

점용접시편의 과부하해석 및 유효 J -적분에 의한 피로수명예측

이 형 일* · 최 진 용**
(1998년 12월 19일 접수)

Overload Analysis and Fatigue Life Prediction Using an Effective J -Integral of Spot Welded Specimens

Hyungyil Lee and Jinyoung Choi

Key Words: Spot Welded Specimen (점용접시편), Overload Analysis (과부하해석), Fatigue Analysis (피로해석), Finite Element Model (유한요소모델), J -Integral (J -적분), Effective Crack Driving Parameter J_e (유효균열구동변수 J_e), Fatigue Life (피로수명)

Abstract

This paper proposes an integrated approach, which is independent of specimen geometry and loading type, for predicting the fatigue life of spot welded specimens. We first establish finite element models reflecting the actual specimen behaviors observed on the experimental load-deflection curves of 4 types of single spot welded specimens. Using finite element models elaborately established, we then evaluate fracture parameter J -integral to describe the effects of specimen geometry and loading type on the fatigue life in a comprehensive manner. It is confirmed, however, that J -integral concept alone is insufficient to clearly explain the generalized relationship between load and fatigue life of spot welded specimens. On this ground, we introduce another effective parameter J_e composed of J_I, J_{II}, J_{III} , which has been demonstrated here to more sharply define the relationship between load and fatigue life of 4 types of spot welded specimens. The crack surface displacement method is adopted for decomposition of J , and the mechanism of the mixed mode fracture is also discussed in detail as a motivation of using J_e .

1. 서 론

점용접은 2장 이상의 강판들을 별도 부재 없이 전기저항으로 생성되는 고열을 이용하여 연결함으로써 차체 및 각종 차량 환형부품들의 차량 경량화 측면에서 매우 효과적인 체결방법으로 자리잡고 있다. 또한 뛰어난 내구성과 균질한 용접품질 및 자동화에 따른 높은 생산성으로 인해, 현재 자동차 이외에도 철도차량, 가전제품 등의

구조용 판재 체결에 널리 사용되고 있다. 이러한 점용접으로 체결된 구조물의 구조강도나 충돌 해석에 있어, 피로나 과도하중하에서 판재내 점용접점 거동에 대한 이해는 판재 자체의 역학적 거동에 대한 지식과 더불어 중요한 의미를 갖는다.

점용접부의 준정적 파단예측과 피로파단예측은 고체역학에서도 매우 난해한 문제로 알려져 있다. 먼저 점용접이 이루어지는 자동차 구조용 고장력 강판 같은 연성재료의 파단은 대부분 기하학적 형상이 많이 바뀌는 대변형을 수반한다. 따라서 정확한 변형해석을 위해서는 각 점용접점 주위에 상당히 많은 수의 3차원 연속체 유한요소를 사용해야 한다. 또한 두 판재를 연결한 용접점이

* 회원, 서강대학교 기계공학과
E-mail : hylee@ccs.sogang.ac.kr
TEL : (02)705-8636 FAX : (02)712-0799

** 서강대학교 대학원 기계공학과

기하학적 특이부로 작용하는 외부균열형태이기 때문에, 해석이 보다 체계적이기 위해서는 엄격한 의미의 파괴역학으로 접근되어야 한다.⁽¹⁻⁵⁾ 뿐만 아니라 점용접시편의 파단해석은 용접시의 온도 변화에 따른 용접부 근처의 기계적 성질 변화로 인해, 너깃 주위에서의 재료강도 분포를 추가적으로 고려해야 하는 어려움을 지니고 있다.⁽⁶⁻⁷⁾ 그러나 최근에는 컴퓨터 계산속도의 향상과 유한요소해석 프로그램의 발달로 이와 같이 미시적으로 복잡한 문제에 대한 연구진전이 있었다.⁽⁸⁻⁹⁾

점용접점의 파단해석은 크게 연결부에 걸리는 과부하에 의한 준정적 순간파단과 임계하중보다 작은 하중의 반복작용에 의한 점진적 피로파단의 경우로 나누어 생각할 수 있다. 과부하에 의한 파단해석에서 가장 중요한 것은 임계하중을 재료강도와 판재두께, 너깃반경 등의 기하변수들의 함수로 나타내는 것이다. 즉 과부하 파단해석은 파단조건 정량화 및 그에 따른 파단조건식⁽⁸⁾을 제시함으로써 거시적인 접근방법⁽⁹⁾을 구현화시키는 중요한 의미를 갖는다. 한편 순간파단해석에 비해 보다 기본적인 설계자료들을 제공하는 피로파단은, 과도하중에 의한 순간파단과는 달리 광범위한 하중상태에서 수많은 반복하중에 의해 발생하므로, 그 예측에 있어서 과도하중 파단해석보다 훨씬 많은 시간과 노력을 요구한다. 그러나 데이터 확보시간과 노력의 차이는 있을지라도, 피로파단 역시 너깃반경이나 시편두께 등의 기하변수와 하중방식의 함수로 예측된다는 점에서 준정적 과도하중 파단해석과 맥을 같이하고 있다. 또한 실제 다점용접의 형태로 사용되는 점용접의 피로강도는 종국적으로 분담하중을 받는 각 단점용접의 피로강도에 의해 결정되므로 단순화된 다양한 단점용접시편들에 대한 피로해석도 본질적으로는 일반성을 갖는다.

이에 Pook^(1,2)은 점용접시편의 구조가 외부균열 형태임에 착안하여, 점용접시편의 피로수명을 파괴역학적으로 설명하였다. Pook은 인장-전단 점용접시편들에서 얻은 하중과 피로수명 사이의 관계를 응력확대계수-피로수명 관계로 재구성함으로써, 실험 데이터가 훨씬 적게 분산되며 특히 피로한도가 보다 명확히 정의될 수 있음을 보였다. 그러나 Pook의 접근방법은, 인장-전단 점용접시편이 인장하중과 전단하중을 동시에 받음에도 불구하고 단순히 인장모드 응력확대계수 K_I 만을

피로균열진전 구동변수로 선택함으로써 가해진 하중크기가 매우 작은 소규모항복(Small Scale Yielding: SSY)의 경우로만 그 유효성이 제한된다. 즉 하중크기가 소규모항복조건을 벗어나면, 점용접시편의 피로파단은 소성변형률에 의해 지배되는데, 이 경우 전단모드의 영향을 고려하지 않을 수 없게 된다. 이러한 응력확대계수 K_I 의 제한성을 극복하기 위해 Wang과 Ewing⁽³⁻⁴⁾은 선형탄성 응력확대계수 K 대신에 탄·소성 파괴변수 J -적분을 피로균열진전 구동변수로 선택하여 다양한 점용접시편들에서 얻은 피로실험 데이터를 분석하였다. Wang과 Ewing의 연구는 하중크기와 재료강도 그리고 너깃형상 및 반경, 시편폭과 두께 등 기하변수들의 영향을 단일변수 J 를 통해 통합적으로 설명하였으나, 파괴변수-피로수명관계를 인장-전단시편⁽³⁾과 순수인장시편⁽⁴⁾에 대해 각각 하중방식별로 제시하였기 때문에 완전한 일반성을 갖지는 않는다.

본 연구에서는 점용접시편의 형상과 하중방식에 의해 제한 받지 않는 피로수명예측식을 제안하고 그 유효성을 살펴보고자 한다. 이를 위한 첫단계로, 이형일 등⁽⁵⁾이 수행한 점용접시편들(Coach-Peel: CP, Cross-Tension: CT, Tensile-Shear: TS, Pure-Shear: PS)의 준정적 과부하 파단실험에서 얻어진 하중-변위곡선을 기준으로 하여, 점용접시편의 실제 역학적 거동을 반영하는 유한요소모델을 구축한다. 이때 너깃단면에 대한 미소경도측정을 통해 열영향부의 비균질 재료특성을 해석모델에 반영하게 된다. 이어 점용접시편들에 대해 독립적인 하중-피로수명 관계들을 파괴변수 J -적분의 함수와 피로수명의 단일화된 관계로 재구성하게 된다. 이를 위해 최대 J 값을 갖는 너깃선단 영역을 파단시작부로 간주하고 각 모드별 응력확대계수비값⁽¹⁰⁾을 이용해 최대 J 값의 모드별 구성 성분들 J_I, J_{II}, J_{III} 를 구한다. 최종적으로 하중-피로수명데이터를 각 모드별 J_I, J_{II}, J_{III} 의 함수 형태로 주어지는 J_e 의 함수로 재구성하여 시편들의 하중방식과 기하형상에 대해 일반화된 피로수명 예측식을 제시한다. 등가응력확대계수⁽⁵⁾와 동등한 의미를 갖는 이러한 J_e 방법은 실제 형상이 대한 탄·소성 유한요소해석에서 얻은 J 에 기초하였기 때문에, 보다 선명함은 물론 고하중시에도 유효한 피로수명예측식을 제시하는 특징이 있다.

2. 점용접시편의 유한요소모델

2.1 열영향부의 재료특성

점용접 과정에서 시편내 발생하는 고열은 용접부 주변 모재의 기계적 성질을 변화시켜 비균질구조가 된다. 따라서 점용접부의 역학적 거동을 실제적으로 구현하기 위해서는 이러한 용접부 주변 열영향부의 재료특성이 유한요소모델에 반영되어야 한다. 이에 본 연구에서는 “너깃단면에 대한 미소경도측정”을 통해 접합판재수(2-3중)에 따라 열영향부 모델 2-3을 설정하였다. 이들 열영향부 모델들은 반경방향을 따라 용융부(Fusion Zone: FZ)와 다수의 열영향부(Heat Affected Zone: HAZ) 그리고 모재(Base Metal: BM)로 구분되고 다시 용융부는 두께방향으로 구분된 영역을 갖는다. 또한 접합판재수가 같은 열영향부 모델에서도, 판재두께(1.0-1.4t)에 따라 각 세부영역의 크기와 소성특성이 바뀌는 점을 주목할 필요가 있다. 특히 3중접합된

PS시편은 외측 두 판재와 중간 내부판재가 받는 열영향 정도가 상당히 다르기 때문에 외측판재와 내측판재가 서로 다른 영역으로 구성된다. 한편 반경방향 재료균질성이 확보되는 영역(열영향부 내부)에 외부균열선단(=너깃끝단)을 위치시켜 피로 균열 구동변수 J 의 경로독립성⁽¹¹⁾을 확보하였다. 모델 2-3의 각 세부영역내 소성 물성치는 너깃단면 각 위치에서의 경도값을 측정하고, 이어 Zuniga⁽⁷⁾가 제안한 경도-인장강도 관계를 이용하여 결정하였다. 즉 세부영역의 유동응력-소성변형률 관계는 모재의 유동응력-소성변형률 관계로부터, 주어진 소성 변형률에 상응하는 유동응력값을(세부영역과 모재의 경도비에서 환산된 비율만큼) 증폭시켜 구한다. Fig. 1(b)-2(b)에는 SPRC35⁽⁵⁾ 1.0t 시편 모델 2와 1.4t 시편 모델3의 영역별 물성치들이 차례로 도시되어 있다.

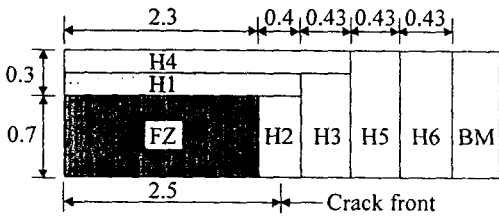


Fig. 1(a) The shape of HAZ Model 2 of 1.0t specimens

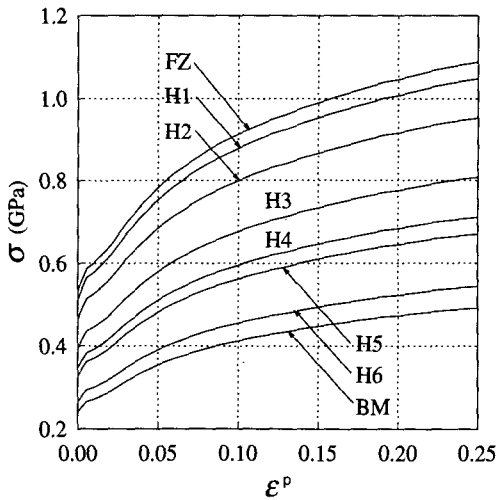


Fig. 1(b) Flow stress-plastic strain curves of HAZ Model 2 of SPRC35⁽⁵⁾ 1.0t specimens

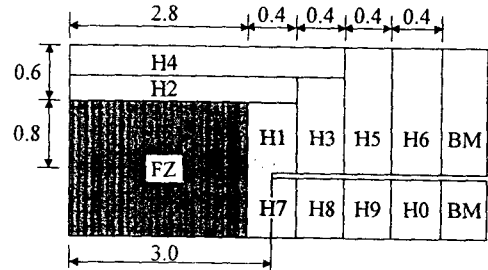


Fig. 2(a) The shape of HAZ Model 3 of 1.4t specimens

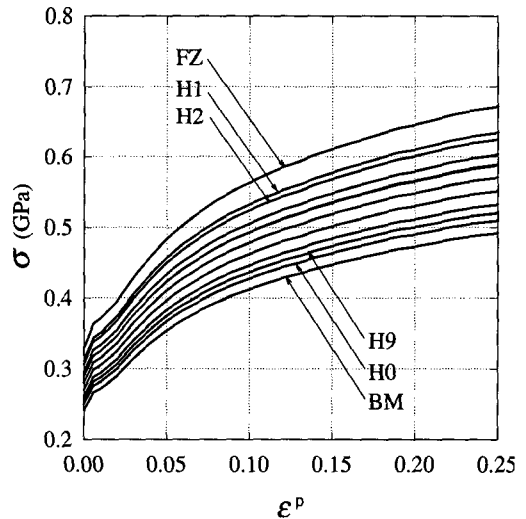


Fig. 2(b) Flow stress-plastic strain curves of HAZ Model 3 of SPRC35⁽⁵⁾ 1.4t specimens

2.2 점용접시편들의 유한요소모델링

본 연구는 앞서 기술된 바와 같이 피로파단 실험에서 얻은 하중과 피로수명 사이의 관계를 유한요소해석으로 구한 파괴변수 J 의 향으로 통합하여 설명하는 것을 목적으로 한다. 따라서 피로 파단실험⁽⁵⁾에서 사용한 점용접시편들의 형상을 그대로 유한요소해석 모델로 설정하였다.(Fig. 3)

Coach-Peel(CP) 시편은 Fig. 3(a)처럼 L-형의 두 판재를 단점용접으로 체결한 형상으로, 하중과 형상에 대한 대칭성을 고려하여 Fig. 4(a)와 같이 전체시편의 1/4을 모델링한다. 먼저 Fig. 4(a)의 xz 대칭 평면에 있는 모든 절점들의 y 방향 변위를 고정시켰다. 또한 그림하중이 가해지는 엘보우 끝단 하중면에 z 방향 하중변위를 가하고, 너깃부 아래면의 z 방향 변위는 고정시켰다. 그림하중면의 두께방향 안쪽 경계면의 x 방향 변위를 고정시켜 x 방향 강제운동을 방지하되 나머지 절점들의 x 방향 변위는 허용함으로써 두께방향 수축변형을 허용하였다. 그림하중면의 폭방향 변형은 그림과 시편 사이의 마찰에 의해 구속되므로 하중면의

y 방향 변위를 구속시켰다. 이상의 경계조건 설정시 3차원 연속체 유한요소의 자유도 특성상 대칭면에서의 회전자유도는 고려되지 않았다.

유한요소모델은 약 1300개의 3차원 20절점 연속체 유한요소들(C3D20R: ABAQUS Library, 1995)⁽¹²⁾로 구성되며, 고하중시 굽힘인장응력에 의해 너깃주위 대변형 소성역내의 비압축성과 관련된 수치적 문제를 고려하여 감차적분을 사용하였다. 또한 CP시편의 경우 편심하중에 의한 시편 사이의 접촉문제를 해결하기 위해 시편상반부의 하단에 모든 자유도가 고정된 2200개의 강체표면 요소들⁽¹²⁾을 배치하였다. 이때 시편상반부의 하단면 ($z = +0$)과 강체표면 ($z = -0$) 사이의 마찰을 무시하여 시편상반부 하단면의 z 방향 변위는 억제하되 $x - y$ 방향의 변위는 허용하였다. 한편 CP시편 고유의 거동특성을 설명하기 위해 본 연구에서는 Tvergaard⁽¹³⁾에 의해 수정된 다공성 탄·소성 재료 모델을 채택하였는데, 이에 관해서는 아래 3.1절에서 자세히 기술하기로 한다.

Cross-Tension(CT) 시편은 Fig. 3(b)와 같이 두 장의 판재를 십자형으로 체결한 형상으로, 하중과 형상에 대한 대칭성을 고려하여 Fig. 4(b)와 같이 전체시편 중심 교차부의 1/8만을 모델링한다. 먼저 Fig. 4(b)의 xz 대칭면은 y 방향 변위를, yz 대칭면은 x 방향 변위를 각각 고정시켰다. 또한 너깃하단에 z 방향으로 일정한 하중변위를 가하고 완전고정면 (fixed end)의 모든 자유도를 고정시켰다. 이때 CP 시편에서와 마찬가지로 경계조건 설정시 3차원 연속체 유한요소의 자유도 특성상 대칭면의 회전 자유도는 고려하지 않는다. 유한요소모델들은 약 700개의 3차원 20절점 연속체 유한요소들(C3D20R: ABAQUS Library, 1995)⁽¹²⁾로 구성되며, 대변형에 따른 소성 비압축성 문제가 발생하지 않도록 감차적분을 사용하였다.

Fig. 3(c)-(d)에 나타난 Tensile-Shear(TS) 시편과 Pure-Shear(PS) 시편은 형상의 대칭성을 고려하여 Fig. 4(c)-(d)와 같이 전체시편의 1/2을 모델링한다. 먼저 Fig. 4(c)-(d)의 xz 대칭 평면에 있는 모든 절점들의 y 방향 변위를 고정시켰다. Fig. 4(c)의 시편 하반부와 Fig. 4(d)의 하반부(내측판재) 한쪽 끝의 z 방향 변위를 제외한 나머지 모든 자유도는 고정하되, TS시편의 상반부와 PS시편의 외측 판재 반대쪽 끝은 y 방향 변위를 고정하고 x 방향 하중 변위를 가하였다. 또한 시편 상·하반부 끝단의

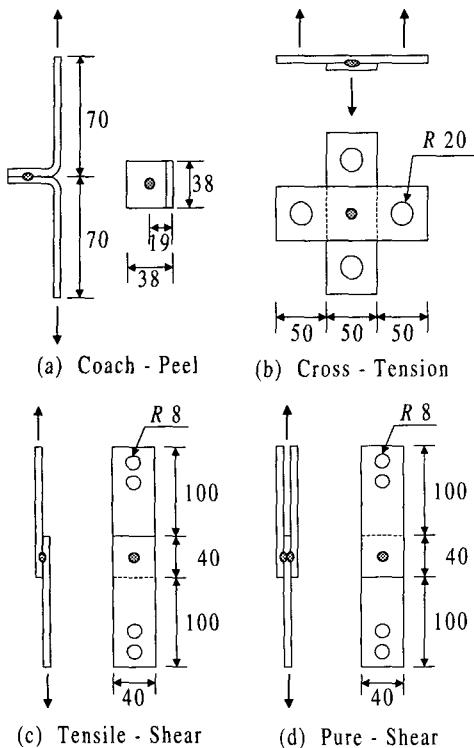


Fig. 3 Geometries and loading modes of 4 types of spot welded specimens (unit : mm)

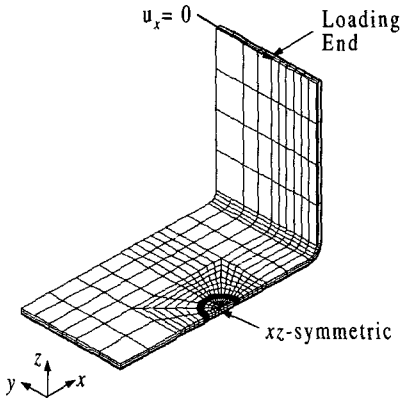


Fig. 4(a) Boundary conditions of CP specimens

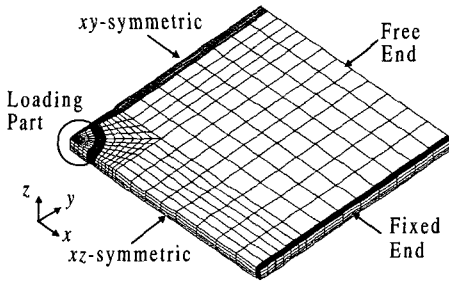


Fig. 4(b) Boundary conditions of CT specimens

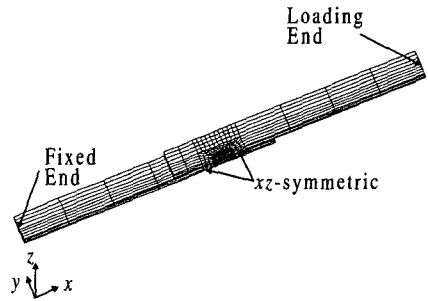


Fig. 4(c) Boundary conditions of TS specimens

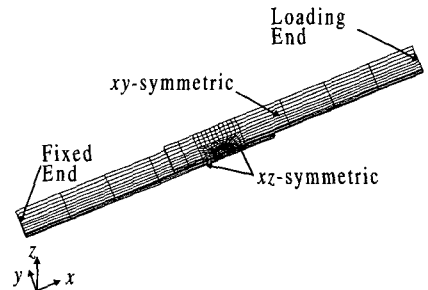


Fig. 4(d) Boundary conditions of PS specimens

두께방향 아래와 위쪽 경계면의 z 방향 변위를 고정시키고 나머지 절점들은 z 방향 변위를 허용하였다. 유한요소모델은 상단과 하단에 각각 1300개씩 모두 2600개의 3차원 20절점 연속체 유한요소들(C3D20)로 구성되고, 두 판재의 너깃부는 강체빔(ABAQUS Library, 1995)⁽¹²⁾으로 연결된다. TS-PS시편의 경우, 일반적 예측과는 달리, 완전적분 요소모델이 감차적분 요소모델보다 더 작고 보다 실제적인 강성을 보이는 것이 관찰되었다. 이에 따라 각 시편모델에는 완전적분을 사용하였다.

한편 PS시편은 회전력에 의해 시편 상·하반부 경계면에 접촉반력이 발생한다. 이러한 접촉문제를 해결하기 위해 시편하반부 상단과 시편상반부 하단에 모든 자유도가 고정된 2000개의 강체표면 요소들⁽¹²⁾을 각각 배치하였다. 이때 시편 상반부 하단면 ($z = +0$)과 강체표면 ($z = -0$)사이, 시편 하반부 상단면 ($z = -0$)과 강체표면 ($z = +0$)사이의 마찰들은 무시하였다.

3. 준정적 순간파단해석

3.1 CP시편의 거동특성 및 다공성 재료모델

유한요소해석을 통해 CP시편의 실제 역학적 거동을 반영하기 위해서는 CP시편만의 고유한 거동특성을 정확히 이해할 필요가 있다. 하중이 가해지지 않은 초기 CP시편에는 하중면과 너깃 끝단 사이에 모멘트암이 존재한다. 여기에 편심 하중 P 가 가해지면 모멘트암이 회전하여 유효 모멘트암이 줄어드는 변형이 발생한다. 이 과정에서 두께를 따라, 균일인장응력을 받는 TS시편 경우와는 달리, CP시편 너깃선단에는 모멘트에 의해 상대적으로 집중된 굽힘 인장응력이 작용한다. 이 결과 TS시편에서는 너깃으로부터 어느 정도 떨어진 위치에서 두께방향 국부네키링이 일어나는 반면, CP시편에서는 너깃에 비교적 가까운 위치에서 두께방향으로 “연성파단”이 진행되어 버튼형태의 반원파단이 발생한다.⁽⁷⁾ 이러한 CP시편의 거동특성을 유한요소모델에 반영하기 위해 앞에서 설정한 모델 2의 각 영역에 Tvergaard⁽¹³⁾가 제안한 다공성 탄·소성 재료모델을 함께 사용하였다.

CP시편과 같이 재료내 공동부의 생성과 성장에 의해 연성파단이 일어나는 경우, 연속체역학에서 일반적으로 사용하는 Mises나 Tresca 항복조건으로는 재료의 파단거동을 정확히 설명할 수 없다. 이에 Gurson⁽¹⁴⁾은 공동부를 함유한 다공성 재료의 파단거동을 기술하기 위해 다음과 같은 다공성 탄·소성 재료의 항복조건식을 제안하였다.

$$\frac{\sigma_e^2}{\sigma_y^2} + 2f \cosh \frac{3\sigma_m}{2\sigma_y} - (1+f^2) = 0 \quad (1)$$

여기서 f 는 재료전체에 대한 공동부의 체적비이고 σ_y 는 시편의 항복응력, σ_e 와 σ_m 은 각각 유효응력과 평균응력을 나타낸다. 그러나 Gurson이 제안한 재료모델은 연성파단 후반부의 기공 국부합체 현상(localization)을 제대로 반영하지 못하는 단점을 지니고 있다. 이러한 단점을 보완하기 위해 Tvergaard⁽¹³⁾는 아래와 같이 가변 재료상수 q_1 , q_2 가 포함된 탄·소성 다공성 재료의 항복조건을 제안하였다.

$$\frac{\sigma_e^2}{\sigma_y^2} + 2q_1 f \cosh \left(-q_2 \frac{3\sigma_m}{2\sigma_y} \right) - [1 + q_1^2 f^2] = 0 \quad (2)$$

여기서 (q_1 , q_2)는 실험과 유한요소해석에서 얻어진 시편거동들을 비교해 보정된 값들로 각각 (1.25–2.4), (0.75–1) 범위의 값들을 갖는다. 본 연구에서는 CP시편들의 준정적 파단실험⁽⁶⁾과 ABAQUS를 이용한 유한요소해석에서 얻은 하중-변위곡선을 비교하여 (q_1 , q_2) = (1.7, 1)을 SPRC35 강판의 최적값들로 선정하였다. 한편 공동부 체적비 f 는 시편의 변형이 심화됨에 따라 증가하게 된다. 이에 초기의 체적비는 0으로, 공동부의 생성이 완료된 시점에서의 체적비는 재료내 함유물의 질량비⁽⁵⁾를 부피비로 환산한 값인 0.04로 결정하였다. 이때 공동부 생성속도를 결정짓는 인자들⁽¹²⁾인 ϵ_N 과 s_N 은 변수연구를 통해 실제 CP시편의 하중-변위 관계를 만족시키는 0.125와 0.055로 선정하였다.

Fig. 5에는 앞서 기술한 시편형상과 경계조건을 적용한 CP시편의 유한요소해석과 준정적 파단 실험⁽⁵⁾에서 얻은 하중-변위곡선이 두께별로 비교되어 있다. 원들은 실험치⁽⁵⁾이고, 쇄선은 모델2에

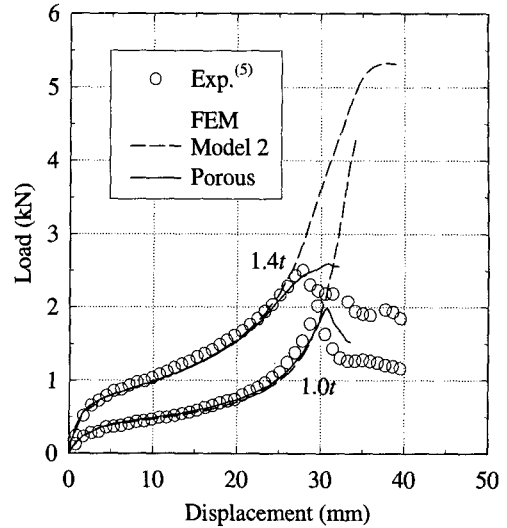


Fig. 5 Load vs. deflection responses from Model 2, and Model 2 superposed with porous material in CP specimens: Also plotted are the experimental curves taken from Ref. (5)

기초한 유한요소해, 그리고 실선은 모델 2와 다공성 탄·소성 재료가 중첩된 다공성모델로부터의 유한요소해이다. 그림에서 알 수 있듯이 열영향부에 다공성 탄·소성 재료모델을 중첩시키지 않고 단순히 모델 2만을 사용하면, 파단 이후에도 하중이 증가한다. 그러나 모델 2의 용접부와 열영향부에 다공성 탄·소성 재료를 중첩 적용한 다공성모델은 파단 전후에 걸쳐 실제 시편과 부합하는 거동을 보여준다. 여기서 다공재료를 모델 2에 중첩시킨 CP시편 모델들은 해의 수렴성을 고려해, 너깃 주변에 J 의 계산에 효과적인 특이요소형상을 사용하지 않았다. 한편 이어지는 4장의 피로파단해석시에는 파단 이전까지 하중-변위곡선을 잘 따르는(다공성 재료를 중첩시키지 않은) 모델 2만을 사용하는 한편, 효과적인 J 의 계산을 위해 너깃주변에 특이요소들을 배치시키기로 한다.

3.2 CT시편의 하중-변위 관계

Fig. 6에는 앞서 기술한 시편형상과 경계조건을 적용한 CT시편의 유한요소해석과 준정적 파단 실험⁽⁵⁾에서 얻은 하중-변위곡선이 두께별로 비교되어 있다. 연성파단되는 CP시편과는 달리 CT시편은 너깃근처에서의 두께방향 국부네킹에 의해

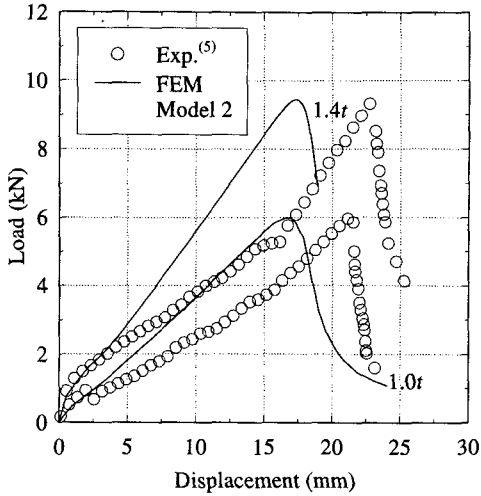


Fig. 6 Comparison of load-deflection curves of CT specimens from the Model 2 FE analyses to those from experiments

(구조특성상) 원형파단이 발생하기 때문에 다공재료를 사용하지 않고 모델 2만으로 실제 파단거동을 설명할 수 있다. CT시편은 하중에 의해 너깃주위와 시편 가장자리의 고정면에서 소성힌지가 발생하기 때문에 요소분할 정도에 매우 민감한 거동을 보인다. 이를 고려하여 국부대변형이 예상되는 소성힌지 영역을 충분히 세분하여 시편강성의 과대증가를 방지하였다.

Fig. 6에서와 같이 준정적 파단실험⁽⁵⁾과 유한요소해석에서 구한 두께 1과 1.4mm의 CT시편들의 파단하중값들은 서로 거의 일치한다. 그러나 동일한 하중상태에 대한 실험과 유한요소해석의 변위값에 있어 상당한 차이를 보이고, 이 차이는 하중값이 증가함에 따라 지속적으로 증가하게 된다. 이러한 변위차는 시편과 그림을 연결하는 나사와 나사구멍 사이의 공차 범위내의 상대적 미끄러짐에 의한 실험오차에 그 이유를 두고 있다. 따라서 본 연구에서는 미끄러짐에 의한 변위차를 무시하고 최대하중값만을 비교해 피로파단해석에 사용할 유한요소모델을 정하였다. 뒤에 기술되는 TS시편과 PS시편에서 발생하는 실험-유한요소해석간의 변위차들도 같은 이유에서 설명할 수 있다. 이에 TS-PS시편들의 경우에서도 CT시편에서와 마찬가지로 최대하중값만을 비교해 피로파단해석에 사용될 유한요소모델을 선정하였다.

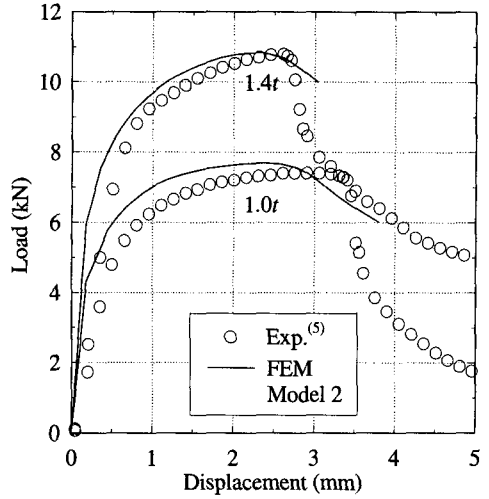


Fig. 7 Comparison of load-deflection curves of TS specimens from the Model 2 FE analyses to those from experiments

3.3 TS시편의 하중-변위 관계

Fig. 7에는 앞서 기술한 시편형상과 경계조건 그리고 CT시편에서 사용한 모델 2를 기준으로 모델링된 TS시편들의 유한요소해석과 준정적 파단 실험⁽⁵⁾에서 얻은 하중-변위곡선들이 두께별로 비교되어 있다. 이때 TS시편들은 열영향부의 버튼형태 파단에 이어 길이방향을 따른 찢어짐으로써 최종 파단에 도달하게 된다. TS시편의 열영향부 모델은 CT시편들의 경우에서와 마찬가지로 다공재료를 중첩시키지 않는다. Fig. 7에서, 동일한 하중시 실험과 유한요소해석 사이의 변위차는 CT시편에서와 같이 그림특성에서 오는 실험오차에 기인한다.

3.4 PS시편의 하중-변위 관계

Fig. 8에는 앞에서 언급된 시편형상과 경계조건 그리고 모델3을 기준으로 모델링된 PS시편들의 유한요소해석과 준정적 파단실험⁽⁵⁾에서 얻은 하중-변위곡선들이 두께별로 비교되어 있다. 이때 PS시편의 열영향부 모델은 CT-TS시편들의 경우에서와 마찬가지로 다공재료를 중첩시키지 않는다. Fig. 8에 나타난 동일하중에서의 변위차는 CT-TS시편들과 같이 그림특성에서 오는 실험오차에 기인한다. 두께방향(전단) 네킹의 결과로 폭방향을 따라 날카로운 두께면의 전단파단이 발생하는 PS시편의 경우 최대하중점을 지나도 상당 변위동안 고하중을 유지하는 특징이 주목된다.

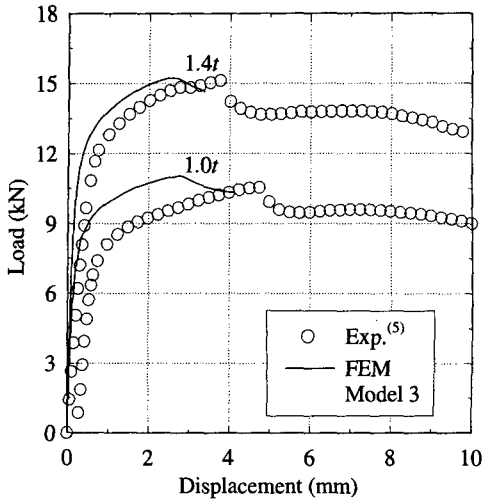


Fig. 8 Comparison of load-deflection curves of PS specimens from the Model 3 FE analyses to those from experiments

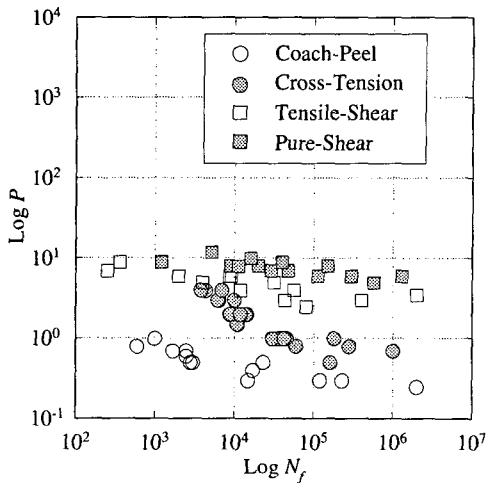


Fig. 9 Correlation between load (P : kN) and fatigue life (N_f) for 4 types of spot welded joints (이형일 등,⁽⁵⁾ 1998)

4. 피로파단해석

점용접시편에 대한 피로파단해석의 목적은 일정한 크기를 갖는 반복하중의 향으로 시편의 파단시기를 설명하거나, 역으로 설계관점에서 보면 피로수명에 해당하는 최대 허용하중을 구할

수 있는 기초 설계자료를 제공하는데 있다. 즉 단점용접시편의 하중-피로수명 관계는 다점용접으로 체결된 실제 구조물 전체의 피로강도를 설명하는 기본단위가 된다는 점에서 그 중요한 의미를 갖는다.

점용접시편들의 피로수명은 하중크기 이외에도 하중방식과 너깃반경, 시편두께, 시편폭 등의 기하변수에 의해 추가적 지배를 받는다. 이러한 추가적 지배인자들을 고려하지 않고 단순히 단점용접시편들에 가해지는 하중크기(kN)와 피로수명에만 초점을 맞추면 Fig. 9⁽⁵⁾에서 볼 수 있듯이 전혀 의미를 찾을 수 없는 하중-피로수명관계에 도달한다. 따라서 하중크기는 물론 하중방식과 기하형상들의 피로수명에 대한 영향을 종합적으로 정량화할 수 있는 균열진전 구동변수가 요구되는데, 본 연구에서는 먼저 앞에서 언급한 Wang과 Ewing^(3,4)의 접근방법을 따라 J -적분을 이러한 구동변수로 채택해 본다.

4.1 손상척도변수 J 의 경로독립성

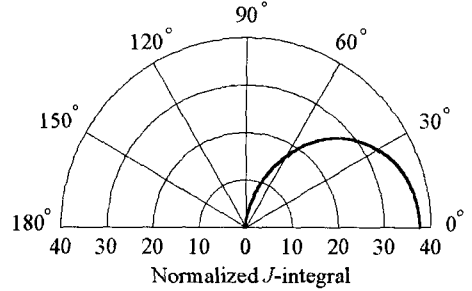
본 연구에서는 점용접점이 기하학적 특이부로 작용하는 외부균열형태인 점을 고려하여 탄·소성 파괴변수 J 를 너깃선단에서의 변형척도변수로 활용하고자 한다. 파괴변수 J 는 크게 에너지 방출률과 응력장 세기의 두 가지 의미를 갖는다.⁽¹¹⁾ 이중 에너지 방출률로서의 J 는(적어도 균열방향으로) 균질한 재료내의 균열이 초기균열과 동일 방향으로 진전하는 동형균열인 경우를 가정하고 있다. 그러나 본 연구의 대상인 점용접시편의 외부균열은 준정적 하중이나 반복하중시 재료의 비균질성과 혼합모드 하중으로 인해, 용접계면을 따르지 않고 두께방향으로 진전한다. 따라서 에너지 방출률 의미로의 J 는 본 연구에 적합하지 않다. J -적분의 다른 의미는 균열선단 소성역내 HRR장의 세기로서 균열선단재료에 걸리는 응력파 변형률 즉 재료손상의 척도이다. 다시 말해 너깃선단에서 얻은 J 값은 균열방향으로의 재료균질성만 확보되면, 점용접시편의 균열진전방향 및 파단 위치와 무관하게 너깃주변 재료가 겪는 국부손상 척도로 해석될 수 있다. 본 연구에서는 파괴변수 J 를 후자의 의미로 활용하도록 한다.

점용접시편은 용접시 발생하는 고열로 인해 열영향부에서 비균질구조를 갖기 때문에 너깃단면에서 측정된 경도분포 상태를 토대로 2개의 열영향부

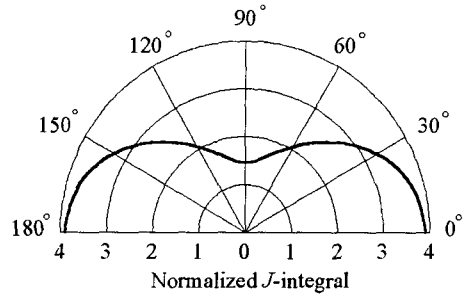
모델들을 설정하였다(2.1절). 이들 모델 2-3은 전술한 바와 같이, 반경방향 재료균질성이 유지되는 영역내부에 너깃선단을 위치시킴으로써 고하중시에도 J 의 적분경로독립성을 보장한다. 파괴변수 J 는 시편에 가해지는 하중과 변형정도에 상응하는 값으로, 효율적인 J 의 산출을 위해 준정적 파단해석 과정에서 선정된 유한요소모델들 중 너깃주변에 특이요소들을 배치한 유한요소 모델들을 사용한다. 특히, 다공성 재료를 중첩시켜야 하는 CP시편의 경우 다공성 재료와 특이요소의 혼합사용이 해의 수렴성을 저하시키는 요인으로 작용하므로, 파단 이전까지의 변형이 실제와 일치하는 모델2의 너깃선단에 특이요소들을 배치시킨 유한요소모델들을 사용한다.

4.2 J 에 의한 피로파단해석

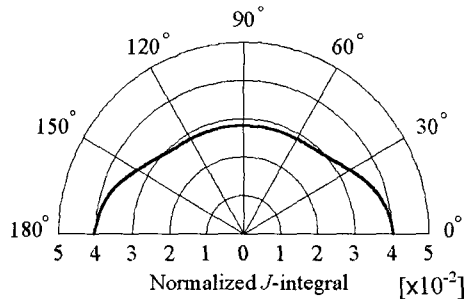
Parks⁽¹⁵⁾와 Shih 등⁽¹⁶⁾이 제안한 가상균열진전법(영역적분법)을 통해 유한요소해석으로부터 얻은 점용접시편들(CP, CT, TS, PS)의 너깃선단을 따른 J 값들은 시편형상과 하중방식에 따라 서로 상이하게 분포한다. Fig. 10의 (a)에서 볼 수 있듯이 순수 인장하중이 가해지는 CP시편들의 경우 하중면에 가장 근접한 각위치 0°에서 최대 J 값을 갖고 각위치 180°에서 균열 닫힘에 의해 $J=0$ 이 된다. CT-TS시편들의 J 들은 CP시편에서와 마찬가지로 각위치 0°에서 최대인 반면, 각위치 90°에서 하중선과 평행한 선을 기준으로 대칭을 이룬다. 3중접합으로 이루어진 PS시편은 CP-CT-TS시편들과는 달리 각위치 90° 근처에서 최대의 J 값을 갖고 0°에서 최소 J 값을 갖는다. Fig. 10에서 J 값이 최대인 영역(각위치 0° 또는 90°)을 각 시편들의 반복 가하중시 파단이 야기되는 취약부로 간주할 수 있다. 이에 Wang과 Ewing^(3,4)은 각 시편의 취약부에서 얻은 J 의 최대값들을 하중에 의해 시편들이 겪는 손상정도로 규정하고, 각 시편내 너깃선단에서 얻은 최대 J 값, J_{max} 를 통해 하중방식별 하중-피로수명관계를 제시하였다. 그러나 각 점용접시편들에 대해 Wang과 Ewing의 접근방법을 공통적으로 적용할 경우, J_{max} -피로수명관계인 Fig. 11과 같이 시편종류에 따른 데이터 분산이 적지 않아, 모든 시편종류에 대해 일반화된 관계를 얻기는 힘들다.



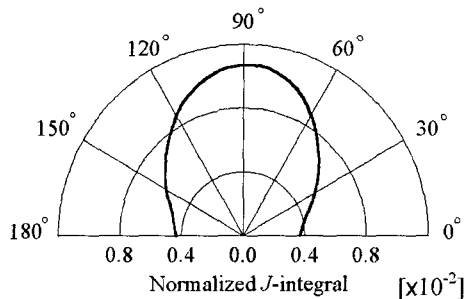
(a) Coach-Peel



(b) Cross-Tension



(c) Tensile-Shear



(d) Pure-shear

Fig. 10 Variations of normalized $J(= Et^3J/P^2)$ with angular position of spot welded specimens

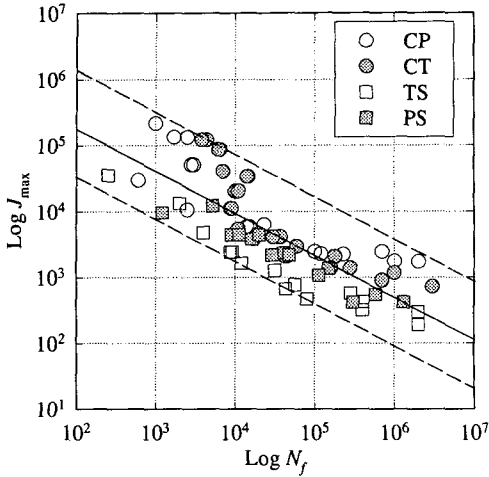


Fig. 11 Correlation between J_{\max} [J/m^2] and fatigue life for various spot welded joints

4.3 모드별 J 값 분해

Knowles와 Sternberg⁽¹⁷⁾는 균열선단이 임의 방향으로 진전하는 것을 설명하기 위해 J 를 벡터 \mathbf{J} 로 일반화하였다. 이 경우 벡터 \mathbf{J} 의 I-II-III축 방향 벡터성분 J_k 는 아래식 (3)과 같이 표현된다.

$$J_k = \oint \left\{ W n_k - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x_k} \right\} ds; \quad k = I, II, III \quad (3)$$

여기서 I-II축은 균열에 수직한 방향과 균열방향이고, III축은 I-II축에 수직한 방향이다. W 는 변형 에너지밀도, n_k 는 적분경로의 바깥방향 단위법선 벡터, $T_i = \sigma_{ik} n_k$, u_i 는 변위벡터, ds 는 적분경로를 따른 미소길이이다. 이에 Hellen과 Blackburn⁽¹⁸⁾은 혼합모드 하중시 시편의 균열성장은 벡터 \mathbf{J} 방향을 따라 이루어짐을 보였다. 또한 벡터 \mathbf{J} 의 절대값을 하중에 의해 시편들이 겪는 손상정도로 규정하고, \mathbf{J} 의 절대값이 임계값에 도달하면 종국적으로 시편이 파단된다고 보았다. 그러나 Gdoutos⁽¹⁹⁾는 모드 II에 의해 지배되는 혼합모우드 상태에서는 \mathbf{J} -벡터 방법에 의한 파단예측이 실험과 일치하지 않음을 보였다. 지배모드에 따른 \mathbf{J} -벡터 방법의 이러한 취약점은, 인장모드 데이터는 윗부분에 전단모드 데이터는 아랫부분에 밀집되어 있는 Fig. 11을 통해서도 알 수 있다.

이에 본 연구에서는 혼합모드 하중을 받는 점용접시편들에 대해 보다 일반적인 파단예측식을 얻기 위해 새로운 손상척도 변수인 유효 J -적분, J_e 를 제안한다. 이를 위해 먼저 각 점용접시편들의 너깃선단에서 얻은(소성영내 HRR장의 세기로서 균열선단에서의 재료손상척도) 최대 J 값, J_{\max} 를 아래식 (4)와 같이 벡터 \mathbf{J} 의 절대값으로 간주한다. 점용접시편들의 파단시편들을 관찰하면 모드 I만이 작용하는 CP-CT시편들의 경우 J_{\max} 에 상응하는 벡터 \mathbf{J} 는 성분 J_I 만으로 이루어짐을 알 수 있다. 또한 모드 I-II가 작용하는 TS시편의 벡터 \mathbf{J} 는 성분 J_I 과 J_{II} 의 향으로, 모드 I-III가 작용하는 PS시편의 벡터 \mathbf{J} 는 성분 J_I 과 J_{III} 의 향으로 이루어진다.

$$|\mathbf{J}| = \sqrt{J_I^2 + J_{II}^2 + J_{III}^2} = J_{\max} \quad (4)$$

한편 Matos 등⁽¹⁰⁾은 균열표면변위법을 통해 혼합모드 하중시 이중접합재의 모드 I-II 하중에 따른 개별적인 응력확대계수 K_I, K_{II} 들을 구한 바 있다. 이에 본 연구에서는 탄·소성 해석에서 사용한 시편모델들에 대해 탄·소성 해석시와 동일한 하중하의 탄성해석을 수행한 후, 아래식 (5)를 이용해 너깃선단에서 발생하는 모드별 응력확대계수 K_I, K_{II}, K_{III} 들을 차례로 구한다.

$$\Delta u_i = \frac{4(1-\nu)K_i}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}}; \quad i = I, II, III \quad (5)$$

여기서 G 는 재료의 전단계수, ν 는 포아송비, r 은 균열선단으로부터의 거리이고, Δu_i 는 이웃한 두 절점들의 i 축 방향으로의 상대변위값들이다. 이때 I-II축은 각각 균열에 수직한 방향과 균열방향이고 III축은 I-II축에 수직한 방향이다. 한편 탄·소성 해석에서 사용되는 J_I, J_{II}, J_{III} 는 아래식 (6)과 같이 표현된다.

$$J_I = \frac{K_I^2}{H}, \quad J_{II} = \frac{K_{II}^2}{H}, \quad J_{III} = \frac{K_{III}^2}{2G} \quad (6)$$

여기서 $H = E/(1-\nu^2)$, E 는 영률이다. 이로부터 모드 I-II가 작용하는 경우 J_I/J_{II} 비와 모드 I-III가 작용하는 경우 J_I/J_{III} 비는 아래와 같이 얻어진다.

$$\frac{J_I}{J_{II}} = \frac{K_I^2}{K_{II}^2}, \quad \frac{J_I}{J_{III}} = \frac{2G}{H} \frac{K_I^2}{K_{III}^2} \quad (7)$$

이를 식 (4)에 대입하면 시편들의 취약부(=Fig. 10에서 최대 J 값이 얻어지는 각위치)에서의 J 값, J_{max} 를 구성하는 J_I, J_{II}, J_{III} 를 구할 수 있다. 이때 모드 I만이 작용하는 CP-CT시편들의 취약부에서 얻은 J_{max} 는 J_I 과 일치하게 된다. 또한, 모드 I-II가 동시에 작용하는 TS시편들의 J_{max} 를 구성하는 J_I, J_{II} 는 식 (5)에서 구한 K_I, K_{II} 와 J_{max} 의 항으로, 모드 I-III 하중이 동시에 작용하는 PS시편들의 J_{max} 를 구성하는 J_I, J_{III} 는 K_I, K_{III} 와 J_{max} 의 항으로 각각 아래식 (8a)-(8b)와 같이 표현된다.

$$J_I = \sqrt{\frac{K_I^4}{K_I^4 + K_{II}^4}} J_{max} \quad (8a)$$

$$J_{II} = \sqrt{\frac{K_{II}^4}{K_I^4 + K_{II}^4}} J_{max}$$

$$J_I = \sqrt{\frac{4G^2 K_I^4}{4G^2 K_I^4 + H^2 K_{III}^4}} J_{max} \quad (8b)$$

$$J_{III} = \sqrt{\frac{H^2 K_{III}^4}{4G^2 K_I^4 + H^2 K_{III}^4}} J_{max}$$

4.4 혼합모드 하중하의 파단조건

Fig. 12는 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. 이 경우 인장력과 모멘트 그리고 전단력의 작용여부와 크기에 따라 각 시편의 파단모드는 모드 I-II-III의 혼합양상을 띤다. 편심거리와 수직방향으로 하중이 작용하는 CP-CT시편들은 인장력 P_n 과 모멘트 M 에 의한 변형이 파단에 지배적인 영향을 끼치게 된다. 반면, 편심거리와 하중방향이 평행한 TS시편은 인장력 P_n 과 모멘트 M 보다는 전단력 P_s 에 의해 변형이 진전된다. 또한 세 개의 판재가 체결된 PS시편에서는 하중선과

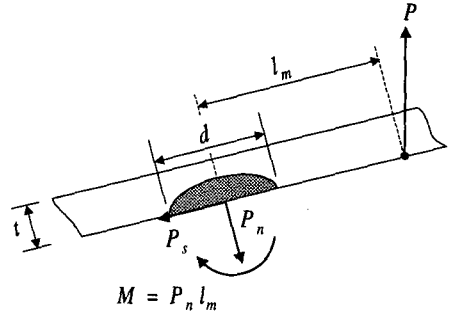


Fig. 12 Axial (P_n), shear (P_s) forces and bending moment (M) sustained by a spot weld

평행한 위치 (각위치=90°)의 너깃선단에서 모드 III 파단이 발생·진행되는 것이 실험으로 관찰된다. 선형탄성학에서는 혼합모드 파단시 K_I, K_{II}, K_{III} 로 이루어진 파단함수 $f(K_I, K_{II}, K_{III})$ 가 임계치 f_{cr} 에 도달할 때 파단이 일어난다고 보고, 파단함수 f 와 f_{cr} 을 결정한다. 먼저 에너지균형조건에서는 총에너지방출률이 임계치에 도달할 때 파단이 일어난다고 본다. 이때 TS시편과 같이 모드 I-II가 동시에 작용할 경우, $G_I = K_I^2/H, G_{II} = K_{II}^2/H$ 이므로 다음과 같은 관계가 성립한다.

$$K_I^2 + K_{II}^2 = \text{constant} = K_{IC}^2 \quad (9)$$

식 (9)를 통해, 순수 모드 I 파단이 일어나는 경우 $K_{II} = 0$ 이므로 $K_I^2 = K_{IC}^2$ 인 관계가, 순수 모드 II 파단이 일어나는 경우 $K_I = 0$ 이므로 $K_{II}^2 = K_{IC}^2$ 인 관계가 도출된다. 그러나 실제 실험에서 검증된 결과 $K_{IIc}^2 \neq K_{IC}^2$ 이므로 아래와 같은 수정된 파단조건식이 제안되었다.⁽²⁰⁾

$$\left(\frac{K_I}{K_{IC}}\right)^2 + \left(\frac{K_{II}}{K_{IIc}}\right)^2 = 1 \quad (10)$$

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

에너지균형조건에서는 균열진전방향이 초기 균열방향과 동일하다는 가정 하에서 기술되므로, 실험에서 관찰되는 실제 균열진전방향을 설명하지

못한다. 이러한 에너지균형 파단조건식의 단점을 보완하기 위해 Erdogan과 Sih⁽²¹⁾는 혼합모드 하중시 균열이 최대접선응력 방향에 수직인 방향으로 성장하는 최대접선응력 파단조건을 제안하였다. 모드 I-II의 혼합하중이 균열선단에 걸릴 경우, $\tau_{\theta\theta} = 0$ 조건에서 얻은 최대접선응력 방향각을 θ_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.

$$K_I \cos^3 \frac{\theta_m}{2} - 3K_{II} \cos^2 \frac{\theta_m}{2} \sin \frac{\theta_m}{2} = K_{IC} \quad (11)$$

식 (10)과 (11)을 참조하여 모드 I 하중시의 임계 파단값 K_{IC} 를 파단기준으로 설정하면, 앞에서 기술된 2가지 종류의 파단조건식들은 아래와 같이 일반화된다.

$$f_1(K_I^2) + f_2(K_I, K_{II}) + f_3(K_{II}^2) = K_{IC}^2 \quad (12)$$

Broek⁽²²⁾은 식 (12)를 정리하여, 식 (12)에서 $f_2 = 0$ 인 형태의 단순화된 파단조건식을 아래와 같이 제안하였다. 여기서 β 는 모드 II 하중에 대한 재료의 민감도를 나타내는 재료상수로 볼 수 있다.

$$K_I^2 + \beta K_{II}^2 = K_{IC}^2; \quad \beta = (K_{IC}/K_{IIC})^2 \quad (13)$$

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⁽²³⁾은 혼합모드에서 (주균열에서 발생한) 꼬임균열 모델에 대한 해석을 통해 혼합모드 균열진전방향을 기술하였으며, 이로부터 균열진전방향을 결정짓는 인자가 재료의 K_{IC}/K_{IIC} 비인 것을 보였다.

4.5 J_e 를 통한 피로수명예측

본 연구에서는 혼합모드 하중을 받는 점용접 시편들 (CP, CT, TS, PS)에 대해 보다 일반적인 파단예측식을 얻기 위해 각 모드성분 $J_I, J_{II},$

J_{III} 로 구성된 유효 J -적분, J_e 를 제안한다. 이를 위한 첫 단계로 각 점용접시편들의 취약부에서 얻은 J_{max} 를 시편종류에 따라 식 (4)와 같이 벡터 J 의 절대값으로 간주한다. 한편 탄성해석을 통해 점용접 시편들의 너깃선단에서 발생하는 응력확대계수 K_I, K_{II}, K_{III} 를 구하고, (너깃선단의 취약부에서 얻은) J_{max} 와 이들 계수값을 식 (8)에 대입해 각 성분 J_I, J_{II}, J_{III} 를 구한다. 이어 식 (13)의 혼합모드 상태에서의 파단조건을 소성영역까지 확대 적용한다. 이로부터 순수 인장모드에 의해 파단이 야기되는 CP-CT시편들과 혼합·전단모드 하중에 의해 파단이 야기되는 TS-PS시편들의 새로운 손상척도변수 J_e 는 식 (13)에 기초하여 아래와 같이 식 (8)에서 구한 각 모드성분 J_I, J_{II}, J_{III} 의 향으로 정의된다.

$$J_e = J_I + \beta J_{II} + (1 - \nu) \gamma J_{III} \quad (14)$$

여기서 β, γ 는 재료의 모드 민감도를 나타내는 재료상수들이고, 우변 셋째항의 $(1 - \nu)$ 는 식 (7)에서 $[(J_I/J_{III})/(K_I^2/K_{III}^2)] = 1 - \nu \approx 0.7$ 을 나타낸다. 이때 모드 I 하중만이 가해지는 CP-CT시편들은 J_I 과 동일한 유효 J -적분, J_e 를 갖는 반면, 혼합모드 하중이 가해지는 TS시편들의 J_e 는 J_I, J_{II} 와 β 에 의해, PS시편들의 J_e 는 J_I, J_{III} 와 γ 에 의해 각각 결정된다. 본 연구에서는 점용접시편의 피로수명예측에 식 (14)에서 정의된 J_e 를 유효 균열 구동변수로 채택하는데, 여기서 J_e 는 균열진전 방향과는 무관하며 너깃선단 재료의 손상정도를 나타내는 척도로 간주됨을 재차 주목할 필요가 있다. 이형일 등⁽⁵⁾은 SPRC35 강판재료에 대한 피로 실험으로 얻은 하중-피로수명 데이터를 등가응력 확대계수와 피로수명 사이의 관계로 재구성하는 과정에서, 데이터 분산을 최소화하는 재료상수 $\beta = 4.3 (= \gamma)$ 를 얻었다. Fig. 13은 이러한 SPRC35 강판의 모드 민감도인 재료상수값들 $\beta = \gamma = 4.3$ 을 사용한 J_e 와 피로수명 사이의 관계이다. 이 경우, 데이터가 인장과 전단모드로 나뉘어 분포되는 Fig. 11과는 대조적으로, 데이터의 분산이 "상당히" 줄어들어 피로수명이 보다 선명하게 기술된다. 또한

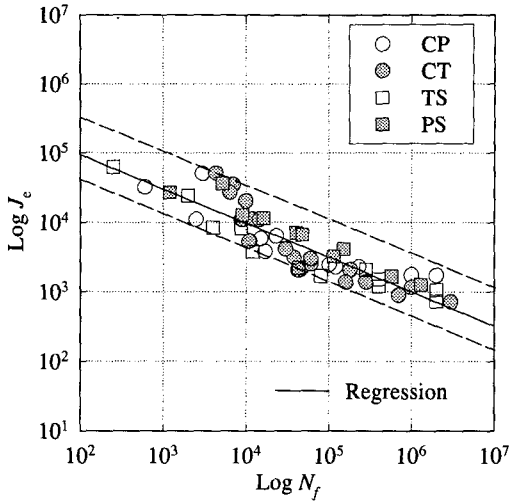


Fig. 13 Correlation between J_e [J/m^2] and fatigue life for various spot welded joints

시편형상과 하중방식에 대해 일반화된 Fig. 13의 J_e -피로수명관계는 식 (15)로 표현되어 설계의 기초 자료로 활용될 수 있다.

$$J_e = 10^{A_1} N_f^{A_2} ; (A_1, A_2 = 5.9, -0.5) \quad (15)$$

4. 결론

본 연구에서는 점용접시편의 형상과 하중방식에 의해 제한받지 않는 완전히 일반화된 피로수명 예측식을 제안하고 그 유효성을 살펴보았다. 이를 위해 먼저 점용접시편들의 과부하실험⁽⁵⁾에서 얻어진 하중-변위곡선을 기준으로 하여, 점용접시편의 실제 역학적 거동을 반영하는 유효요소모델을 구축하였다. 이때 너깃단면에 대한 미소경도측정을 통해 열영향부의 비균질 재료특성을 해석모델에 반영하였다. 이어 4가지 점용접시편들에 대해 각각 독립적인 하중-피로수명 관계⁽⁵⁾를 파괴변수 J -적분과 피로수명의 단일화된 관계로 재구성하였다. 여기서 하중방식별로 새롭게 정의된 균열구동변수 J_e 를 도입하여 단일 유효파괴변수-피로수명의 관계를 보다 선명하게 기술하였다. 이와 같은 일련의 과정들을 통해 다음과 같은 결론들을 도출할 수 있다.

(1) 점용접부는 점용접과정에서 발생하는 고열로 인해 비균질구조를 이루게 되므로 단순히 모재 특성만으로는 전체 재료 특성을 기술할 수 없다. 이에 열영향부에서의 위치에 따른 재료특성분포를 세심히 측정된 후, 이를 유효요소모델링에 반영해야 한다.

(2) CP시편에서는, 두께방향 국부네킹에 의해 파단되는 다른 시편들과는 달리, 열영향부에서 두께방향을 따라 연성과단이 진행된다.⁽⁷⁾ 이러한 CP시편의 거동특성 특히 극한하중을 예측하기 위해서는, 열영향부모델에 다공성 탄·소성 재료 모델을 중첩시켜 사용해야 한다.

(3) 점용접시편들의 피로수명은 하중크기는 물론 하중방식과 기하형상에 의해 지배되므로, 피로수명예측시 여러 변수들의 영향을 포괄적으로 설명할 수 있는 균열진전 구동변수가 요구된다. 이러한 구동변수로 모드별로 정의되는 새로운 변수 J_e 를 채택해 피로수명을 보다 선명하게 예측할 수 있다. 이와 같이 단일화된 J_e -피로수명 관계는 $J_e = 10^{A_1} N_f^{A_2}$; ($A_1, A_2 = 5.9, -0.5$)로 표현된다.

후 기

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

참고문헌

- (1) Pook, L. P., 1975, "Fracture Mechanics Analysis of the Fatigue Behaviour of Spot Welds," *International Journal of Fracture*, Vol. 11, pp. 173~176.
- (2) Pook, L. P., 1975, "Approximate Stress Intensity Factors for Spot and Similar Welds," *NEL Report No. 588*, National Engineering Laboratory, Glasgow.
- (3) Wang, P. C. and Ewing, K. W., 1988, "A J -integral Approach to Fatigue Resistance of a Tensile-Shear Spot Weld," *SAE Paper 880373*.
- (4) 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.
- (5) 이형일, 김남호, 이태수, 2000, "점용접시편의 극한하중 및 피로특성에 관한 실험적 고찰," 대한기계학회 논문집, 제24권, 제1호, pp. 38~51.
- (6) Shepard, S. D., 1993, "Estimation of Fatigue Propagation Life in Resistance Spot Welds," *Advances in Fatigue Lifetime Predictive Techniques: ASTM STP 1211*, Vol. 2, Mitchell, M. R. and Landgraf, R. W. (Eds), ASTM, pp. 169~185.
- (7) Zuniga, S. M., 1994, *Predicting Overload Pull-Out Failure in Resistance Spot Welded Joints*, Chapters 3-6. Ph. D. Dissertation, Department of Mechanical Engineering, Stanford University, CA.
- (8) 이태수, 이형일, 신수정, 1998, "점 용접점 파단의 정량적 모델- 1. 파단조건식," 자동차공학회논문집, 제6권, 제6호, pp. 40~52.
- (9) 신수정, 이형일, 이태수, 최양욱, 1999, "점 용접점 파단의 정량적 모델- 2. 판형구조해석," 자동차공학회논문집, 제7권, 제1호, pp. 161~172.
- (10) Matos, P. P. L., McMeeking, R. M., Charalambides, P. G. and Drory, M. D., 1989, "A Method for Calculating Stress Intensities in Bimaterial Fracture," *International Journal of Fracture*, Vol. 40, pp. 235~254.
- (11) Anderson, T. L., 1995, *Fracture Mechanics*, 2nd Edition, Chapters 2-3, CRC Press.
- (12) ABAQUS Version 5.5 User's Manual, 1995, Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc., Pawtucket, RI.
- (13) Tvergaard, V., 1981, "Influence of Voids on Shear Band Instabilities under Plane Strain Condition," *International Journal of Fracture Mechanics*, Vol. 17, pp. 389~407.
- (14) Gurson, A. L., 1977, "Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I- Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media," *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 99, pp. 2~15.
- (15) Parks, D. M., 1977, "The Virtual Crack Extension Method for Nonlinear Material Behavior," *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 12, pp. 353~364.
- (16) Shih, C. F., Moran, B. and Nakamura, T., 1986, "Energy Release Rate along a Three-Dimensional Crack Front in a Thermo-Mechanical Field," *International Journal of Fracture*, Vol. 30, pp. 79~102.
- (17) Knowles, J. K. and Sternburg, E., 1972, "On a Class of Conservation Laws in Linearized and Finite Elastostatics," *Archive for Rational Mechanics and Analysis*, Vol. 44, No. 3, pp. 187~211.
- (18) Hellen, T. K. and Blackburn. W. S., 1975, "The Calculation of Stress Intensity Factors for Combined Tensile and Shear Loading," *International Journal of Fracture*, Vol. 11, pp. 605~617.
- (19) Gdoutos, E. E., 1990, *Fracture Mechanics Criteria and Applications*, Kluwer, The Netherlands.
- (20) Jurf, R. A. and Pipes, R. B., 1982, "Interlamina Fracture of Composite Materials," *Journal of Composite Materials*, Vol. 16, pp. 386~394.
- (21) 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.
- (22) Broek, D., 1986, *Elementary Engineering Fracture Mechanics*, 4th Edition, Martinus Nijhoff Publishers, Chapter 14.
- (23) Melin, S., 1987, "Fracture from a Straight Crack Subjected to Mixed Mode Loading," *International Journal of Fracture*, Vol. 32, pp. 257~263.