

인장-전단 하중을 받는 점용접부의 피로 수명 평가에 관한 연구

A Study on the Fatigue Life Evaluation of Spot Welded Joints under Tensile-Shear Loading

정 강 · 김 훈

K. Chung and H. Kim

Key Words : Spot Welding(점용접), Nugget(너겟), Welding Force(용접가압력), Welding Time(통전 시간), Holding Time(유지시간), Heat Affected Zone(HAZ, 열영향부), Fatigue Damage(피로손상), Residual Stress(잔류응력), Equivalent Shear Stress(등가전단응력), Maximum Shear Stress Range(최대전단응력범위)

Abstract : The spot welding method has been used in the joining of structures, automotive body, railway carriage, aircraft, household electric appliances, precision parts etc., because of brief working, easy automation, available mass production, and convenience. In this paper, the effects of welding conditions on the fatigue life and the prediction of fatigue life based on fracture mechanics theory of spot welded joint were investigated. Fatigue tests were conducted with the tensile-shear specimens welded in the various current using cold rolled steel sheets. Fatigue life of spot welded joint was predicted and compared with experimental results. Using FEM(finite element method), we analysed the distribution of stress and the condition of deformation on the environments of nugget.

1. 서 론

점용접은 전기저항용접의 일종으로, 박판을 겹친 상태에서 압력을 가하여 짧은 시간 동안 높은 전류를 공급하여 용접하는 방법이다. 접촉부는 접촉 저항에 의하여 주열 열이 발생되고, 이 열에 의하여 박판 접촉부는 용융되어 접합된다. 점용접은 작업이 간단하고, 0.3초 이내의 극히 짧은 시간에 이루어지기 때문에 자동화가 용이하고, 대량생산이 가능하다. 또한, 박판 접합부 주변의 열영향부(HAZ : heat affected zone)가 작을 뿐 아니라, 잔류응력의 발생과 변형 교정의 관점에서 타 용접공정보다 월등히 우수하다^{1,2)}. 따라서, 자동차 차체를 비롯하여 철도 차량, 항공기, 가전제품 등의 내구성과 신뢰성이 요구되는 박판 구조물의 접합에 널리 이용되고 있고, 구조물 경량화에 커다란 역할을 하고 있어 활용도가 점점적으로 증가하고 있다. 그

러나 정밀 부품이나 전자 부품의 경우 정밀화, 미세화 추세에 의해 용접열에 의한 변형 및 손상을 방지하기 위하여, 용접 조건이 더욱 제한되기 때문에 너겟(nugget)형상이 작아지는 추세에 있다. 직경이 작은 점상의 용접부는 응력이 집중되어 피로 강도에 취약하게 되어 구조물의 안전에 문제점을 일으키게 된다³⁻⁵⁾.

점용접부의 피로균열은 재료인자, 용접인자, 역학인자의 영향을 받으며 3차원적으로 균열이 성장하므로 균열변형모드는 항상 혼합모드이며, 피로균열의 발생 및 성장의 검출이 곤란하기 때문에 균열성장의 해석 및 예측이 매우 어렵다⁶⁾. 피로 강도 및 내구성 평가의 정밀도 향상은 구조물의 경량화에 따른 안전대책을 수립하는데 중요한 인자가 된다. 따라서, 점용접부에 대한 피로수명을 정확히 예측하고, 평가하기 위하여 많은 연구가 진행되고 있다⁷⁻¹⁷⁾.

Pook¹⁴⁾은 타원형상과 직선형상에서의 응력확대계수를 조합하여 점용접부의 응력확대계수의 근사

접수일 : 2000년 7월 1일

정 강, 김 훈 : 여수대학교 기계·자동차공학부

값을 유도하였고, Findley¹⁵⁾는 점용접부에 작용하는 다축 응력에 대하여, Swellam¹⁶⁾ 등은 다축 응력에 의해 발생하는 혼합 모드의 응력확대계수를 고려하여 응력 지수 파라미터라는 개념을 도입하였다. 또한 Kurath¹⁷⁾는 응력 지수 파라미터에 기하학적인 형상과 응력비에 의한 영향을 고려하여 점용접부의 피로수명 예측을 시도하였다. 한편, Kitagawa 등¹⁸⁾, Mizui 등¹⁹⁾은 스트레인 게이지를 사용하여 내외면 변형률을 측정하여 변형률 변화범위를 이용한 피로수명 예측에 대해 연구하였다.

본 연구에서는 용접 전류를 변화시킨 냉간압연강판(SPCC)에 대하여, 점용접부의 경도분포를 측정하고, 인장실험을 실시하여 용접전류의 변화에 따른 인장강도 및 균열발생을 비교, 평가하였다. 인장-전단 시험편을 사용하여 피로 실험을 수행하고, 기존 연구자들의 점용접부의 피로수명 평가법에 적용하여 평가하였다. 또한 유한 요소법을 이용하여, 하중의 작용에 따른 점용접부 너겟주위의 응력분포와 변형상태를 해석하고, 용접전류의 변화에 따른 변형률과 피로수명을 평가하였다.

2. 실험 방법

2.1 용접조건 및 시험편

본 연구의 실험에 사용한 재료는 자동차 차체로 많이 사용되고 있는 냉간압연강판(SPCC)으로, 재료의 기계적 성질과 화학적 성분은 Table 1 및 Table 2에 각각 나타내었다.

용접에는 직경 6 mm의 CF형 전극과 정격용량 50 kVA인 공압식 점용접기를 사용하였다. 용접 전류의 차이가 피로수명에 미치는 영향을 파악하기 위하여, 가압력, 통전 시간, 유지시간은 각각 300 kg, 15 cycle, 10 cycle로 일정하게 유지되도록 하고, 용접전류를 13~15 kA로 변화시켜 용접을 실시하였다. Table 3은 시험편 제작에 사용된 용접조

건 및 너겟지름을 나타내고 있다. 너겟지름의 치수는 점용접부를 절단하여 측정하였다.

시험편의 형상과 치수는 Fig. 1에 나타내었으며, JIS Z3136²⁰⁾에 의거하여 제작하였다.

Table 1 Mechanical properties of base metal

Material	σ_u (MPa)	σ_y (MPa)	E (GPa)	Elongation (%)
SPCC	374.7	222.1	209	40

Table 2 Chemical compositions of base metal (wt. %)

Material	C	Mn	P	S	Al	Fe
SPCC	0.04	0.25	0.01	0.005	0.05	bal.

2.2 경도, 인장 및 피로실험 방법

점용접부의 경도측정용 시험편은 용접부를 가로 방향으로 절단하여 마운팅하고 경면 연마하였고, Matsuzawa MXT- $\alpha 7e$ 마이크로 비커스 경도계로 측정하였다. 측정하중과 유지시간은 300 g과 15초로 하였으며, 너겟 중심으로부터 주변 6 mm까지 0.2 mm 간격으로 측정하였다.

모재 및 시험편의 정적 인장강도를 측정하기 위하여, 5 ton 용량의 전기 유압식 만능 재료 시험기를 사용하고, 2 mm/min 속도의 변위 제어방식으로 인장실험을 실시하였다.

점용접 인장-전단 시험편의 피로실험은 Instron (Model 8511)에서 제작한 전기유압식 만능 재료시험기를 사용하여 하중 제어방식으로 응력비($R = \sigma_{min} / \sigma_{max}$)가 0이고, 15 Hz의 정현파형으로 반복하중을 일정하게 가하여 실시하였다. 균열길이는 이동식 금속 현미경을 사용하여, 50배 또는 100배의 배율로 1/100 mm 오차 범위 내에서 실험 중

Table 3 Spot welding conditions and nugget diameter for tensile-shear specimen

Electrode type	Electrode diameter (mm)	Welding force (kN)	Welding current (kA)	Welding time (cycle)	Holding time (cycle)	Ave. nugget diameter (mm)
CF	6	2.94	13	15	10	4.35
		2.94	14	15	10	4.60
		2.94	14.5	15	10	5.55
		2.94	15	15	10	6.05

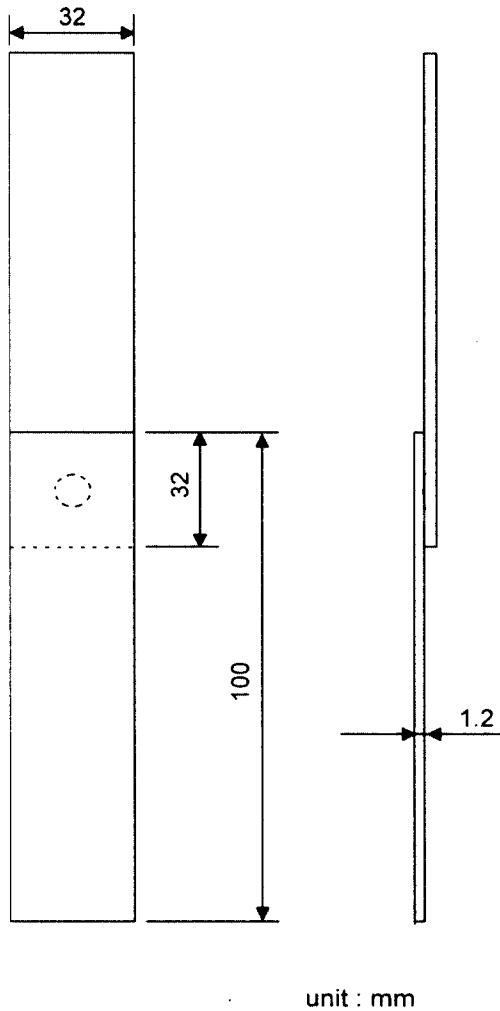


Fig. 1 Configuration of tensile-shear specimen

수시로 측정하였다. 균열 측정을 용이하게 하기 위하여, 측정면은 연마지로 #2000까지 연마하고, 산화크롬(Cr_2O_3) 분말을 사용하여 마무리 연마를 하였다.

3. 실험 결과 및 고찰

3.1 경도 분포 및 인장강도

일반적으로 용접부의 경도 분포는 열영향부(HAZ)에서 가장 높게 나타난다. 용접열영향부와 주변 모재와의 경도차는 용접부의 피로 수명을 감소시키는 원인이 된다. 따라서, 용접부를 포함한 주위의 모재에 대한 경도를 파악하여야 한다. Fig. 2는 인장-전단 시험편의 용접부를 마이크로 비커스 경도계로 측정된 경도치를 너겟 중심으로부터 거리에 대하여 나타내었다. 여기서 d 는 너겟 지름이다. 경도치는 11회 측정하여, 최대값과 최소값을 제외한 9회의 측정결과를 평균하여 구하였고, 용접

열 영향이 없는 모재부의 평균 경도치는 96.9이고, 그 표준편차는 2.71이다. 그림에서 나타난 바와 같이, 너겟부와 모재부의 경도치의 차이가 크며, 용접 전류가 증가할수록 용접부 주위의 경화영역이 넓어지고 있다. 큰 전류를 공급하여 용접하였을 때, 경화영역이 넓어지는 경향은 용접 전류의 증가에 따라 저항 발열이 커지므로 인해, 용융된 부위가 넓어지기 때문이다.

피로실험에 제공된 시험편에 있어서, 피로 균열은 너겟 중심에서 3~4 mm 떨어진 곳에서 발생하였다. 이 영역은 너겟의 선단 부근으로, 외부에서 하중이 가해졌을 때 응력이 집중하게 된다. 또한, 용접열의 영향으로 금속 조직이 변화하여 경도치가 급격히 변화하는 영역이기 때문에, 다른 부분보다 상대적으로 취약하게 되어 피로 균열이 발생하게 되는 것으로 판단된다.

일반적으로 용접전류와 통전시간을 증가시키면 너겟직경은 일정 한도에서 증가하는데 너무 과도한 경우 비산이 발생할 수 있다. 본 연구에서는 비산이 발생하지 않는 용접조건 중 용접전류를 변화시킨 인장-전단 시험편의 경우 Fig. 3과 같이 너겟 직경의 증가에 따라 정적 강도도 비례적으로 증

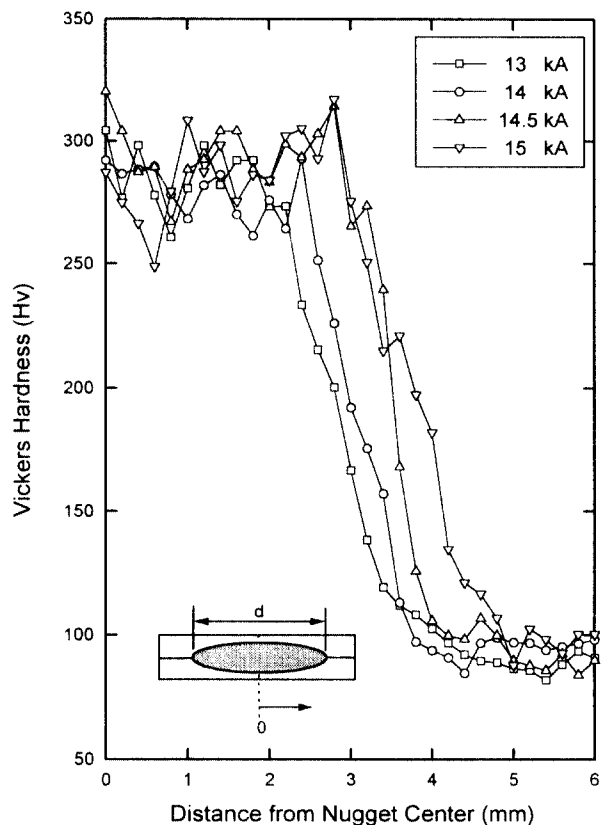


Fig. 2 Micro-Vickers hardness distribution in spot weld along faying plane

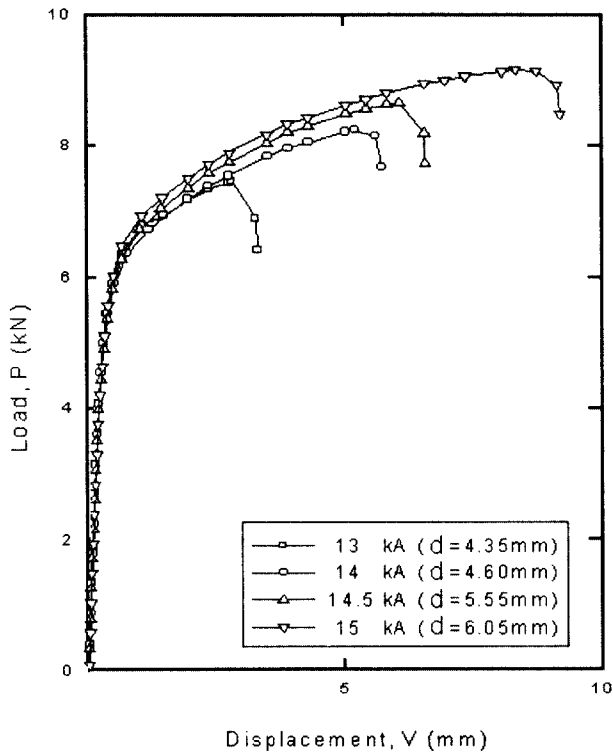


Fig. 3 Load versus displacement of static tensile-shear test for each welding current

가 되었다. 즉, 가압력(welding force)을 300 kg, 용접시간(welding time) 15 cycle, 유지시간(holding time) 10 cycle을 일정하게 하고 용접전류(welding current)를 13 kA로부터 15 kA로 변화시킨 결과 너겟직경은 4.35 mm에서 6.05 mm로 증가하였으며, 너겟직경의 증가가 시험편의 접합강도를 향상시킨 것으로 평가된다.

3.2 피로 수명 평가

용접전류가 다른 각 시험편에 대하여 피로 실험을 수행하고, 그 결과를 전 수명(반복회수)에 대한 하중폭의 관계선도를 Fig. 4에 나타내었다. 여기서 시험편의 전 수명은 시험편이 완전히 두 개로 분리될 때의 파단 수명을 택하였으며, 각각의 조건에서 추세선은 최소자승법으로 구하였다. Fig. 4의 추세선에서 나타난 바와 같이 14.5 KA (D=5.55mm), 15 KA(D=6.05mm)로 용접을 한 시험편은 14 KA(D=4.6mm)로 용접을 한 시험편보다 10^5 cycle 이하의 영역에서는 수명이 더 길었으나, 10^5 cycle 이상의 장수명(high cycle) 영역에서는 수명이 더 짧은 것을 알 수 있었다. 따라서 용접전류의 증가가 일정 한도 내에서는 피로 수명을

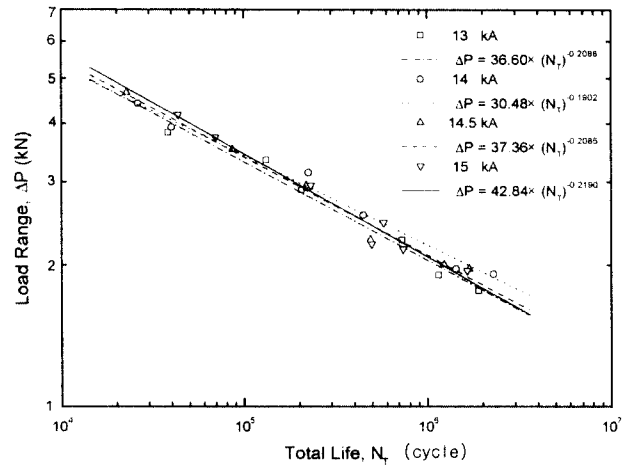


Fig. 4 Load range versus total life of fatigue for each welding current

증가시키지만, 어느 한도 이상의 용접 전류는 오히려 피로 수명을 단축시키킬 수 있음을 보였다. 본 연구에서 사용한 여러 조건의 용접 시험편에 있어서, 14 KA 전류로 용접한 시험편이 가장 긴 피로 수명을 보였다. 실제 용접구조물에 있어서, 단순인장하중보다는 탄성한계내의 하중이 반복적으로 작용하여 파괴되는 경우가 많으므로, 반복하중에 의한 구조설계가 중요하다. 본 실험 결과를 기초로 하였을 때, 냉간 압연강판의 경우 정적 강도가 높은 14.5, 15 KA보다는 피로 강도가 높은 14 KA의 용접 전류를 사용하여 용접하는 것이 더 적합하다고 판단된다.

박판 점용접 구조물의 피로수명을 예측하는데 있어서, 시험편의 형상, 힘의 작용방향, 판두께 및 너겟직경 등이 변화하더라도 일관된 평가를 가능하게 해주는 매개변수를 설정하고, 이를 수명과 연관지어 보다 해석적이고 광범위한 평가를 실시하는 것이 필요하다. 일관된 수명평가를 가능하게 해주는 매개변수에는 Pook의 응력확대계수,¹⁴⁾ Findley의 등가전단응력,¹⁵⁾ Kurath의 응력지수매개변수¹⁷⁾ 등이 있다. 다음은 피로실험에서 얻은 결과를 이들 매개변수에 적용하였다.

3.2.1 Pook의 응력확대계수¹⁴⁾

Pook는 접용접부의 너겟이 응력집중의 근원이 되기 때문에 하나의 노치로 간주하였고, 인장-전단 시험편에서 한 점 용접되어있는 경우, 너겟 선단에서 Mode I (opening mode)과 Mode II (sliding mode) 응력확대계수의 조합에 의해서 파단이 일어난다고 가정하여 식(1), (2)와 같이 정의하였다. 단, 너겟 가장자리와 모재의 가장자리 사이의 거리가

최소한 너겟 직경만큼 떨어져 있는 경우에만 적용된다.

$$K_I = \left[\frac{P}{r^{3/2}} \right] \left[0.341 \left(\frac{r}{t} \right)^{0.397} \right] \quad (1)$$

$$K_{II} = \left[\frac{P}{r^{3/2}} \right] \left[0.282 + 0.162 \left(\frac{r}{t} \right)^{0.710} \right] \quad (2)$$

단, $\left(\frac{r}{t} \leq 10 \right)$

여기서 P 는 너겟에 작용하는 하중, r 은 너겟의 반경, t 는 시험편의 두께이다.

너겟 직경변화에 따른 Pook의 응력확대계수를 정리하여, 피로수명에 대한 응력확대계수범위의 관계로 Fig. 5에 나타내었다. 그림에서 알 수 있듯이 데이터의 분산이 심하기 때문에, Pook의 응력확대계수는 통일적인 수명 평가 기준을 마련하기에는 적합하지 않다. 이는 Pook의 방법이 점용접부의 피로 수명을 평가하기 위한 초기의 시도이기 때문에, 너겟 직경이나 시험편의 두께 및 폭과 같은 기하학적인 형상에 대한 고려가 미흡하기 때문이라고 판단된다.

3.2.2 Findley의 등가전단응력¹⁵⁾

대부분의 경우 피로 균열은 최대전단면에서 발생하며, 용접부에서의 피로 균열은 슬립 밴드에서 발생하기 때문에, 전단응력에 기초한 해석방법이 점용접부의 피로 특성을 규명하는데 효과적일 수 있다. Findley의 방법은 다축응력에 기초를 둔 등가전단응력을 이용한 것으로, 일점 용접 시험편의 경우 점용접 시험편 특유의 형상을 고려하여 피로 거동을 평가하였다. 등가전단응력을 구하기 위하

여, 최대전단면에 작용하는 수직응력과 최대 전단 응력범위를 사용한다. Findley가 제안한 등가전단 응력의 개념을 이용한 피로 수명 예측식은 다음과 같다¹¹⁾.

$$\frac{\Delta\tau^*}{2} = \frac{\Delta\tau_{\max}}{2} + k\sigma_{\max} \quad (3)$$

여기서 $\Delta\tau^*$ 는 findley의 등가전단응력범위이고, k 는 최대 전단응력과 수직응력의 상호작용이 피로 손상에 미치는 영향을 나타내기 위한 상수이다. 이 상수는 비틀림 실험과 축방향 하중 실험을 통하여 구해지는 실험적인 값으로 연강의 경우 $k=3$ 이다.

Fig. 6은 등가전단응력의 개념을 이용한 등가전단응력범위와 수명과의 관계선도이다. 그림에서 보여주는 바와 같이 데이터의 분산이 심하기 때문에, 용접조건에 변화에 대하여 피로 수명을 일괄적으로 예측할 수 없다. Findley가 제안한 등가전단응력은 Pook의 방법과 마찬가지로 균열 전파에 대하여 고려하지 않았다. 또한, 실제 양호한 접합 상태인 경우, 외력이 작용할 때의 균열은 너겟을 통과하는 방향으로 전파하지 않으며, 시험편의 두께방향으로 전파하기 때문에 전단력의 영향은 작아지게 되는데, Findley가 제안한 등가전단응력은 전단 응력의 영향을 과도하게 평가하였다. 따라서, 용접 조건에 변화에 대한 수명평가에 있어서 일관된 경향을 나타내지 못한다고 판단된다.

3.2.3 Kurath의 응력지수매개변수¹⁷⁾

너겟을 환상 균열로 간주하고, 단순화한 Mode I

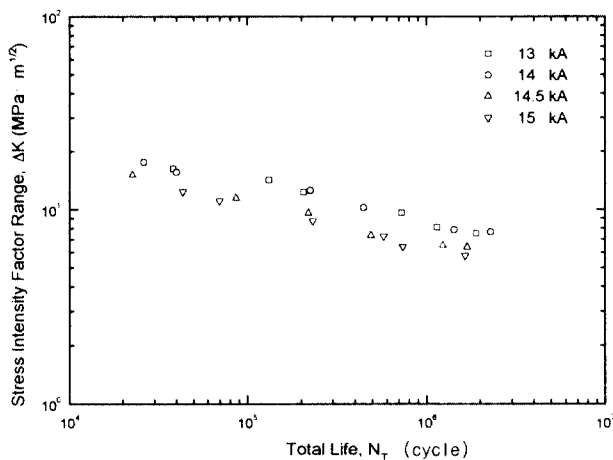


Fig. 5 Stress intensity factor range by Pook's equation versus total life

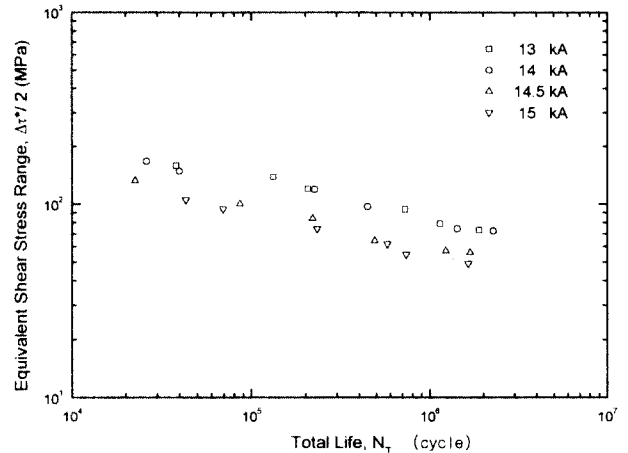


Fig. 6 Equivalent shear stress range by Findley's equation versus total life

의 등가응력확대계수를 이용하여 응력지수매개변수는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$K_{Ieq} = \sqrt{K_I^2 + \beta K_{II}^2} \quad (4)$$

여기서 β 는 K_I 과 K_{II} 의 상호작용을 정량화한 값이며, 재료성질과 잔류응력상태가 포함되어 있기 때문에, 재료가 다르거나 초기 잔류응력상태가 다르면 β 는 달라지게 된다. 따라서 β 는 재료상수로 간주할 수 있으며, Findley의 예측식에 포함되어 있는 k 와 유사한 값이다. β 는 인장-전단 시험편과 코치-필 시험편(coach peel specimen)의 실험 결과를 비교하여 구할 수 있는데, 저탄소강의 경우 $\beta=2$ 이고, 고장력강인 경우는 $\beta=3$ 이다.

시험편의 기하학적인 형상과 응력비의 영향을 고려하여 수정한 응력지수매개변수는 다음과 같다 (16,17).

$$K_i = K_{i,max} (1-R)^{0.85} \quad (5)$$

$$= \sqrt{\frac{K_I^2 + \beta K_{II}^2}{\frac{t^2 W}{r^3} \left(\frac{9t^2}{4r^2} + 1 \right)}} (1-R)^{0.85}$$

$$= (1-R)^{0.85} \sqrt{\frac{K_I^2 + \beta K_{II}^2}{\frac{8t^2 W}{d^3} \left(\frac{9t^2}{d^2} + 1 \right)}}$$

여기서 K_i 는 응력지수매개변수, R 은 응력비, t 는 시험편의 두께, W 는 시험편의 폭, r 은 너겟 반경, d 는 너겟 직경을 나타내며, 응력비 $R=0$ 인 인장-전단의 경우 K_i 는 작용력 F 와 형상조건에 의해서 식(6)과 같다.

$$K_i = \frac{F}{2t\sqrt{\pi W(9t^2 + d^2)}} \sqrt{9t^2 + \beta d^2} \quad (6)$$

응력지수매개변수는 개념적으로 Findley의 방법과 유사하지만, 균열 선단의 응력장에 초점을 맞춘 것이며, 시험편의 기하학적인 형상 변화에 의한 영향이 적다.

Fig. 7은 응력지수매개변수를 이용하여 정리한 결과이며, 추세선은 최소자승법으로 구하였다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이, 거의 직선적으로 용접전류변화에 대한 데이터 분산이 작다. 이와 같은 경향은, 응력지수매개변수는 시험편의 기하학적인

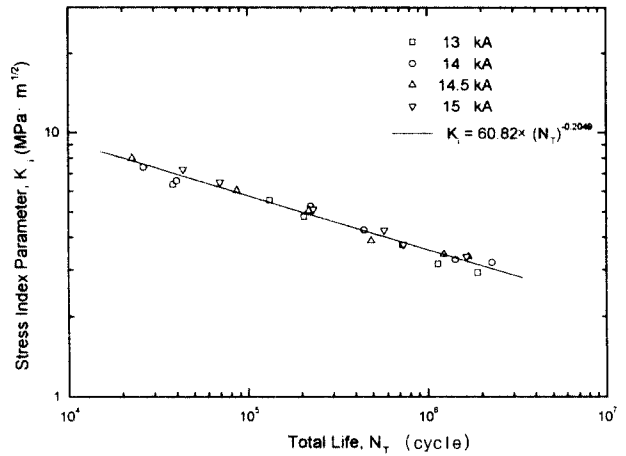


Fig. 7 Stress index parameter range by Kurath's equation versus total life

형상이나 응력비, 재료 성질 등의 영향이 포함되어 있기 때문에, 용접 전류의 차이에 의한 너겟직경의 변화에도 데이터의 분산이 작아서 일괄적인 수명 평가가 가능하다.

3.3 유한요소해석

3.3.1 유한요소 모델링

인장-전단 시험편에 하중이 작용하면, 점용접부에 다양한 형태의 응력분포가 발생되며, 피로 균열은 부하측 내면 너겟 선단에서 발생하여 외면으로 성장하는 것이 일반적이다. 따라서, 내면 너겟 선단 주위의 응력분포와 변형상태를 해석적으로 평가하는 것 또한 매우 중요하다¹⁹⁾.

해석모델에 이용한 시험편의 기본형상은 Fig. 1과 같으며, 실험조건과 동일하게 너겟의 직경을 4.35, 4.6, 5.55, 6.05 mm로 각각 다르게 하였고, 하중도 피로 실험조건과 동일하게 하여 해석하였다.

해석에 사용된 요소는 고체요소(Solid brick) 4절점 요소를 사용하였으며, 요소의 수는 494개이고 절점의 수는 1004개이다. 재료의 성질은 모재부와 용접부 2가지로 나누었다. 용접부의 종탄성계수는 일반적인 강용접부의 실험값을 참고로 하여 250 GPa로 하였다.

인장-전단 하중을 받는 점용접부의 유한요소 해석 모델은 3차원이고, ANSYS 5.3의 상용 프로그램을 이용하여 해석하였다.

3.3.2 유한요소해석 결과

하중이 작용하였을 때, 시험편에는 전단력과 편심에 의한 굽힘모멘트가 작용하며, 이 두가지 하중 성분이 중첩되어 결국 부하측 내면 너겟선단에서

균열이 발생, 성장하게 됨을 실험을 통하여 알았다. 따라서 너겟 선단에서의 응력 및 변형률 분포를 유한요소법(FEM)으로 해석하였다. 응력에 대한 해석은 여러 가지 용접 전류 시험편과 하중조건 중 한가지(13 kA, 1766 N)을 택하여 나타내었으며, 변형률 범위에 의한 피로수명평가 해석은 피로실험을 실시한 모든 조건을 사용하였다.

하중이 작용하였을 때, 시험편의 변형에 대한 해석 결과는 Fig. 8과 같다. 용접부 부근은 전단력과 편심에 의한 굽힘모멘트의 작용으로 크게 변형되었다. Fig. 9는 너겟 선단주위에 발생하는 응력분포를 표면에 나타낸 것이다. Fig. 10은 너겟 선단으로부터 하중방향으로 발생하는 응력분포를 나타내고 있다. Fig. 11은 너겟 선단주위에 발생하는 응력분포를 나타내고 있다. Fig. 10, 11에서 알 수 있듯이, 부하측 내면의 너겟 선단으로부터 약 2mm 근방에 발생하는 응력이 가장 크게 분포되었는데, 이것은 용접부와 모재부의 강성(stiffness) 차이에 의해서 유발된다고 평가된다. 또한 인장-전단

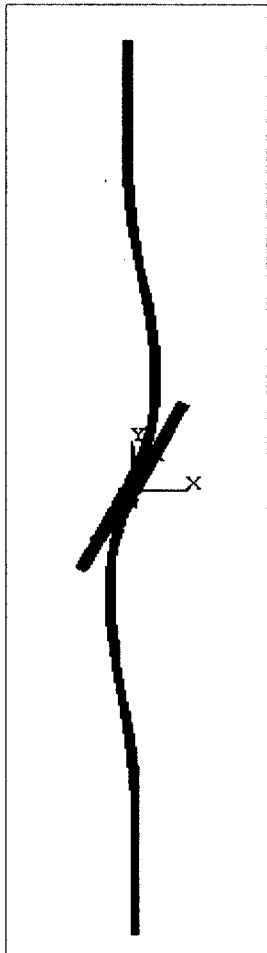


Fig. 8 Elastic deformation by FEM analysis

의 형상으로부터 수직응력 뿐만아니라, 너겟부의 하중편심에서 발생하는 굽힘응력이 중첩되면서 하중방향 너겟선단에 응력이 집중되기 때문에 하중작용 방향의 너겟선단에서 응력이 기타의 너겟선단보다 크게 발생되고 있다.

Fig. 12는 부하측 내면의 너겟 선단에 발생하는 각 방향의 응력상태를 비교한 것이다. Fig. 12에서 y방향은 하중작용방향, τ_{max} 는 최대전단응력, Principal 1, 2, 3는 전단응력이 소멸된 3개의 주응력을 나타내며, 주응력(Principal 1)의 크기가 하중작용방향응력보다 약간 크며, 다른 응력성분보다 절대적으로 크다. 따라서 시험편은 주응력(Principal 1)에 의하여 너겟 선단에서 균열이 발생하게 되며, 균열은 주응력(Principal 1)방향과 수직인 면을 따라 전파하게 된다. 해석에 의한 주응력 방향은 작

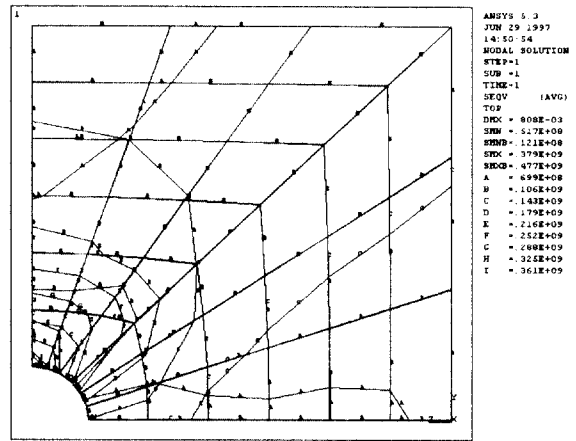


Fig. 9 Stress distribution in the faying surface by ANSYS

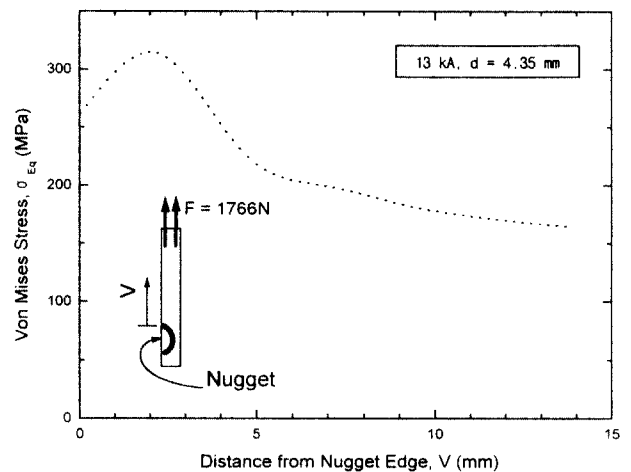


Fig. 10 Stress distribution from nugget edge to the loading direction

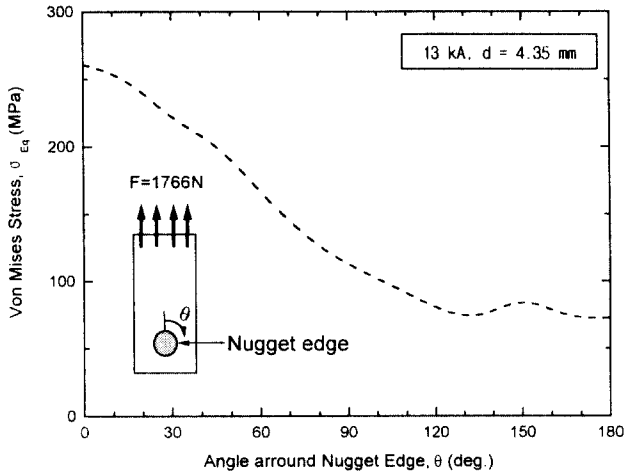


Fig. 11 Stress distribution along specimen longitudinal direction from nugget edge

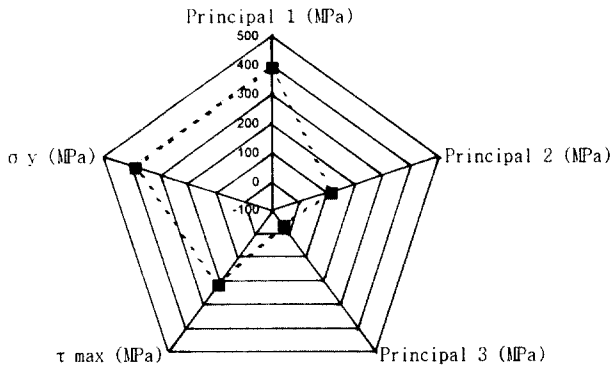


Fig. 12 Comparison of stress components at the crack initiation point

용하중 방향의 내면에서 외면으로 약 0.76도 기울어 있다. 실제 균열의 전파 경로는 해석과 약간의 차이를 보이는 경우가 발생하는데, 이것은 금속 조직의 변화 및 잔류 응력의 영향에 의한 것으로 판단된다.

3.3.3 변형율을 이용한 피로 수명 평가

Ono 등²⁰⁾의 연구에서는 피로에 의한 균열이 발생하는 너겟 선단 근처의 변형에 주목하여, 이 변형을 이용한 피로수명의 예측 가능성을 실험적으로 검토하였다. 그 결과, 정적 하중에서의 유한요소 해석과 동적하중에서의 변형율범위 해석이 잘 일치하고 있음을 입증하였다. 따라서 본 연구에서는 유한요소 해석을 통하여, 시험편에 실제 피로 실험에 사용하였던 동일한 하중조건을 사용하였을 때, 너겟 선단에서의 변형율 범위를 기준으로 실험

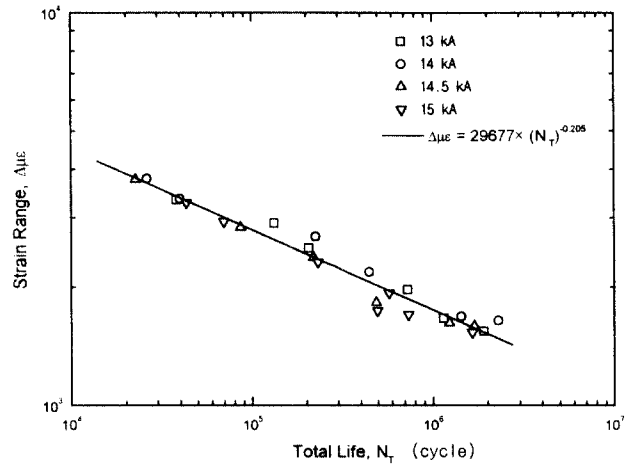


Fig. 13 Strain range versus total life

데이터와 비교하여, 변형율 범위와 피로수명과의 관계를 평가하였다. Fig. 13은 유한요소해석으로 얻은 변형율 범위와 피로수명과의 관계를 나타낸 것이다. 그림에서 알 수 있듯이, 용접전류의 차이에 따른 너겟 지름의 변화에 관계없이, 변형율 범위는 전 피로수명에 걸쳐 거의 직선적으로 변화되고 있다. 따라서, 유한요소해석을 통한 변형율 범위와 피로수명과의 관계를 이용하여, 용접 전류의 차이에 의한 기하학적 형상의 변화와 관계없이, 통일적인 수명평가가 가능함을 확인하였다.

4. 결론

용접 전류를 변화시킨 SPCC 인장-전단 시험편을 사용하여 인장 및 피로 실험을 수행하고, 본 연구에서 얻은 피로 실험의 결과를 점용접부에 대하여 피로수명을 예측한 여러 연구자의 식에 적용하여, 피로수명을 평가하였다. 또한 유한요소해석을 실시하여, 점용접부에 작용하는 응력분포를 해석하고, 피로수명 평가 가능성에 대하여 연구한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 용접전류의 증가에 따라 용접부의 너겟의 증가로 인하여, 정적 강도는 증가하였으나, 피로 수명은 일정 한도의 용접전류 내에서만 증가하고 그 이상의 용접전류에서는 감소하였다. 따라서 점용접부의 피로 강도는 정적 강도의 크기에 의하여 평가하기 어렵다.
- 2) 점용접부의 기하학적인 형상, 응력비 및 재료성질 등의 영향을 고려하여 수정된 Kurath의 응력지수 매개변수는 피로수명 평가에 있어서 적절한 설계기준을 제공할 수 있다.

3) 유한 요소 해석결과, 다른방향 보다 하중작용방향의 너겟 선단에서 가장 큰 응력이 발생되었고, 하중작용방향 내면의 너겟 선단에 발생하는 변형을 범위를 구하여 피로수명을 평가한 결과 통일적인 수명평가가 가능하였다.

후 기

본 논문은 200학년도 과학기술부 한국과학재단 지정 순천대학교 자동차부품 및 소재연구 개발센터의 연구비 지원으로 이루어진 것이며, 이에 관계자 여러분께 감사 드립니다.

참고문헌

1. 김명준, "저항용접," 기문사, pp. 129~130, 1993
2. J. A. Davidson, "A Review of the Fatigue properties of Spot-Welded Sheet Steels," SAE paper 830033, 1983
3. 자동차 차체 점용접구조의 피로강도 수명추정 (日本自動車技術會)
4. E. M. Ey-sayed, T. Stawiarski and R. Frutiger, "Fatigue Analysis of Spot welded Joints under Variable Amplitude Load History," Eng. Frac. Mech., Vol. 55, No. 3, pp. 363~369, 1996
5. H. L. Oh, 1981, "Fatigue Life Prediction for Spot Weld using Neuber's Rule," ASTM STP 761, pp. 296~309, 1987
6. 강성수, "알루미늄합금의 저항용접기술의 현황과 전망," 대한용접학회지, 제15권, 제2호, pp. 19~23, 1997
7. 강성수, "이종 점용접재의 피로거동에 관한 실험적 연구," 박사학위논문, 경북대. 1989
8. T. V. Natale, "A Comparison of the Resistance Spot Weldability of Hot-Dip and ElectroGalvanized Sheet Steels," SAE Paper 860435, pp. 1079~1085, 1986
9. 신현일, 강성수, "고장력강판 및 2층 아연도금된 고장력강판의 점용접성에 관한 연구," 대한용접학회지, 제12권, 제3호, pp. 349~355, 1994
10. P. C. Wang and K. M. Ewing, "A J-Integral Approach to Fatigue Resistance of a Tensile-Shear Spot Weld," SAE Paper 880373, pp. 247~255, 1988
11. H. Abe, S. Katakoka and T. Satoh, "Empirical Formula for Fatigue Strength of Single-Spot-Welded Joint Specimens under Tensile-Shear Repeated Load," SAE Paper 860606, pp. 786~798, 1986
12. H. Kitagawa, T. Satoh and M. Fujimoto, "Fatigue Strength of Single Spot-Welded Joints of Rephosphorized High-Strength and Low-Carbon Steel Sheets," SAE Paper 850371, pp. 114~126, 1985
13. M. Mizui, T. Sekine, A. Tsujimura, T. Takishima and Y. Shimazaki, "An Evaluation of Fatigue Strength for Various Kinds of Spot Welded Test Specimens," SAE Paper 880375, pp. 382~391, 1988
14. L. P. Pook, "Fracture Mechanics Analysis of the Fatigue Behavior of Spot Welds," Int. Journal of Fracture, Vol. 11, pp. 173~176, 1975
15. W. N. Findley, "A Theory for the Effect of Mean Stress on Fatigue of Metals under Combined Torsion and Axial Loading or Bending," Journal of Engineering for Industry, pp. 301~306, 1959
16. M. H. Swellam and F. V. Lawrence, "A Fatigue Design Parameter for Spot Welds," Fracture Control Program Report No. 157, Univ. of Illinois at Urbana-Champaign, 1991
17. P. Kurath, "Multiaxial Fatigue Criteria for Spot Welds," SAE Paper 920668, pp. 143~153, 1992
18. H. Kitagawa, T. Satoh and M. Fujimoto, "Fatigue Strength of Single-Spot-Welded Joints of Rephosphorized High-Strength and Low-Carbon Steel Sheets," SAE Paper 850371, pp. 114~126, 1985
19. M. Mizui, T. Sekine, A. Tsujimura, T. Takishima and Y. Shimazaki, "An Evaluation of Fatigue Strength for Various Kinds of Spot Welded Test Specimens," SAE Paper 880375, pp. 382~391, 1988
20. JIS handbook, 일본규격협회, 1998