pp.1s-7s, 2002.
- 7) Y. Zhang and D. Taylor, "Sheet Thickness Effect of Spot Welds based on Crack Propagation," Engineering Fracture Mechanics, Vol.67, pp.55-63, 2000.
- 8) Hyundai Motor Company, "Electric Resistance Weld," pp.27-60, 99-102, 1995.
- 9) KS B 0850, "Method of Inspection for Spot Weld," pp.1-7, 1996.
- 10) H. I. Shin and S. S. Kang, "A Study on the Spot Weldability of High Strength Steel Sheet and Two Stories Galvannealed High Strength Steel Sheet," Journal of KWS, Vol.12, No.3, (in Korean) pp.56-63, 1994.
- 11) H. S. Yu, S. I. Lee, I. H. Kwon and B. G. Ahn, "Fatigue Life Evaluation of Spot Welding Using DCPDM," Journal of KWS, Vol.19, No.1, (in Korean) pp.58-64, 2001.
- 12) I. S. Sohn and D. H. Bae, "A Study on the Fatigue Life Prediction Method of the Spot-welded Lap Joint," Transactions of KSAE, Vol.8, No.3, pp.110-118, 2000.
- 13) O. S. Kwon, "Welding Techniques on Automobile Industry-Welding Seminar," Automobile High-Technology Research Institute, Chonbuk National University, 1997.