

## 점용접시편의 극한하중과 피로특성에 관한 실험적 고찰

이형일\* · 김남호\*\* · 이태수\*  
(1998년 10월 19일 접수)

### An Experimental Investigation of Limit Loads and Fatigue Properties of Spot Welded Specimens

Hyungyil Lee, Namho Kim and Tae Soo Lee

**Key Words:** Spot Welding(점용접), Overload Failure(과부하파단), Limit Load(극한하중), Fatigue Failure(피로파단), Fatigue Life(피로수명), Fracture Mechanics(파괴역학), Equivalent Stress Intensity Factor(등가응력확대계수)

#### Abstract

The study on the mechanical behavior of a spot-welded specimen is largely divided into the quasi-static overload failure analysis and the fatigue failure prediction. The main issue in an overload analysis is to examine the critical loads, thereby providing a generalized overload failure criterion. As the welding spot forms a singular geometry of an external crack type, fatigue failure of spot-welded specimens can be evaluated by means of a fracture parameter. In this study, we first present the limit loads of 4 representative types of single spot-welded specimens in terms of the base metal yield strength and specimen geometries. Recasting the load vs. fatigue life relationships experimentally obtained here, we then predict the fatigue life of spot-weld specimens with a single parameter denoted the equivalent stress intensity factor. This crack driving parameter is demonstrated to successfully describe the effects of specimen geometry and loading type in a comprehensive manner. The suggested fatigue life formula for a single spot weld can play a key role in the design and assessment of spot-welded panel structures, in that the fatigue strength of multi-spots is eventually determined by the fatigue strength of each single spot.

#### 1. 서론

점용접은 용접과정 자동화에 따른 높은 생산성과 확보된 용접품질이 주는 내구성으로 인해, 자동차 차체는 물론 T-형, #-형 복합 서브프레임 등 차량내 주요 관형부품들, 그리고 철도차량과 가전제품 등의 구조용 압연강판들의 체결방법으로 광범위하게 사용되고 있다. 이러한 점용접 관형 구조물들의 건전성 평가나 충돌해석에 있어, 점용접점의 역학적 거동에 대한 이해가 판재자체의 역학적 거동에 대한 지식과 더불어 중요한 부분을

차지함은 자명하다. 특히 용접점의 개수와 위치 그리고 용접품질은 점용접 구조물의 성능을 결정짓는 중요한 설계변수들이다. 점용접부의 재료거동 예측은 두 가지 면에서 상당한 어려움을 내포한다. 먼저 재료측면에서 보면, 점용접시 저항열에 의한 열영향을 받은 영역에서 재료의 소성특성이 위치에 따라 달라지게 되어, 점용접부는 단순히 모재 특성만으로 전체 재료특성이 기술되는 균질재료 구조가 아니다. 이에 따라 열영향부에서의 위치에 따른 재료특성 분포를 세심히 측정하여야 한다. 여기서 주목할 점은 열영향부의 재료특성 분포는 용접조건에 의존하고, 용접조건은 다시 판재의 재질 및 두께에 따라 달라지게 되는 단계적 의존성 때문에 일반화된 재료특성 자료를 확보하기 어렵다는 것이다. 다음으로 점용접부의 기하특성 측면에서 보면, 용접점은 그 자체가 리가먼트인 외부균열

\* 회원, 서강대학교 기계공학과

E-mail : hylee@ccs.sogang.ac.kr

TEL : (02)705-8636 FAX : (02)712-0799

\*\* 서강대학교 대학원 기계공학과

형태의 기하적 특이부가 되어, 응력집중과 그에 수반되는 국부대변형을 겪게 된다. 따라서 점용접부의 체계적인 거동예측을 위해서는 엄격한 의미의 파괴역학적 접근이 요구된다. 이때 점용접 경계면에 일반적으로 인장과 전단의 혼합하중이 작용하여 본질적으로 “3차원” 파괴역학 문제가 되는데, 이로 인해 과도하중에 의한 순간파단이나 점진적 피로파단을 기술하는 균열선단 파괴변수를 구하는데 상당한 어려움이 있게 된다.<sup>(1)</sup>

점용접의 파단해석은 크게 용접부에 작용하는 과부하 하중에 의한 준정적 순간파단해석과 임계하중의 일부에 해당하는 저하중의 반복작용에 의한 피로파단해석으로 구분할 수 있다. 과부하 하중에 의한 순간파단 해석에서의 주안점은 혼합 임계하중점들의 집합인 파단곡선<sup>(2)</sup>을 용접부 물성치와 너깃반경과 판재두께 등 기하변수들의 함수로 제시하여, 실용적 의미가 상대적으로 큰 차체 및 점용접 판형부품들의 충돌해석과 같은 거시적 유한요소해석<sup>(3)</sup>을 가능하게 만드는 것이다. 한편 피로파단해석은 수 많은 점용접시편들에 반복하중 실험을 통한 데이터 확보과정을 거쳐야 한다는 점에서 많은 시간과 노력을 요구한다. 그러나 일단 실험 데이터가 확보되면, 피로파단예측도 하중 형태와 기하형상의 복합영향을 포괄적으로 설명하는 균열선단 지배변수<sup>(4~6)</sup>에 의해 시도될 수 있다는 점에서 과부하 순간파단 예측과 상통한다.

이상과 같은 재료·기하 특징을 갖는 점용접 구조(시편)의 피로해석에 대한 파괴역학적 접근은 Pook<sup>(4)</sup>에 의해 점용접 시편형상이 외부균열형태의 구조임에 착안하여 시도되었으며, 이후 점용접부 너깃단의 최대응력이나 응력확대계수 ( $K$ ) 등을 매개변수로 한 피로강도 평가법이 개발되어 왔다.<sup>(7~11)</sup> Pook은 인장-전단 (tensile-shear, Fig. 1c) 점용접 시편들에서 얻은 하중과 피로수명 사이의 관계를 응력확대계수와 피로수명 사이의 관계로 재구성함으로써, 실험 데이터가 훨씬 적게 분산되며 특히 피로한도가 보다 명확히 정의될 수 있음을 보였다. 그러나 Pook의 접근방법은, 인장-전단 점용접 시편이 모드 I과 II의 혼합하중을 받음에도 불구하고 단순히 인장모드 응력확대계수  $K$ 만을 균열진전 구동변수로 선택했기 때문에, 가해진 하중크기가 매우 작은 Small Scale Yielding (SSY)의 경우로만 그 유효성이 제한된다. 즉 하중크기가 SSY 조건을 벗어나면, 점용접

시편의 피로파단은 소성변형률에 의해 지배되므로 전단모드의 영향을 고려하지 않을 수 없게 된다. 이러한 제한성을 극복하기 위하여 Wang과 Ewing<sup>(5,6)</sup>은 선형탄성 응력확대계수  $K$  대신에 탄소성 파괴변수  $J$ -integral을 피로균열진전 구동변수로 선택하여 다양한 점용접 시편들에서 얻은 피로실험 데이터를 분석하였다. Wang과 Ewing의 연구는 다양한 하중크기, 재료특성, 너깃형상 및 반경, 시편폭과 두께 등의 영향을 단일변수  $J$ 를 사용하여 통합적으로 설명하였으나, 하중방식을 각각 인장-전단 혼합모드<sup>(5)</sup> 그리고 순수인장 모드<sup>(6)</sup> 형태로 구분한 결과, 일반성이 결여되어 축소된 실용적 의미를 갖는다고 볼 수 있다. 한편 고하중의 점용접 피로파단이 너깃부 소성변형률에 의해 진행됨을 고려하여, Ono 등<sup>(12)</sup>은 인장-전단 점용접 시편 내외면에서 스트레인게이지로 측정된 변형률로 피로수명을 기술하였다. 그러나 점용접시편 내면에서의 변형률은 시편에 구멍을 뚫어야 측정이 가능하며, 이때 구멍으로 인해 접친 판재의 강성이 본래 시편보다 약해지고 구멍근처의 응력분포 또한 달라지므로 측정된 내면변형률은 오차를 수반하게 된다.

점용접은 실제의 경우 다점용접의 형태로 사용되지만, 다점용접의 피로강도는 종국적으로 분담하중을 받는 각 단점용접의 피로강도에 의해 결정되므로 단순화된 다양한 단점용접 시편들의 실험으로 피로강도를 예측하는 것은 점용접구조물 설계의 기본이 된다. 또한 이형일과 최진용<sup>(1)</sup> 그리고 Wang과 Ewing<sup>(5,6)</sup>의 연구들과 같이 (유효)  $J$ -함수로 점용접시편의 피로수명을 예측하기 위해서는, 다양한 점용접시편들의 피로실험을 통한 하중-피로수명 데이터의 확보가 필수적으로 선행되어야 한다.

이러한 필요성에 부합하여 본 연구에서는 최적 용접조건하에서 얻은 Fig. 1의 4가지 대표적 점용접시편들 (Coach-Peel: CP, Cross-Tension: CT, Pure-Shear: PS, Tensile-Shear: TS)에 대해 준정적 순간파단실험과 피로실험을 수행하여 각 점용접시편의 준정적 하중-변위 관계와 반복하중-피로수명 데이터를 확보한다. 이로부터 시편두께, 폭, 너깃반경 등의 기하변수와 인장, 전단 등의 하중방식이 점용접시편의 극한하중과 피로수명에 주는 영향을 분석한 후 점용접시편의 극한하중 및 피로수명 예측식을 제시하고자 한다. 이와 더불어

열영향부 각 위치에서의 재료특성 분포를 점용접단면 경도측정을 통해 세밀히 살펴본다. 이렇게 얻어진 열영향부에서의 기본물성치 (소성특성) 데이터는 다른 여러 연구들에 (예를 들면 이형일과 최진용<sup>(1)</sup>)의 점용접시편에 대한 유한요소해석) 매우 유용한 자료가 된다. 열영향에 의한 용접부 재료경화는 점용접시편의 피로균열이 너깃 계면방향이 아닌 시편의 두께방향으로 진전하게 되는 주원인이 됨을 주목할 필요가 있는데 이에 관해 간략히 논한다. 최종적으로 점용접시편의 피로파단해석시 균열선단 소성역이 비교적 작은 저하중-장수명의 경우, 하중-피로수명 데이터를  $K_I$ 과  $K_{II}$ 를 함께 고려한 등가응력확대계수  $K_e$ 의 향으로 재구성하여 시편 하중방식과 기하형상에 독립적인 피로수명예측식을 제시한다. 이는 유효 탄소성 파괴변수  $J_e^{(1)}$ 에 의한 접근방법과 동등한 의미를 가지며, 많은 시간과 노력이 드는 상세한 유한요소해석을 필요로 하지 않는다는 점에서 커다란 강점을 갖는다.

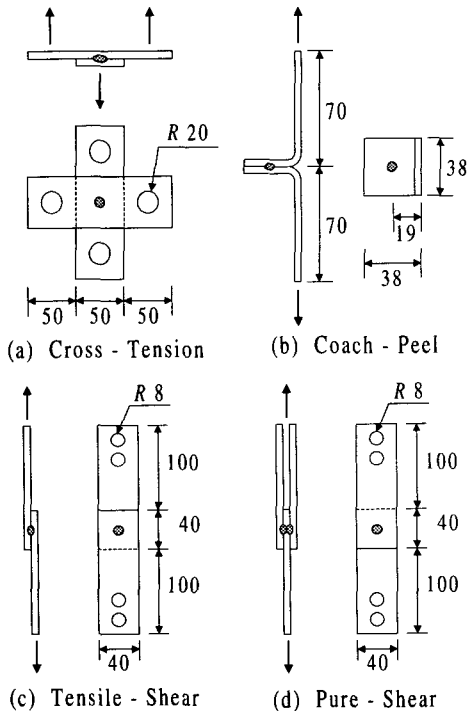


Fig. 1 Geometry, dimension and loading mode of 4 types of spot welds (unit: mm)

## 2. 점용접 시편의 재료특성

### 2.1 모재특성

본 연구에서 사용한 SPRC35는 자동차의 차체 및 각종 차량내부 판형부품에 사용되는 고장력 강판으로 화학적 성분은 (C, Si, P, S, Fe) = (0.1, 0.05, 0.1, 0.04, balance : %) 이다. 두께가 각각 1.0mm (1.0t)과 1.4mm (1.4t)인 판재에서 압연방향 (Longitudinal)과 압연방향에 수직방향 (Lateral)으로 두 종류의 인장시편을 ASTM 기준<sup>(13)</sup>에 따라 채취 하였다. Fig. 2는 MTS 인장시험기에서 준정적 변형속도 (0.5mm/s)로 얻은 1.4t 인장시편의 두 방향들에 대한 진응력-진변형률 관계를 보여주고 있다. 여기서 두 판재방향에 대해 최대인장 강도는 약 1.5%, 극한변형률은 약 3%정도의 미세한 차이만을 보이므로, 본 연구에서는 판재의 압연 방향으로 인장하중이 가해지도록 모든 점용접 시편들을 통일하여 제작하였다. 단순인장실험을 통해 얻은 모재 SPRC35의 진응력-진변형률 사이의 관계를 탄성영역 ( $\sigma = E\epsilon_e$ )과 소성영역 ( $\sigma = K\epsilon_p^n$ )으로 나타내면 모재 SPRC35의 변형 경화지수  $n$ 은 0.2이다. 또한 탄성계수와 강도계수 그리고 항복강도와 인장강도는 각각 ( $E, K, \sigma_y, \sigma_{ts}$ ) = (200×10<sup>3</sup>, 657, 245, 365) MPa이다.

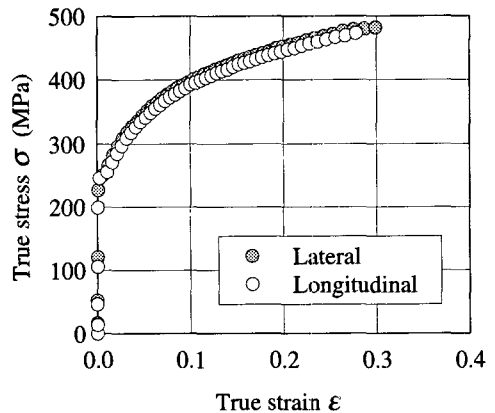


Fig. 2 True stress-strain curves of BM for 1.4t tensile specimens

2.2 최적용접조건

용접점의 파단형태는 버튼 (Pull-out)식 파단과 계면 (Interfacial)식 파단으로 양분되며, 이 중 계면식 파단은 판재표면의 이상에 의한 용접불량이나 통전전류와 가압력 부족으로 인한 불완전한 너깃생성에 의해 발생하는 것이므로 용접점은 반드시 버튼식으로 파단되어야 한다. 너깃지름 이외의 파단양상 결정변수들을 포괄적으로 포함하는 실험결과를 근거로, 주어진 판재두께에 대한 이상적 너깃지름이 JIS Z-3140<sup>(14)</sup>에 도표로 정량화되어 있다. 이러한 기준들로부터 도출되는 1.0t와 1.4t 판재의 이상적인 너깃지름은 (2-3중 접합과는 무관하게) 약 5와 5.9 mm이다. 본 연구에서는 Air Spot Projection Welder를 사용한 점용접에 이은 과하중파단실험을 수십 차례 반복하여 이상적 너깃지름들을 주는 전류와 가압력 그리고 통전사이클의 최적값들을 얻었으며 Table 1은 이들을 요약하고 있다. 너깃지름 측정시 두 판재가 완전히 용융되어 결합되었는지 여부를 확인하기 어려운 zinc braze 영역<sup>(15)</sup>으로 인해 측정된 너깃지름의 최대값과 최소값은 약 5%정도 차이가 생기며 두값의 평균값을 너깃지름으로 취하였다.

2.3 용접부의 경도분포

비커스 미세경도계로 점용접 열영향부 단면에서의 경도분포상태를 세밀히 살펴보았다. 너깃중심으로부터 시편폭과 두께를 따라 일정한 간격으로 2.94N의 하중을 가하여 각 위치에서 측정된 경도값들의 분포는 Fig. 3와 같다. 그림에서 y는 두 판재사이의 계면으로부터 판재두께방향으로의 거리이며 r은 너깃중심으로부터 장축방향으로의 거리다. 측정된 경도분포값들을 기준으로 하여 모재 (Base Metal : BM), 열영향부 (Heat Affected Zone : HAZ), 용융부 (Fusion Zone : FZ)를 구분하였다. 비커스 미소경도  $H_V$ 와 항복-인장강도 사이에는 아래식 (1)-(2)와 같은 관계가<sup>(15,16)</sup> 있는데,

여기서 n은 변형경화지수 (SPRC35에서 n = 0.2)이다. 측정된 각 위치에서의 경도값을 식 (1)-(2)에 대입하여 모재, 열영향부, 용융부의 항복강도와 인장강도를 산출하였다. 계산된 모재의 항복 (인장) 강도값은 단순인장실험에서 얻은 항복 (인장) 강도보다 약 10% 크다. 계산된 강도값을 기준으로 하면 열영향부와 용융부의 항복 (인장) 강도값은 모재의 해당값에 비해 각각 38%, 76% 큰 값을 갖는다. 이러한 모재, 열영향부, 용융부의 재료특성 차이는 혼합모드 하중과 더불어 점용접시편의 피로균열이 너깃 계면방향이 아닌 판재두께 방향으로 진전하게 되는 원인이 된다.

$$\sigma_y \text{ [MPa]} = 2.3 \times 10^{-n} H_V \tag{1}$$

$$\sigma_b \text{ [MPa]} = 2.38 (1-n) \left( \frac{12.5n}{1-n} \right)^n H_V \tag{2}$$

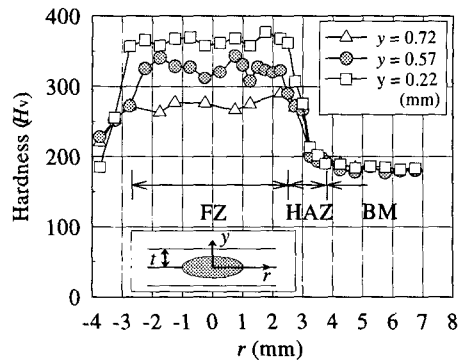


Fig. 3 Distribution of hardness for 1.0t 2 sheets spot welds

Table 2 Strength and hardness of each region

Region	$H_V$	$\sigma_y$ (MPa)	$\sigma_b$ (MPa)
BM	183	265.3	436.8
HAZ	253	366.5	604.3
FZ	323	467.8	770.9

Table 1 Welding conditions and nugget diameters of 2 and 3 sheets spot welds

	2 sheets spot welds		3 sheets spot welds	
	1.0t	1.4t	1.0t	1.4t
Welding current (kA)	8.9 - 9.1	11.5 - 11.6	8.6 - 8.7	11.7 - 11.9
Applied force (kgf)	300	400	350	400
Resistance welding time (cycles)	10	10	10	10
Nugget diameter (mm)	4.9 - 5.0	5.8 - 6.0	4.9 - 5.1	5.9 - 6.0

### 3. 준정적 하중-변위관계

점용접점의 파단해석은 크게 너깃부에 걸리는 과도하중에 의한 준정적 순간파단과 임계하중보다 작은 하중의 반복작용에 의한 점진적 피로파단의 경우로 나누어 생각할 수 있다. 과도하중에 의한 파단해석에서 가장 중요한 것은 임계하중을 용접 조건과 판재두께, 너깃반경 등의 기하변수들의 함수로 나타내는 것이다. 즉 과도하중 파단해석은 파단조건 정량화 및 그에 따른 파단조건식<sup>(2)</sup>을 제시함으로써 거시적인 접근방법<sup>(3)</sup>을 구현화시키는 중요한 의미를 갖는다. 또한 이형일과 최진용<sup>(1)</sup>은 유효  $J$ -적분을 이용하여 점용접시편의 형상과 하중방식을 포괄적으로 설명하는 피로수명식을 제안하였는데, 이때 점용접시편들의 준정적 파단 실험에서 얻어진 하중-변위곡선을 기준으로 하여 점용접시편의 실제 역학적 거동을 반영하는 유한 요소모델을 구축함으로써, 준정적 파단실험의 또다른 의미를 부각시켰다.

준정적 순간파단실험에는 Fig. 1에 나타난 4 가지 형태의 대표적 점용접시편들 (Coach-Peel: CP, Cross-Tension: CT, Pure-Shear: PS, Tensile-Shear: TS)을 사용하였다. 여기서 CT-CP는 인장모드, PS는 순수전단모드, TS는 인장-전단 혼합모드 시편들인데, Fig. 1은 KS기준<sup>(17)</sup>에 따라 제작된 이상의 점용접시편들의 형상과 치수를 보여준다. 각 시편의 두께는  $1.0t$ 와  $1.4t$ 이며, 이러한 각 두께는 버튼식 파단을 보장하기 위해 자동적으로 너깃지름 ( $5, 5.9 \text{ mm}$ )을 결정해준다. MTS의 cross head 속도 즉 시편의 변형속도를  $0.5 \text{ mm/s}$ 의 저속으로 일정하게 하여 점용접시편에 준정적하중을 가하였다.

#### 3.1 인장모드 점용접 시편들

Fig. 4-5에는 CP-CT 인장모드 점용접시편들의 준정적 하중-변위곡선들이 나타나 있다. 외견상 CP시편은 CT시편의 절반형태이지만 CP시편의 극한하중은 CT시편 극한하중 절반값의 약 70% ( $1.0t$ ), 55% ( $1.4t$ ) 정도인 것을 알 수 있다. 동일한 인장모드 시편임에도 불구하고 서로 상당히 다른 극한하중값을 가지게 되는 것은, CP시편은 하중에 수직인 방향으로의 거동이 자유롭지만 네 끝단이 지그로 고정된 CT시편은 수직방향으로의 거동이 제한되는 변형양상의 차이에 그 이유를

두고 있다. CP-CT시편들의 파단형태는 너깃주위에 집중된 국부 대변형과 그에 따른 판재두께방향의 연성파단에 의해 너깃이 완전히 분리되는 버튼식 파단이다. Fig. 6은 다양한 값의 모멘트암  $l_m$ 을 갖는 CP시편들의 준정적 하중-변위관계들을 보여 주는데, 모멘트암 값에 상관없이 극한하중값들이 일정한 것을 알 수 있다. 이는 하중증가에 따른 모멘트암의 회전으로 유효 모멘트암이 점차 줄어 들고, 종국적 파단시점에서는 CP시편이 갈매기날개 형태로 곧게 퍼져 유효 모멘트암이 거의 사라지는 CP시편 고유의 변형특성으로 설명된다. 이 결과 파단시 너깃원주면에 작용하는 모멘트에 의한 수직 응력은 거의 없고, 축방향하중에 의한 전단응력만이 지배적 요인으로 남게된다. 한편 CP시편은 편심 하중에 의해 너깃일부가 파손되는 반면 CT시편은 형상 및 하중의 대칭성으로 인해 너깃원주면이 고르게 파단된다. 준정적 순간파단실험에서 얻은 CP-CT시편들의 극한하중값들  $P_{lim} (N)$ 는 아래와 같이 모재의 항복강도  $\sigma_y$  (MPa), 너깃지름  $d$  (mm), 시편두께  $t$  (mm)의 함수로 요약될 수 있다. 식 적용을 간편화하기 위하여 SPRC35 고장력강판이 변형경화재료임에도 불구하고, 평균유동응력 대신 항복강도만의 함수로 표현된 점이 주목된다. 보다 광범위한 재료와 시편두께에 대한 준식의 유효성을 검토하는 것은 추후연구로 남아 있다.

$$P_{lim}|_{CP} = \sigma_y (0.2d + 3.4) (1.3t + 0.6) \quad (3a)$$

$$P_{lim}|_{CT} = \sigma_y d (6.9t - 2.0) \quad (3b)$$

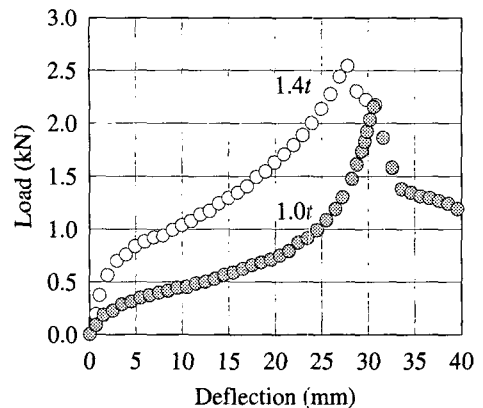


Fig. 4 Load-deflection curves of CP specimens

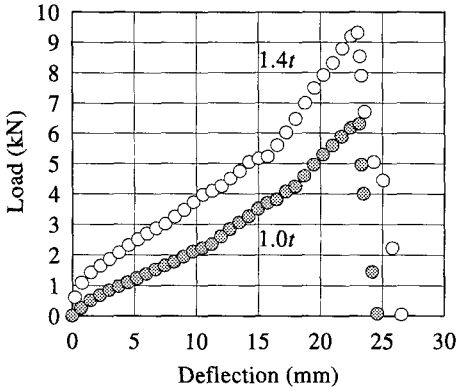


Fig. 5 Load-deflection curves of CT specimens

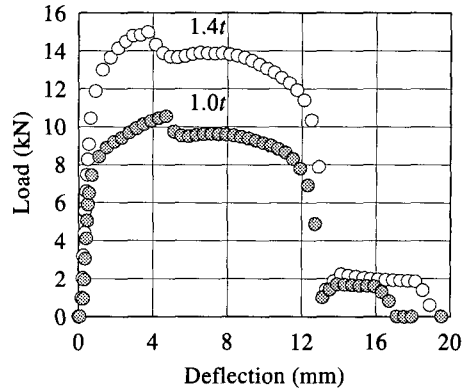


Fig. 7 Load-deflection curves of PS specimens

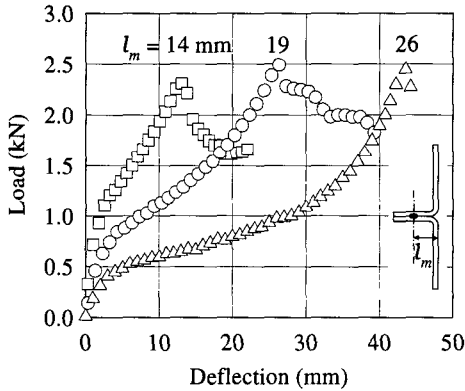


Fig. 6 Eccentricity effect on limit load values for 1.4t CP specimens

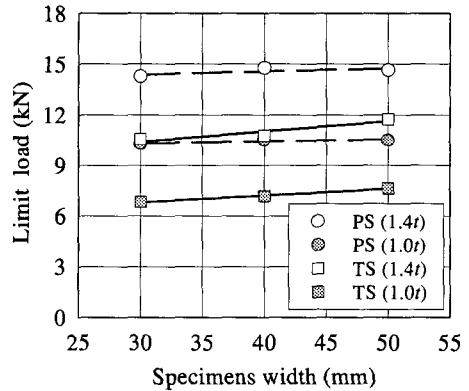


Fig. 8 Limit load vs. width and thickness for TS and PS specimens

3.2 순수전단모드 점용접 시편들

순수전단모드인 PS시편은 너깃계면(판재계면)에 순수전단력이 작용하므로 용접점의 파단형태는 계면식이어야 하나, 점용접시편들이 버튼식 파단을 보장하는 최적용접조건으로 제작되어, PS시편의 파단형태는 계면식도 아니고 버튼식도 아니다. 즉 파단된 PS시편을 통해, 너깃선단 중심부의 (두께방향 초기네킹에 이어지는 연성파단으로 형성되는) 두께방향 관통균열이 폭방향으로 진전하여 시편전체가 완전히 파단되는 것이 관찰된다. PS시편의 준정적 하중-변위관계인 Fig. 7에서, 극한하중 이후 급격히 하중이 감소하는 CT-CP시편들의 경우와는 달리, PS시편에서는 극한하중 이후에도 시편 폭방향으로의 점진적 파단으로 인해 하중이 일정하게 유지되다 서서히 감소하는 것을 볼 수

있다. 한편 시편폭을 위의 40mm에서 30, 50mm로 변화시킨 결과, Fig. 8이 보여주듯 PS시편의 폭은 파단에 영향을 주지 않는 것을 알 수 있다. 준정적 순간파단실험에서 얻은 PS시편들의 극한하중값도 아래와 같이 모재 항복강도, 너깃지름, 시편두께의 함수로 요약된다. 각 변수의 단위는 위의 CP-CT시편들의 극한하중식 (3)에서와 동일하다.

$$P_{lim}|_{PS} = \sigma_y d (7.0t + 0.9) \quad (4)$$

3.3 혼합모드 점용접 시편들

Fig. 9에는 인장-전단 혼합모드 TS시편들의 준정적 하중-변위관계들이 나타나 있다. TS시편의 파단은 먼저 너깃선단을 따라 발생하는 두께방향 국부네킹에 의해 반원형태의 버튼식 파단이 진행된

후, 이어 너깃반경의 약 3배에 해당하는 장반경을 갖는 타원형태로 모재의 나머지 후반부가 찢겨 나가는 형태이다. 초기에 두께만큼 떨어진 짝힘으로 형성되는 모멘트에 의해 TS시편의 너깃부는 회전하는데, 파단점에서는 짝힘이 동일 하중선상에 놓이게 되어 최대회전각  $\theta$ 에 도달한다. 주어진 폭 40mm에 대해 두께 1.0t, 1.4t인 TS시편들에서  $\theta \approx 20^\circ, 15^\circ$ 이다. 파단시 TS시편의 너깃계면에 작용하는 하중을 계면에 수직인 인장력  $P_n (= P \sin \theta)$ 과 평행한 전단력  $P_s (= P \cos \theta)$ 로 분리하면,  $P_n$ 이 (너깃원주면에 전단응력을 야기시켜) 버튼식 파단에 기여하는 주요성분이 된다. 시편폭을 위의 40mm에서 30, 50mm로 변화시킨 결과, Fig. 8이 보여주듯 TS시편에서는 시편폭이 증가함에 따라 극한하중이 (측정범위 내에서) 선형적으로 증가한다. 이는, 임계  $P_n$ 에서 파단이 일어난다고 볼 때, 시편폭에 비례하는 TS시편의 증가된 강성이 회전각을 제한하여 유효  $P_n$  값을 작게 하기 때문이다. 준정적 순간파단실험에서 얻은 TS시편들의 극한하중값은 아래와 같이 모재항복강도와 너깃지름 그리고 시편두께 및 시편폭  $w$ 의 함수로 요약될 수 있다. 여기서  $w/d$ 는 너깃근처의 국부회전에 저항하는 전체 탄성영역의 크기비를 나타내는 독립변수로서 채택되었다. 각 변수의 단위는 위의 CP-CT시편들의 극한하중식 (3)에서와 동일하다.

$$P_{lim}|_{TS} = \sigma_y d (6.3t - 1.3) [0.03 (w/d) + 0.8] \quad (5)$$

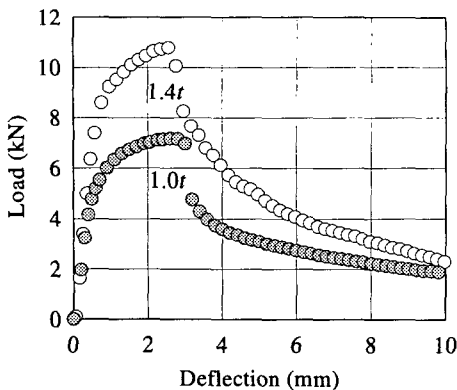


Fig. 9 Load-deflection curves of TS specimens

#### 4. 하중-피로수명관계

본 장에서는 극한하중보다 작은 하중을 반복적으로 가하는 피로실험으로 각 점용접시편들의 하중-피로수명 데이터를 확보하고, 이를 토대로 점용접시편의 하중방식과 하중범위 그리고 시편형상이 점용접시편의 피로수명에 미치는 영향을 살펴본다. 피로실험은 하중비 ( $P_{min}/P_{max}$  = 최소하중/최대하중) 0, 반복진동수 2 Hz로 MTS를 이용하여 수행되었고, 지그와 그래프는 앞서 기술한 준정적 과부하 순간파단실험에서의 것과 동일하다.

피로실험이 진행되는 동안 비파괴적 방법을 통해 너깃선단에서 일어나는 균열생성 및 진전을 명확히 측정하는 것은 현실성을 갖지 못할 정도로 어려우므로 시편외부에서 얻은 정보로 시편내 너깃선단의 균열생성과 진전을 추정하기 위한 여러 방법들이 제기되어 왔다.<sup>(7)</sup> 그 중 한 방법은 너깃부에 붙인 특수 스트레인 게이지로부터 얻어지는 변형률의 변화를 통해서 균열이 생성되는 시기를 측정하는 것이다. 이 경우 게이지로부터 얻는 변형률의 변화량은 아주 미세한데, 피로실험시의 동적하중은 여러 형태의 외란으로 게이지에 작용하게 되어 측정된 변형률은 적지 않은 오차를 수반한다. 또 다른 방법은 COD 게이지로 균열선단부의 미세열림변위를 측정하여 균열진전을 추정하는 것인데, COD 게이지를 장착하기 위해서는 점용접시편에 구멍을 뚫어 게이지 지지부를 만들어야 한다. 이로 인해 점용접선단에 근접한 구멍주위에 집중된 응력이 측정하고자 하는 균열선단 응력장에 영향을 주게 된다. 또한 이 방법은 TS시편과 같은 회전발생 시편의 경우 스트레인게이지 장착에 어려움이 있으며, 시편변형이 게이지 측정범위를 넘어서면 변위 측정이 불가능하게 된다.

피로실험에는 변위제어방식과 하중제어방식이 있으며, 일정한 변위를 반복하여 가하는 변위제어 방식에서는 균열진전에 따라 하중이 감소한다. 반대로 일정한 하중을 반복적으로 가하는 하중제어방식에서는 균열진전이 시작되기 전까지는 상용변위가 일정하다가 균열진전으로 시편파단점에 도달하면 변위가 급격히 증가한다. Fig. 10은 일정크기의 하중에 의한 피로실험시 하중반복 회수에 따른 시편변위의 변화를 나타낸 것이다.

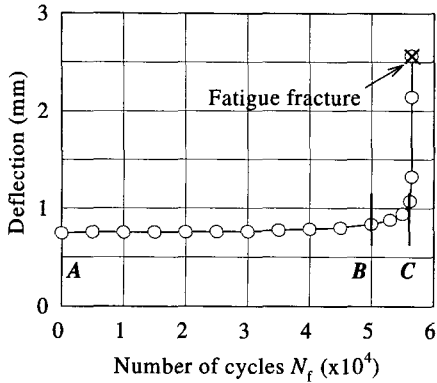


Fig. 10 Specimen deflection vs. cycles for max. load of 500N in TS specimen

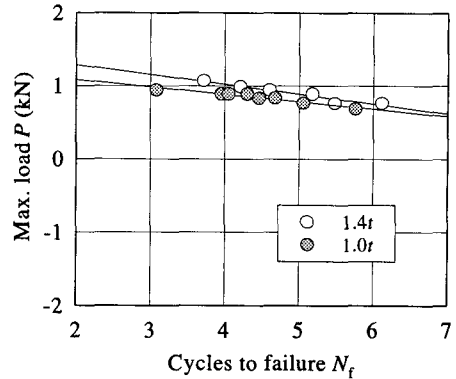


Fig. 12 Max. load vs. cycle curves in mode II PS specimens(log scale)

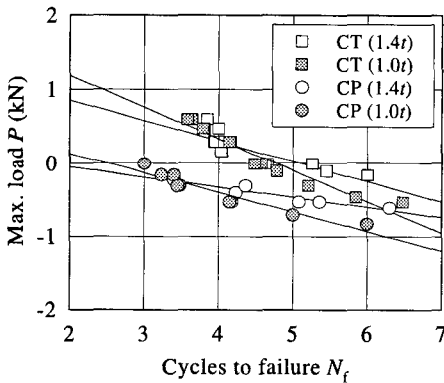


Fig. 11 Max. load vs. cycle curves in mode I CP and CT specimens(log scale)

여기서 AB구간과 BC구간의 기울기가 현저히 다른데, 이로부터 B점을 균열생성점으로 볼 수 있으며 BC구간동안 시편두께방향으로 균열이 성장하여 C점에서 시편이 파단되는 것을 알 수 있다. 여기서 전체 AC구간 중 균열생성점까지의 AB구간이 BC구간보다 현저히 커서 전체 파단까지의 반복회수에서 AB구간이 지배적인 것을 주목할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 균열이 생성된다고 예측되는 B점까지의 반복회수를 점용접 시편의 피로수명  $N_f$ 로 정하였다.

#### 4.1 인장모드 점용접 시편들

Fig. 11는 CP-CT 인장모드 시편들에 대한 피로 실험을 통해 얻은 하중-피로수명 데이터이다. CP-CT시편들의 너깃선단에서 시작한 피로균열은 두께방향으로 진전하다 두께를 관통하면 너깃원주를

따라 어느 시점까지 진전한 후 시편 폭방향으로 계속 진전한다. 파괴역학측면에서 볼 때 균질재료 시편에 모드 I 하중이 작용하면 균열진전방향은 하중방향에 수직인 방향이지만 실험에서 관찰된 CP-CT시편들의 균열진전방향은 너깃계면방향이 아닌 판재두께방향이며, 이는 열영향 재료경화에 의한 용접부의 비균질성에 그 이유를 두고 있다.

#### 4.2 순수전단모드 점용접 시편들

Fig. 12는 PS시편의 피로실험을 통해 얻은 하중-피로수명 데이터이다. PS시편에서 균열진전방향은 CT시편에서와 마찬가지로 시편두께방향이며, 성장한 균열이 너깃의 원주를 따라 진전하다 폭방향으로 급격히 진전하여 피로파단에 이르게 된다. 파단된 준정적 하중시편과 피로시편을 비교해보면, 극한하중에 의한 준정적 파단시편은 상당한 소성 변형에 의한 네킹으로 두께가 서서히 얇아져서 예리한 면을 갖는다. 고하중-단수명 영역에서 파단된 피로시편도 상당한 소성변형을 수반하며 준정적 파단시편과 유사한 두께와 폭방향의 네킹이 관찰된다. 반면에 소성변형이 작은 취성파단을 겪는 저하중-장수명 영역의 피로파단 시편은 네킹으로 인한 두께변화 없이 균열이 시편의 두께와 폭방향으로 진전하여 파단되었다. 또한 저하중 피로파단시편에서는 균열이 결정입자들을 거슬러 전파됨에 따라 피로파단면이 오토도톨한 입상을 가지게 된다. Fig. 13은 4가지 점용접 시편들의 표면에서 관찰된 균열전파 특성을 고하중-단수명 영역과 저하중-장수명 영역으로 분리하여 도시하고 있다.



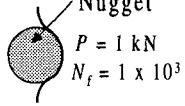
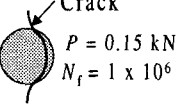
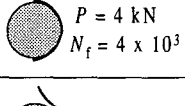
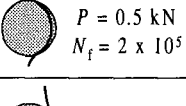
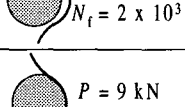
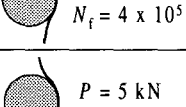
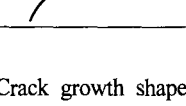
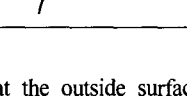
	High P	Low P
CP	 <p>Nugget  <math>P = 1 \text{ kN}</math>  <math>N_f = 1 \times 10^3</math></p>	 <p>Crack  <math>P = 0.15 \text{ kN}</math>  <math>N_f = 1 \times 10^6</math></p>
CT	 <p><math>P = 4 \text{ kN}</math>  <math>N_f = 4 \times 10^3</math></p>	 <p><math>P = 0.5 \text{ kN}</math>  <math>N_f = 2 \times 10^5</math></p>
TS	 <p><math>P = 6 \text{ kN}</math>  <math>N_f = 2 \times 10^3</math></p>	 <p><math>P = 2 \text{ kN}</math>  <math>N_f = 4 \times 10^5</math></p>
PS	 <p><math>P = 9 \text{ kN}</math>  <math>N_f = 1 \times 10^3</math></p>	 <p><math>P = 5 \text{ kN}</math>  <math>N_f = 5 \times 10^5</math></p>

Fig. 13 Crack growth shape at the outside surface of a single spot weld nugget

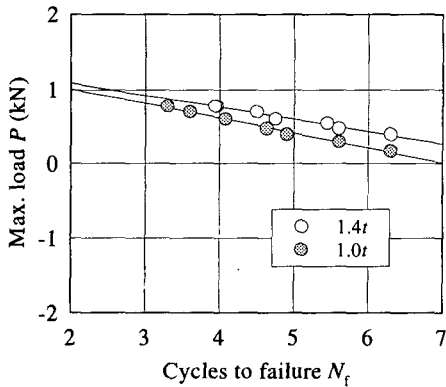


Fig. 14 Max. load vs. cycle curves in mixed mode TS specimens(log scale)

4.3 혼합모드 점용접 시편들

혼합모드인 TS시편의 피로실험에서 얻은 하중-피로수명 데이터가 Fig. 14에 나타나있다. 저하중이 작용하여 장수명에 피로파단된 시편은 너깃 경계면에서 두께방향으로 성장한 균열이 너깃원주를 따라 폭방향으로 진전하게 된다. 반면에 고하중-단수명으로 피로파단된 시편은 균열이 너깃원주에서 약간 떨어진 위치에서 발생하여 폭방향으로 진전하였으며, 극한하중으로 순간파단된 점용접 시편들과 유사하게 너깃부주위에서 국부적인 네깅이 관찰되었다. (Fig. 13의 TS-그림들 참조)

4.4 등가응력확대계수  $K_e$

점용접시편의 준정적 순간파단실험시 너깃주위에는 과도하중에 의한 국부대변형이 발생하나, 피로파단실험에서는 극한하중에 비해 훨씬 작은 반복하중이 작용하므로 시편변형이 거의 없다. 특히 저하중-장수명의 경우 점용접 너깃주위의 소성영역 크기가 비교적 작아 점용접시편의 피로수명평가에 선형탄성 응력확대계수  $K$ 를 이용할 수 있다. 파단변수  $K$ 는 크게 에너지 방출률과 응력장 세기의 두 가지 의미를 갖는다. 이 중 에너지 방출률로서의  $K$ 는 (적어도 균열방향으로) 균질한 재료내의 균열이 초기균열과 동일방향으로 진전하는 self-similar인 경우를 가정하고 있다. 그러나 본 연구의 대상인 점용접시편의 외부균열은 준정적 하중이나 반복하중시 용접계면을 따르지 않고 두께방향으로 진전한다. 따라서 에너지 방출률 의미로의  $K$ 는 본 연구에 적합하지 않다.  $K$ 의 다른 의미는 균열선단 소성역내에 HRR장의 세기 [ $J = K^2/E'$ ]로서 균열선단재료에 걸리는 응력과 변형을 즉 재료손상의 척도이다. 여기서  $E'$ 은 평면변형률에서의 유효영률이다. 다시 말해 너깃선단에서 얻은  $K$ 값은 점용접 시편의 균열진전방향 및 파단위치와 무관하게, 너깃주변재료가 겪는 국부손상 척도로 해석될 수 있다. 본 연구에서는 파괴변수  $K$ 를 후자의 의미로 활용하도록 한다.

Fig. 15은 점용접시편의 너깃단면에 작용하는 하중들과 모멘트를 도시한 것으로 시편에 작용하는 하중  $P$ 는 너깃단면에서의 인장력  $P_n$ 과 전단력  $P_s$ 로 분리된다. 또한 편심하중에 의한 모멘트  $M(= P_n l_m)$ 이 너깃단면 중심에 작용한다. 여기서  $l_m$ 은 너깃단면의 중심에서 하중작용점까지의 편심거리이다. 한편 실제 점용접된 판형구조물의 용접점간의 간격이 충분히 넓으면, 각 용접점은 두 무한평판을 연결하는 원형 접합부로 근사화될 수 있다. 이 경우 인장력과 모멘트 그리고 전단력에 의한 균열선단 응력확대계수  $K_t$ ,  $K_m$ ,  $K_s$ 를 각각 아래와 같이 구할 수 있다.<sup>(18)</sup>

$$\begin{aligned}
 K_t &= P_n / (d\sqrt{\pi d/2}) \\
 K_m &= 6M / (d^2\sqrt{\pi d/2}) \\
 K_s &= P_s / (d\sqrt{\pi d/2})
 \end{aligned}
 \tag{6}$$

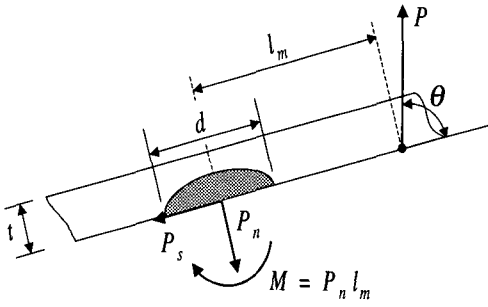


Fig. 15 Axial ( $P_n$ ), shear ( $P_s$ ) forces and bending moment ( $M$ ) sustained by a spot weld.

CP-CT 인장모드 시편들에서는 너깃계면에 인장력과 모멘트만 작용하고 PS 전단모드 시편의 너깃계면에는 전단력만 작용한다. 이에 반해 TS 혼합모드 시편의 너깃계면에는 인장력, 모멘트, 전단력이 동시에 작용한다. 그러나 TS시편의 회전각은 하중에 따라 다르므로, 준정적 순간파단실험에서 얻은 최대회전각의 절반을 평균회전각으로 취하여 너깃계면에 작용하는 인장력과 전단력을 계산하였다. 한편 TS시편은 CP-CT시편에 비해 초기 모멘트암이 매우 작으며 하중증가에 따른 너깃부 회전으로 모멘트암이 줄어들기 때문에, 모멘트항은 인장력과 전단력에 비해 상대적으로 무시 가능하다. 각 점용접시편의  $K_I$ 과  $K_{II}$ 는 중첩원리에 의해 아래와 같이 표현된다.

$$K_I = K_t + K_m \quad ; \quad K_{II} = K_s \quad (7)$$

혼합모드의 파단조건 및 균열진전방향에 관한 연구에서는 일반적으로  $K_I$ ,  $K_{II}$ ,  $K_{III}$ 의 조합으로 이루어진 파단함수  $f(K_I, K_{II}, K_{III})$ 가 임계치  $f_c$ 에 도달할 때 파단이 일어난다고 보고, 파단함수  $f$ 와 임계치  $f_c$ 를 결정한다. 먼저 에너지균형조건 (energy balance criterion)에서는 총에너지방출률 (total energy release rate)  $G_I$ 가 임계치에 도달할 때 파단이 일어난다고 본다. 모드 I과 모드 II에서  $G_I = K_I^2 / E'$ ,  $G_{II} = K_{II}^2 / E'$ 이므로 아래와 같은 관계가 성립한다.

$$K_I^2 + K_{II}^2 = \text{constant} = K_{IC}^2 \quad (8)$$

모드 I 파단의 경우  $K_{II} = 0$ 이므로  $K_I^2 = K_{IC}^2$ 인 관계가 성립하며, 모드 II 파단의 경우  $K_I = 0$ 이므로 식 (8)에서  $K_{II}^2 = K_{IC}^2$ 인 관계가 도출된다. 그러나 실험에서 검증된 결과  $K_{II}^2 \neq K_{IC}^2$ 이므로 아래와 같은 수정된 파단조건식이 제안되었다.<sup>(19)</sup>

$$\left(\frac{K_I}{K_{IC}}\right)^2 + \left(\frac{K_{II}}{K_{IC}}\right)^2 = 1 \quad (9)$$

$$\Leftrightarrow K_I^2 + \left(\frac{K_{II}}{K_{IC}}\right)^2 K_{IC}^2 = K_{IC}^2$$

에너지균형조건에서는 균열진전방향이 초기균열 방향과 동일하다는 가정하에서 기술되므로, 실험에서 관찰되는 실제 균열진전방향을 설명하지 못한다. 이러한 에너지균형 파단조건 단점을 보완하기 위해 Erdogan과 Sih<sup>(20)</sup>는 혼합모드 하중시 균열이 최대집선응력 방향에 수직한 방향으로 성장하는 최대집선응력 파단조건을 제안하였다. 모드 I과 모드 II의 혼합하중이 균열선단에 걸릴 경우,  $\tau_{\theta\theta} = 0$  조건에서 얻은 최대집선응력 방향각을  $\theta_m$ 이라 한 후,  $\sigma_{\theta}(\theta_m)$ 과 순수모드 I 하중시의 파단응력  $\sigma_1 (= K_{IC} / \sqrt{2\pi r})$ 을 연결시키면, 다음과 같은 혼합하중시의 파단조건식을 얻는다.

$$K_I \cos^3 \frac{\theta_m}{2} - 3K_{II} \cos^2 \frac{\theta_m}{2} \sin \frac{\theta_m}{2} = K_{IC} \quad (10)$$

식 (9)와 (10)을 참조하여 모드 I 하중시의 임계파단 값  $K_{IC}$ 를 파단기준으로 설정하면, 앞에서 기술된 2가지 파단조건식들은 아래와 같이 일반화된다.

$$K_e^2 = f_1(K_I^2) + f_2(K_I, K_{II}) + f_3(K_{II}^2) = K_{IC}^2 \quad (11)$$

Broek<sup>(21)</sup>은 식 (9)를 정리하여, 식 (11)에서  $f_2 = 0$ 인 형태의 단순화된 등가응력확대계수와 상응하는 파단조건식을 아래와 같이 제안하였다. 여기서  $\beta$ 는 모드 II 하중에 대한 재료의 민감도를 나타내는 재료상수로서, 재료의 연성과 밀접한 상관관계가 있으며 이에 관해 아래에서 상세히 논해 본다.

$$K_e^2 = K_I^2 + \beta K_{II}^2 (= K_{IC}^2) \quad ; \quad \beta = \left(\frac{K_{IC}}{K_{IIc}}\right)^2 \quad (12)$$

4.5 혼합모드하의 파단방향

혼합모드하의 균열진전방향과 초기균열방향은 서로 일치하지 않으며, 일단 성장한 균열도 동일한 각도로 진전하지 않고 방향을 바꾸어 가면서 성장하므로 혼합모드에서 균열진전방향을 예측하는 것은 매우 난해하다. 이에 Melin<sup>(22)</sup>은 혼합모드에서 (주균열에서 발생한) 꼬임균열 모델에 대한 해석을 통해 혼합모드 균열진전방향을 기술하였으며, 이로부터 균열진전방향을 결정짓는 인자가 재료의  $K_{IIc}/K_{IC}$  비인 것을 보였다. Fig. 16은 주균열에  $\alpha$  만큼의 각도로 기울어진 미소꼬임균열과 작용 응력들을 나타낸다. 혼합모드 하중이 작용할 때, 미소 꼬임균열선단에서의 응력확대계수  $k_I$  과  $k_{II}$  는 주균열의 응력확대계수  $K_I$  과  $K_{II}$  의 조합으로 아래와 같이 표현된다.<sup>(23)</sup> 여기서  $\alpha$  는 꼬임균열의 기울어진 각도,  $R_{ij}$  는 삼각함수의 합으로 이루어진  $\alpha$  의 함수다.

$$k_I(\alpha) = R_{11}(\alpha)K_I + R_{12}(\alpha)K_{II} \tag{13}$$

$$k_{II}(\alpha) = R_{21}(\alpha)K_I + R_{22}(\alpha)K_{II}$$

미소꼬임균열 선단에서의 응력확대계수를 최대로 하는 방향으로 초기 꼬임균열이 생성된다고 가정하면, 등방성재료에서 모드 I 파단의 경우 균열은  $k_I(\alpha) = k_{I\max}$  방향으로, 모드 II 파단의 경우 균열은  $k_{II}(\alpha) = k_{II\max}$  방향으로 진전해 나아간다. Fig. 17은 모드 I과 모드 II 파단이 일어나는데 필요한  $K_I$ 과  $K_{II}$ 의 조합을 각각 두 개의 곡선으로 나타내고 있다. 먼저 모드 I 파단조건에서는 순수 모드 II 하중이 작용해도 반드시 모드 I 파단이 발생해야 하므로  $K_{II} = 0.81 K_{IC} < K_{IIc}$  이다. 즉 순수 모드 II 하중하에서 모드 I 파단이 발생하기 위해서는  $K_{IIc}/K_{IC} > 0.81$  이어야 하며, 반대로 모드 II 파단이 발생하기 위해서는  $K_{IIc}/K_{IC} < 0.81$  이다. 동일한 이유에서 모드 II 파단조건에서 모드 II 방향으로 균열이 진전하려면  $K_{IIc}/K_{IC} < 0.38$  인 관계가 성립되어야 한다. 결과적으로 모드 II 파단이 발생하기 위해서는  $K_{IIc}/K_{IC}$  비가 대략 0.38과 0.81 사이의 값보다 작아야한다. 그러나 일반적인 재료에서  $K_{IIc}/K_{IC} \geq 1$  이므로 모드 II 하중하에서도 모드 II 파단은 잘 일어나지 않는다.

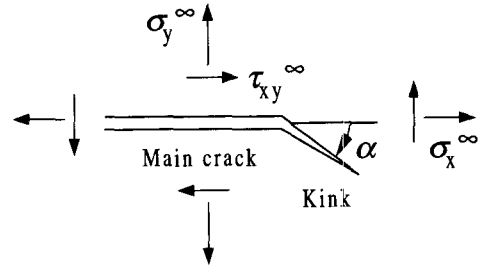


Fig. 16 A kink of infinitesimal length forming an angle with the main crack

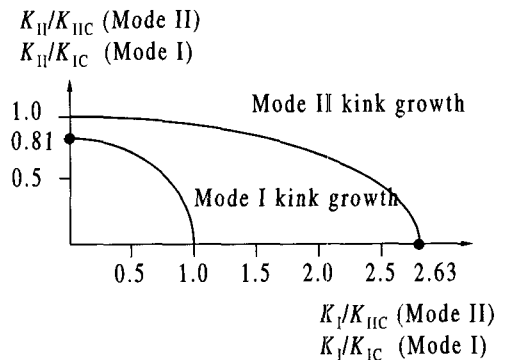


Fig. 17 The theoretical curves showing the combinations of  $K_I$  and  $K_{II}$  necessary to initiate in mode I and II

모드 II에 대한 재료의 민감도를 나타내는 재료 상수  $\beta$ 와  $K_{IIc}/K_{IC}$  비를 서로 연관지어 보면  $\beta$  값이 1.5와 7 사이의 값보다 클 경우 모드 II 파단이 가능하다.

한편 Hallbäck<sup>(24)</sup>은 혼합모드 하중에서 재료의 연성에 따라 파단각도가 달라지는 것을 확인하였다. Hallbäck은 균열이 최대전단응력방향으로 진전한다는 최대전단응력 (Maximum Shear Stress; MSS) 파단조건을 제안하고, 알루미늄 합금 7075-T6 재료에 대한 혼합모드 파단실험으로 MSS 조건식의 유용성을 입증하였다. 즉 MHS 파단조건은 PMMA와 같은 취성재료의 혼합모드시의 파단방향은 잘 설명하지만, 연성이 큰 알루미늄 합금의 파단 방향과는 큰 차이를 보인다. 순수모드 II 하중시 PMMA에서는 약  $-70^\circ$  의 파단각도로 균열이 진전하지만, 알루미늄합금에서는 거의  $0^\circ$  즉 MSS 파단조건이 제시하는 방향으로 균열이 진전한다.

이는 재료의 연성도 (ductility)가 파단모드를 결정짓는 중요인자임을 보여준다. 위에서 언급한  $K_{IIc}/K_{IC}$  비가 파단모드를 결정짓는 물성치라는 점에서  $K_{IIc}/K_{IC} (= \beta^{-0.5})$ 는 “ 모드 II 하중에 대한 재료의 민감도” 즉 “ 재료의 연성도” 와 관련이 있다. 또한 Pook<sup>(25)</sup>은 알루미늄합금 DTD 5050의 혼합모드 파단실험으로  $K_{IIc} \cong 0.75K_{IC}$ 인 관계를 얻었는데, 이 경우 알루미늄합금 DTD 5050의 재료상수  $\beta = 1.78$ 이다.

4.6 등가응력확대계수  $K_e$ 와 피로수명관계

본 연구에서는 점용접시편의 피로수명예측에 식 (12)에서 정의된 등가응력확대계수를 균열구동 변수로 채택하였다. 피로실험에서 얻은 하중-피로수명 데이터를 등가응력확대계수와 피로수명관계로 재구성하는 과정에서 재료상수  $\beta$ 를 조율하여 피로수명 예측식으로부터의 데이터 분산을 최소화함으로써 보다 명확한 피로수명예측이 가능하다. 이를 위해 선형회기곡선  $\log K_e = A + B \log N_f$ 의 계수  $A, B$ 와  $\beta$ 를 설계변수들로, 그리고 회기곡선식과 상응하는 데이터들 사이의 편차를 목적함수로 설정하여 이를 최소화하는 최적화기법을 사용하였다. 이 때 등가응력확대계수  $K_e$ 는 식 (12)의 정의에 따라  $\beta$ 의 함수이므로 최적계수  $A, B$ 를 구하는 것은 본질적으로 비선형 최적화문제가 된다. 목적함수인 편차의 변화율이 허용치 0.01보다 작을 때까지 설계변수  $\beta, A, B$ 의 값들을 반복 계산하여 얻은 최적  $\beta$ 값은 4.3이다. 이 값은 위에서 언급한대로 본 연구에서 사용된 SPRC35 판재의 연성도를 나타내는 재료상수로 볼 수 있다. Fig. 19은  $\beta$ 값을 0.1에서 30까지 변화하는데 따른  $K_e - N_f$  관계 회기직선으로부터의 데이터 분산정도를 나타낸다.  $\beta$ 값이 0.1에서 4.3으로 증가하면서  $K_e - N_f$  실험 데이터가 회기선 주위에 조밀하게 분포하며,  $\beta$ 가 최적값 4.3을 넘게 되면 데이터의 분산이 커지는 것을 볼 수 있다. Fig. 18(c)의 등가응력확대계수와 피로수명 데이터들로부터 아래식 (14)와 같은 피로수명예측식을 도출하였다. 여기서  $(A, B) = (2.28, -0.20)$ 이다.

$$\Delta K_e [ \text{MPa}\sqrt{\text{m}} ] = 10^A N_f^B \quad (14)$$

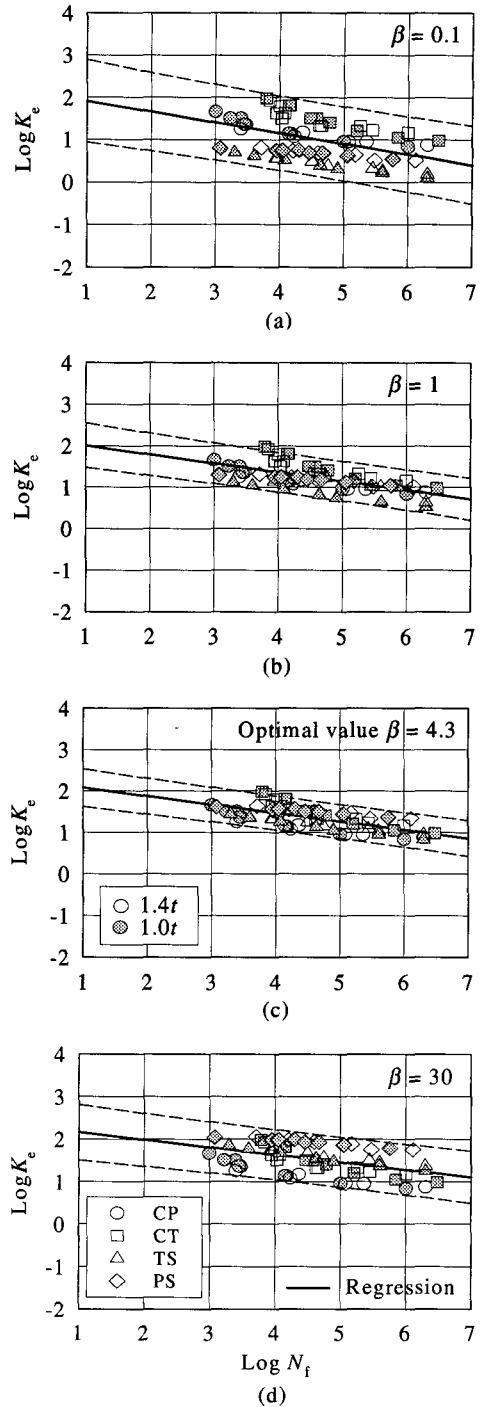


Fig. 18 Equivalent stress intensity factor vs. failure cycles in mode I & II and mixed mode for (a)  $\beta = 0.1$  (b)  $\beta = 1.0$  (c)  $\beta = 4.3$  (d)  $\beta = 30$  (log scale)

## 5. 결론

본 연구에서는 최적용접조건으로 제작된 4가지 점용접시편들에 대한 준정적 순간파단실험과 피로 실험을 통해 준정적 하중-변위관계와 반복하중-피로수명 데이터를 확보하여, 이를 토대로 점용접 시편들의 극한하중을 모재항복강도와 기하형상의 향으로 나타내었다. 또한 하중-피로수명관계를 등가응력확대계수 향으로 재구성하여 점용접시편의 기하형상과 하중방식을 포괄하는 피로수명예측식을 제시하였다. 이와 같은 일련의 과정들을 통해 다음과 같은 결론들을 도출할 수 있다.

(1) 준정적 인장 모드 하중을 받는 CT-CP시편들은 너깃원주면에 가해지는 전단응력의 지배하에 파단이 일어나며 순수전단모드 하중을 받는 PS시편은 너깃원주면에 작용하는 인장응력이 시편 파단의 중요한자인 것을 알 수 있었다. PS시편은 시편폭에 관계없이 거의 일정한 극한하중값을 가지지만, TS시편은 시편폭 증가함에 따라 극한하중값이 선형적으로 증가하는데, 이는 시편강성 증가에 따른 시편회전각의 제한으로 설명된다.

(2) 4가지 형태의 점용접시편들에 대한 준정적 하중실험에서 얻은 극한하중값을 모재의 항복응력과 점용접시편의 너깃지름, 판재두께, 폭 등의 기하변수들의 향으로 아래식 (15)와 같이 요약되며, 각 계수값들은 Table 3에 정리되어 있다.

$$P_{lim} = \sigma_y(C_1 d + C_2)(C_3 t + C_4)[C_5(w/d) + C_6] \quad (15)$$

(3) 점용접시편의 피로파단해석시 균열선단 소성역이 비교적 작은 저하중-장수명의 경우, 하중-피로수명 데이터를 등가응력확대계수  $K_e(\beta)$ 의 향으로  $K_e = 10^A N_f^B$ 와 같이 재구성함으로써, 매우 일반적인 점용접 구조물의 피로수명예측이 가능하다. 여기서  $\beta$ 는 “모드 II 하중에 대한 재료의 민감도” 즉 “재료의 연성도”를 나타내는 재료 상수이다.

**Table 3** Coefficients of the limit load in Eq (15) for 4 specimens

	$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$	$C_5$	$C_6$
CP	0.2	3.4	1.3	0.6	0	1
CT	1	0	6.9	-2.0	0	1
PS	1	0	7.0	0.9	0	1
TS	1	0	6.3	-1.3	0.03	0.8

## 후 기

본 연구는 한국과학재단의 96 핵심전문연구(KOSEF 961-1004-031-2)의 지원에 의해 이루어졌으며, 이에 감사드립니다.

## 참고문헌

- (1) 이형일, 최진용, 1998, “점용접시편의 극한하중 해석 및 유효  $J$ -적분에 의한 피로수명예측,” 대한기계학회 논문집 기고.
- (2) 이태수, 이형일, 신수정, 1998, “점 용접점 파단의 정량적 모델-1 파단조건식,” 한국자동차공학회 논문집, 제6권, 제6호, pp. 40~52.
- (3) 신수정, 이형일, 이태수, 최양욱, 1999, “점 용접점 파단의 정량적 모델-2 판형구조해석,” 한국 자동차공학회 논문집, 제7권, 제1호, pp. 161~172.
- (4) Pook, L. P., 1975, “Fracture Mechanics Analysis of the Fatigue Behavior of Spot Welds,” *International Journal of Fracture*, Vol. 11, pp. 173~176.
- (5) Wang, P. C. and Ewing, K. W., 1988, “A  $J$ -integral Approach to Fatigue Resistance of a Tensile-Shear Spot Weld,” *SAE Paper* 880373.
- (6) Wang, P. C. and Ewing, K. W., 1991, “Fracture Mechanics Analysis of Fatigue Resistance of Spot Welded Coach-Peel Joints,” *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 14, No. 9, pp. 915~930.
- (7) 송삼흠, 김부동, 1984, “점용접재의 피로거동과 응력분포,” 대한기계학회논문집, Vol. 8, No. 3, pp. 224~231.

- (8) 배동호, 1991, "인장-전단하중을 받는 일점 spot 용접이음재의 파괴역학적 피로강도 평가," 한국자동차공학회논문집, 제13권, 5호, pp. 42~50.
- (9) 이강용, 김옥환, 1997, "점용접에 의하여 판재로 보강된 균열판의 수직응력에 의한 응력세기계수," 대한용접학회지, Vol. 15, No. 1, pp. 55~65.
- (10) 이강용, 김옥환, 1998, "혼합형 하중하에 있는 판재로 보강된 균열판의 응력세기계수," 대한기계학회논문집 A, Vol. 22, No. 3, pp. 569~578.
- (11) 손일선, 구재민, 정원석, 배동호, 1998, "인장-전단하중을 받는 IB형 일점 spot 용접이음재의 응력분포와 피로강도 평가," 한국자동차공학회 논문집, 제6권, 제5호, pp. 20~27.
- (12) Ono, M., Tanaka, J., Yuuki, R. and Kabasawa, M., 1986, "Fatigue Strength and Strain Behavior of Spot Welded Joints in Steel Sheets for Automobiles," *Nippon Kokan Technical Report*, No. 47, pp. 45~51.
- (13) ASTM, 1996, "Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials," *Annual Book of ASTM Standards*, No. E8M, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA.
- (14) JIS Z-3140, 1989, "Method of Inspection for Spot Weld."
- (15) Zuniga, S. T., 1994, *Predicting Overload Pull-Out Failure in Resistance Spot Welded Joints*, Ph. D. Dissertation, Stanford University, Chapter 2.
- (16) Cahoon, J. R., Broughton, W. H. and Kutzak, A. R., 1971, "The Determination of Yield Strength from Hardness Measurements," *Metallurgical Transactions*, Vol. 2, pp. 1979~1983.
- (17) KS B 0528, 1994, "Method of Fatigue Testing for Spot Welded Joint."
- (18) Tada, H., Paris, P. C. and Irwin, G. R., 1985, *The Stress Analysis of Cracks Handbook*, 2nd Edition, Paris Production, Inc., St. Louis.
- (19) Jurf, R. A. and Pipes, R. B., 1982, "Interlamina Fracture of Composite Materials," *Journal of Composite Materials*, Vol. 16, pp. 386~394.
- (20) Erdogan, F. and Sih, G. C., 1963, "On Crack Extension in Plates under Plane Loading and Transverse Shear," *Journal of Basic Engineering*, Vol. 85, pp. 519~527.
- (21) Broek, D., 1986, *Elementary Engineering Fracture Mechanics*, 4th Edition, Martinus Nijhoff Publishers, Chapter 14.
- (22) Melin, S., 1987, "Fracture from a Straight Crack Subjected to Mixed Mode Loading," *International Journal of Fracture*, Vol. 32, pp. 257~263.
- (23) Cotterell, B. and Rice, J. R., 1980, "Slightly Curved or Kinked Cracks," *International Journal of Fracture*, Vol. 16, No. 2, pp. 155~169.
- (24) Hallbäck, N., 1997, "The Influence of Finite Geometry and Material Properties on Mixed Mode I/II Fracture of Aluminium," *International Journal of Fracture*, Vol. 87, pp. 151~177.
- (25) Pook, L. P., 1971, "The Effect of Crack Angle on Fracture Toughness," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 3, pp. 205~218.