레일강의 균열발생·천이 및 피로균열진전거동

Behavior of the Crack Initiation, Transition and Fatigue Crack Growth of Rail Steel

이 종 선[1] · 강 기 원[1] · 최 린[2] · 김 정 규[3]

Lee, Jongsun Kang, Kiweon Choi, Rin Kim, Jung Kyu

요 약 : 궤도용 차량의 안전성 확보를 위한 연구의 일환으로서 레일강의 균열 발생 조건과 모재와 용접부에 대한 정적파괴거동 및 단일모드 하중하의 피로균열진전거동을 검토하였다. 레일에서 횡방향 균열의 원점은 표면하층균열이며 이는 최대전단응력에 의해 발생하였다. 또한 표면하층균열의 크기가 증가함에 따라 균열의 진전은 전단모드에서 혼합모드로 천이될 가능성이 증가하였다. 용접부의 평면변형률 파괴인성은 조직의 조대화와 경도의 상승으로 인하여 모재에 비하여 약 10% 저하하였다. 용접부의 제 2단계 영역의 피로균열진전속도는 낮은 ΔK 영역에서 모재에 비하여 저하하였으나 높은 ΔK영역에서는 이의 차이가 소멸되었으며 이러한 경향은 R=0.1의 낮은 응력비에서 현저하였다. 이는 용접부의 미시조직이 모재에 비하여 성장하였기 때문이라고 판단된다.

ABSTRACT : In the present study, crack initiation criteria, static failure and tensile mode fatigue behavior for a rail steel are evaluated to assure the railway vehicle's safety. The transverse fissure, which is the most critical damage in the rail, is initiated by the maximum shear stress and its location is subsurface. In addition, the possibility of transition from the shear mode to the mixed mode increases with increasing the length of subsurface crack. Because of the brittleness by the welding, the fracture toughness of the welded part is lower than of the base metal. For low ΔK, the stage II fatigue crack growth rates of the welded part is slower than of the base metal but, for high ΔK, this different behavior for fatigue crack growth rate is nearly diminished. These trends are more remarkable for low stress ratio, R=0.1. It is believed that this

1) 한양대학교 기계설계학과 대학원
2) 한국산업대학교
3) 정회원, 한양대학교 기계공학부 교수

본 논문에 대한 토의를 1999년 8월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

behavior is caused by the change of the microstructure, which that of the welded part is coarser than of base metal.

핵 심 용 어 : 레일강, Hertz 접촉하중, 횡방향균열, 피로균열진전거동, 유한요소해석, 평면변형률 파괴인성, 응력비, Walker 식, 용접부

KEYWORDS : Rail steel, Hertzian contact load, Transverse fissure, Fatigue crack growth behavior, Finite element analysis, Plane strain fracture toughness, Stress ratio, Walker's equation, Welded part

1. 서 론

레일내부에는 마모현상 및 반복하중으로 인하여 암점(dark spot), 수평 균열(horizontal crack) 및 횡방향 균열(transverse fissure)등 다양한 손상이 존재하며 이 중에서도 차량운행에 수직인 횡방향 균열이 가장 위험한 손상임이 보고되고 있다[1]. 이러한 횡방향 균열은 표면하층에서 발생하여 일정크기까지 수평방향으로 진전한 후 수직방향으로 천이·진전하는 거동을 보인다. 또한, 궤도차량의 속도 및 승차감 등의 향상을 위하여 레일의 장대화에 대한 요구가 증가함에 따라 이를 위한 용접부에서도 파손사례가 증가하고 있다.[2] 레일의 피로파손에 의한 안전사고의 발생빈도는 상대적으로 적으나 사고 발생시 대형사고로 연결되는 경향이 있으므로 레일의 피로손상 및 수명평가는 수송의 절대적인 안전성확보를 위해서 매우 중요하다.

레일 파손에 대한 연구는 국외에서는 마모분야, 미소균열의 발생·천이거동 및 혼합모드하의 피로거동 등을 중심으로 수행되고 있다.[3~6] 그러나 이들 연구는 체계적이지 못하고 단편적인 연구에 머물러 있는 실정이다. 예를 들면 Martin[3], Keer[6] 등은 각각 균열의 발생조건과 균열의 천이거동을 평가하였으며 혼합모드에서의 정적파괴조건 및 피로균열진전 거동 등은 Richard[5] 및 Kitagawa[6] 등에 의해 수행되었다. 한편, 국내의 연구현황을 살펴보면, 접촉하중을 받는 탄성체의 응력해석[7], 혼합모드 파괴인성 평가법[8] 및 인장모드하의 피로균열진전[9]에 대한 연구 등이 수행되고 있으나 대단히 미미한 실정이다.

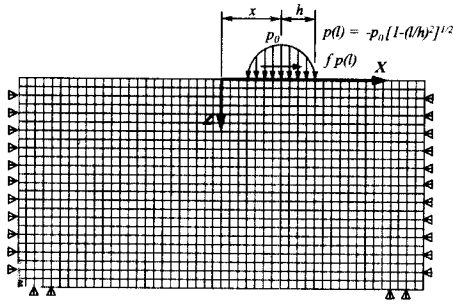
본 연구에서는 횡방향 균열로 대표되는 레일의 피로파손에 대한 체계적인 연구의 일환으로서 균열의 발생 및 천이거동 평가를 위한 유한요소해석과 더불어 모재 및 레일의 용접부에 대한 파괴인성 및 단일 모드 피로균열진전 시험을 수행하여, 국산 레일강의 균열 발생·천이 및 피로균열진전 거동 등을 평가하였다.

2. 해석 및 실험방법

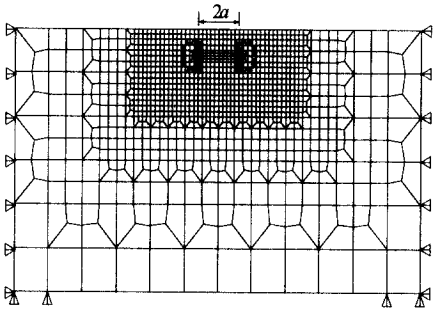
2.1 유한요소 해석

레일과 차륜의 구름접촉에 의한 초기 균열발생 조건과 이의 진전 및 천이거동을 규명하기 위하여 균열이 없는 레일 내부의 응력분포와 표면하층균열이 있는 레일의 응력확대계수비 (K_I/K_{II})를 평가하였다. 이의 해석은 상용 유한요소해석 프로그램인 ANSYS Ver 5.2[10]를 이용하였다.

초기 균열발생조건을 평가하기 위하여 그림 1(a)와 같은 균열이 없는 레일에 대한 해석모델을 구성하였으며 해석의 간편성을 위하여 레일을 탄성 반평면으로 가정하였다. 이 때 사용된 유한요소는 평면 변형률요소이며 하중조건은 식 (1)의 탄성 Hertz 접촉하중과 식 (2)의 마



(a) 균열이 없는 레일의 유한요소모델



(b) 균열이 있는 레일의 유한요소모델

그림 1. 레일의 유한요소모델

찰력을 이용하였다.

$$p(l) = -p_0\sqrt{1-\left(\frac{l}{h}\right)^2} \qquad (1)$$

여기서 p_0는 최대접촉압력, h는 접촉압력폭이다.

$$T = f \cdot p(l) \qquad (2)$$

여기서 마찰계수 f는 0.0, 0.25 및 0.35를 사용하였다.

또한 레일 내부의 균열성장 및 천이거동을 평가하기 위하여 그림 1(b)와 같이 최대전단응력의 발생 깊이에 표면하층균열이 존재하는 유한요소 모델을 구성하였다. 특히 균열면의 접촉상황과 균열선단의 특이성을 모두 구현하기 위해 균열선단요소의 중간절점을 균열선단으로부터 1/4지점에 위치시켰으며, 균열면에는 계면요소를 사용하였다. 사용된 하중조건은 균열이 없는 경우와 동일하며 균열길이 $2a$는 2~30mm의 범위로 하였다.

한편 균열선단에서의 응력확대계수, K_I과 K_{II}는 절점 변위와 응력확대계수의 관계를 규정하는 다음의 식[11]을 사용하여 구하였다.

$$K_I = \Delta U_z \frac{E}{4(1-\nu^2)}\sqrt{\frac{2\pi}{L}} \qquad (3)$$

$$K_{II} = \Delta U_x \frac{E}{4(1-\nu^2)}\sqrt{\frac{2\pi}{L}} \qquad (4)$$

여기서, E는 탄성계수, ν는 푸아송비, 그리고 L은 균열선단 요소의 길이이다. 또한 ΔU_z와 ΔU_x는 각각 균열면 요소에서의 상대열림변위와 상대미끄럼변위이며 이들은 그림 1(b)의 유한요소해석을 통하여 구하였다.

2.2 재료 및 시험편

본 연구에서 사용한 재료는 50kgN급 레일강이다. 이의 화학성분과 기계적 성질은 각각 표 1과 2에 나타내었다.

모재와 용접부에 대한 평면변형률 파괴인성(K_{IC}) 시험편은 그림 2와 같이 ASTM E399-93[12]의 규정에 따른 폭(W) 50.8 mm의 CT형으로서 평면변형률 상태를 만족시키기 위하여 레일 웨브의 최대두께에 가까운 15mm의 두께(B)에서 75%의 사이드 그루브로 가공하였다. 또한 레일의 용접은 일본 MFG 사의 35ton 용량인 가스압접기(모델 TGP-119)를 사용하여 가열온도 1200~1300℃, 가압방법 산소-아세틸렌염 및 가압력 20~30MPa의 용접

표 1. 레일강의 화학성분 (무게비)

C	M_n	P	S	S_i	N_i	C_r	M_o
0.721	0.873	0.0124	0.005	0.256	0.032	0.053	0.011

표 2. 레일강의 기계적 성질

탄성계수	항복강도	인장강도	연신률
212.8(GPa)	481.2(MPa)	887.1(MPa)	14.5(%)

표 3. 피로균열진전시험 하중조건

응력비, R	0.1	0.5
하중진폭, ΔP (kN)	4.59	
주파수, f (Hz)	6	
하중파형	sine	

조건하에서 수행하였으며, 시험편은 용접된 레일의 중앙부에서 채취하였다. 또한, 모드 I 피로균열진전 시험편은 ASTM E647-93[13]에 따른 폭(W)이 50.8 mm, 두께(B)가 10mm인 CT형이다.

한편 모든 시험편의 채취방향은 압연방향과 부하방향이 평행이고 균열의 방향은 횡방향균열의 방향과 동일한 L-T 방향으로서 그림 3과 같다.

2.3 피로균열진전시험

피로균열진전시험은 상온의 대기 중에서 250 kN용 유압서어보식 피로시험기에 개인용컴퓨터를 사용한 제어시스템을 구성하고, ASTM E647-93[13]의 규정에 따라 일정진폭 하중하에서 행하였다. 이의 하중조건은 표 3과 같다.

균열길이의 측정은 클립게이지를 이용한 컴플라이언스법을 사용하였으며, 균열길이가 0.1 mm 증가할 때마다 시험데이타를 컴퓨터에 자동적으로 기록하였다. CT 시험편에 대한 응력확대계수 범위는 ASTM E647- 93[13]의 규정에 따라 식 (5)를 이용하였으며 피로균열진전속도는 7점 증분다항법(7-point polynomial method)에 의하여 구하였다.

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} \frac{(2+\alpha)}{(1-\alpha)^{3/2}} (0.886 + 4.64\alpha - 13.32\alpha^2 + 14.72\alpha^3 - 5.6\alpha^4) \quad (5)$$

여기서 $\alpha = a/W$, B는 두께, ΔP는 작용하중폭이다.

3. 실험결과 및 고찰

3.1 균열발생 및 천이조건

차륜과 접촉하는 레일내부에는 수직응력과 전단응력이 동시에 존재하고 있지만 균열발생의 원인이 되는 소성유동의 발생과 축적은 전단응력이 가장 큰 영향을 미친다고 보고되고 있다[14]. 따라서 레일의 균열발생 조건의 평가를

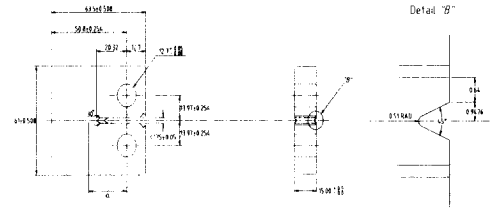


그림 2. 시험편 형상(파괴인성)

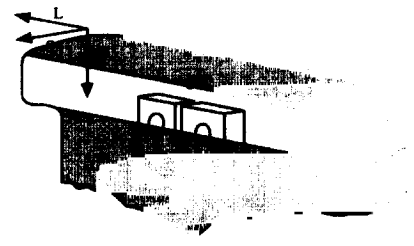
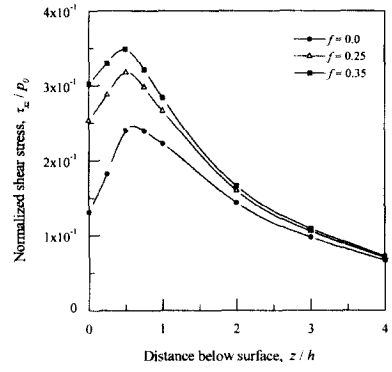


그림 3. 시험편 채취방향

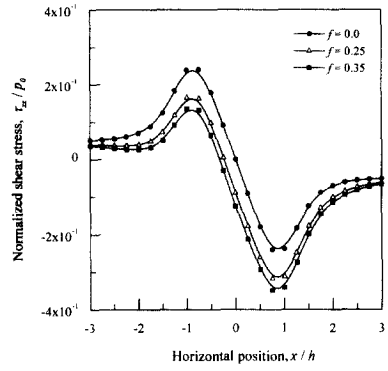
위해서는 전단응력분포를 검토하는 것이 타당하다고 판단된다.

그림 4는 균열발생조건을 평가하기 위하여 그림 1(a)의 유한요소 모델을 대상으로 수행한 해석의 결과로서 마찰계수 f (전단하중)의 변화에 대한 레일의 깊이방향과 길이방향의 전단응력분포를 각각 그림 4(a)와 (b)에 나타내었다. 그림 4(a)에서 깊이방향의 전단응력은 마찰계수의 영향을 받고 있지만 깊이가 증가할수록 이의 분포는 일정해지며 특히 최대값은 마찰계수에 관계없이 표면으로부터의 일정깊이, 즉 접촉압력폭의 약 50%지점에서 발생함을 알 수 있다. 또한 길이방향의 전단응력의 변화는 그림 4(b)에서와 같이 마찰계수의 크기에 관계없이 길이방향에 대하여 좌우대칭적이다. 이러한 결과는 삼차원 유한요소해석을 수행한 Kaneta 등[15]의 보고와 일치한다. 또한 Martin 등[3]은 최대전단응력이 발생하는 위치에서 국부적인 변형 밴드가 생성되고 이로 인한 균열의 발생가능성을 보고하였다. 따라서 횡방향균열의 원점은 최대전단응력에 의하여 표면하층부에서 발생하는 균열이라고 생각된다.

한편 표면하층균열의 성장천이거동은 그림 1(b)의 모델에 대한 유한요소해석을 수행하여 평가하였다. 그림 5는 레일에 형성된 균열과 차륜에 의한 작용 하중의 상대적인 위치 및 기하학적 조건을 나타낸 것이며($1.8 \leq 2a/h \leq 3.0$), 그림 6은 이로부터 차륜의 작용하중 위치에 대한 균열선단의 K_I/K_{II}의 변화를 식 (3), (4)로부터 구하고 이를 균열길이에 따라 나타낸 것이다. 여기서 선행 균열선단 (leading tip)과 후행 균열선단(trailing tip)은 작용 하중과 먼저 접촉하는 균열선단과 후에 접촉하는 균열선단을 의미한다. 그림에서와 같이 하중이 선행균열선단 쪽으로 접근함에 따라 이의 닫힘으로 인하여 K_I/K_{II}가 0을 나타내지만 후행균열선단은 전단응력으로 인한 미끄럼으로 인해 음의 작용



(a) 깊이방향에 따른 전단응력 분포



(b) 길이방향에 따른 전단응력 분포

그림 4. Hertz 접촉압력을 받는 레일 내부의 전단응력 분포

값을 나타낸다. 그러나 하중이 z축을 지나서 작용하는 경우, 앞의 상황과는 반대의 양상을 나타내게 된다. 또한 동일한 하중작용 위치에서는 균열길이가 증가함에 따라 K_I값이 커지고 있다. 이는 모드 II 하중이 작용할 경우라도, 균열은 인장모드로 천이될 가능성이 높아진다는 Otsuka[16] 등의 결과와 일치한다. 이를 통하여 표면하층균열 부근의 응력장은 모드 II의 지배를 받지만 균열이 성장함에 따라 전단 모드 성장이 아닌 모드 I으로의 천이 가능성이 증가함을 알 수 있다.

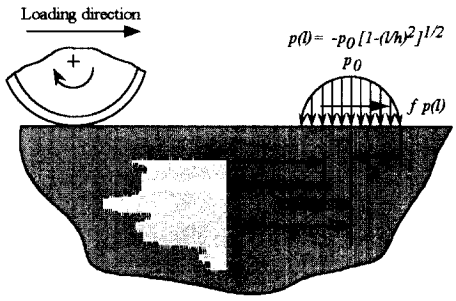


그림 5. 표면하층균열과 작용하중조건

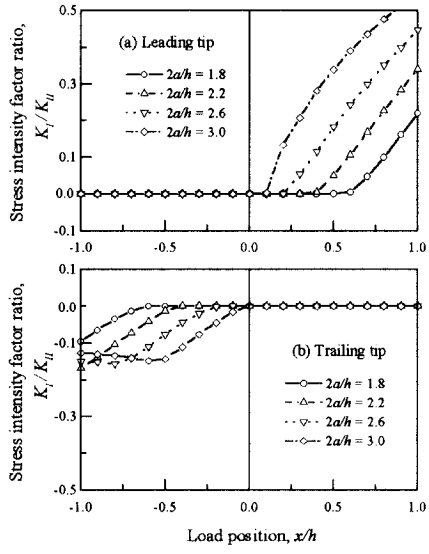


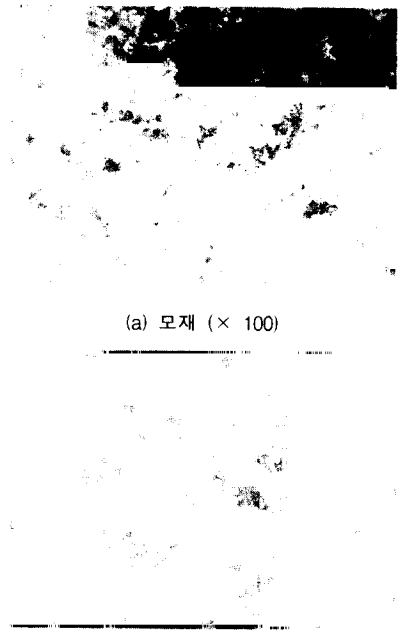
그림 6. 균열길이에 대한 응력확대계수비의 변화

표 4. 평면변형률 파괴인성

시험편 종류	K_{IC} (MPam$^{1/2}$)
모재부	46.6
용접부	43.3

3.2 평면변형률 파괴인성

평면변형률 파괴인성은 파괴에 대한 구조물의 저 항성을 나타내는 척도이며 또한 용접의 영향으로 인하여 부재의 특성은 변화하므로 이에 대한 평가는 중요하다. 모재와 용접부에 대한 정적 하중-변위 선도는 불안정 파괴 하중점에 대한 P_Q값이 P_{max}의 조건($P_{max}/P_Q \leq 1.10$)을 만족하는 Type I 형태의 거동을 나타내었다. 표 4는 모재 및 용접부 시험편의 파괴인성에 대한 결과를 평균하여 나타낸 것이다. 표에서 알 수 있듯이 모재와 용접부의 파괴인성은 약 47, 43 MPa m$^{1/2}$로서 기타 구조용 강에 비해 매우 낮은 값임을 알 수 있으며[17] 또한 모재의 파괴인성이 용접부에 비하여 상대적으로 약 10%



(a) 모재 (× 100)

(b) 용접부 (× 100)

그림 7. 모재와 용접부의 조직사진

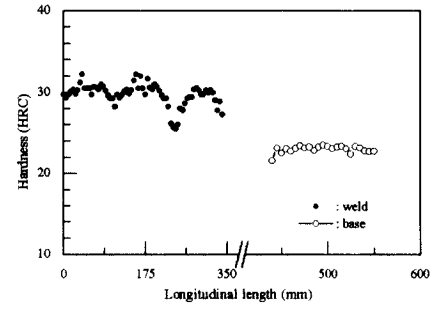


그림 8. 모재와 용접부의 로크웰 경도

높은 값을 나타내었다. 용접부의 파괴인성이 모재의 것에 비하여 저하된 원인을 규명하기 위하여 모재와 용접부의 조직사진 및 경도값을 검토하였다. 그림 7과 같이 모재에 비하여 용접부의 조직은 결정립이 크게 성장하였으며 또한 모재와 용접부에 대한 경도시험의 결과를 나타낸 그림 8에서 용접부재의 경도는 약 29HRC로서 모재의 23HRC에 비하여 약 26% 높게 평가되고 있다. 따라서 조직의 거침 정도의 증가 및 경도 상승으로 인한 취화가 용접의 파괴인성 저하에 주요한 원인이라고 할 수 있다.

3.2 모드 I 피로균열 진전거동

그림 9는 모재에 대한 피로균열진전시험의 결과를 응력비 0.1, 0.5에 대하여 나타낸 것이다. 그림에서 응력비 $R=0.1$인 경우는 ΔK에 대한 피로균열진전속도가 일정한 양상을 나타내며 대략 40 MPa m$^{1/2}$에서 불안정 파괴가 발생한다. 그러나 $R=0.5$의 경우에서는 이보다 낮은 30 MPa m$^{1/2}$ 부근에서 불안정파괴로 천이되며 23 MPa m$^{1/2}$ 부근에서부터는 피로균열진전이 매우 불규칙적인 양상을 보이고 있다.

그림 10은 $\Delta K = 22$ MPa m$^{1/2}$ 부근에서의 파면 양상을 나타낸 것이다. 그림에서와 같이 $R=0.5$의 경우는 $R=0.1$에서의 파면과는 달리 정적파괴에서의 전형적인 벽개파면의 양상이 부분적으로 나타나고 있다. 따라서 $R=0.5$에서

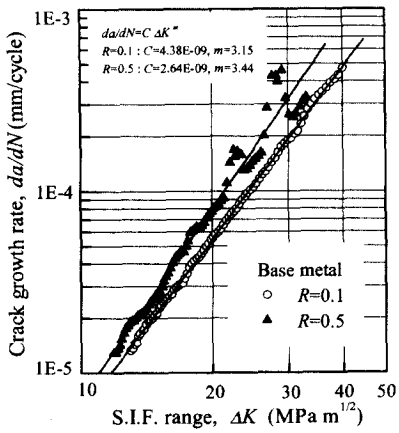
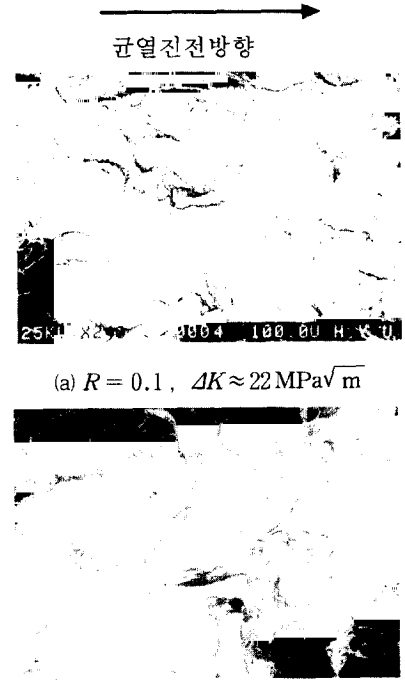


그림 9. 모재의 피로균열진전속도



(a) $R = 0.1$, $\Delta K \approx 22$ MPa$\sqrt{\text{m}}$

(b) $R = 0.5$, $\Delta K \approx 22$ MPa$\sqrt{\text{m}}$

그림 10. 모재의 파면 사진

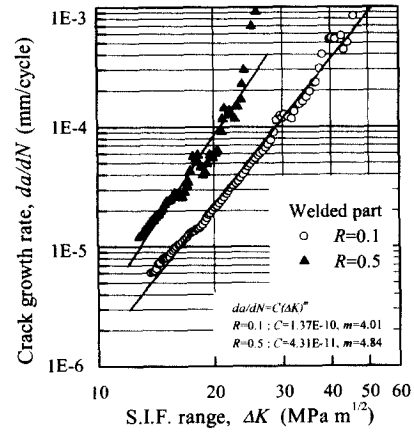
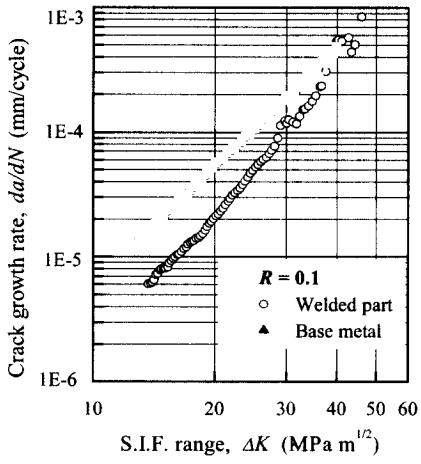


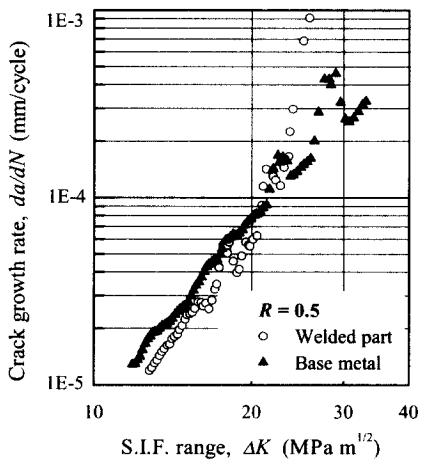
그림 11. 용접부의 피로균열진전거동

불안정 파괴 전에 나타나는 불균일한 피로균열의 진전은 상기와 같은 벽개파면 형성에 원인이 있다고 할 수 있다.

또한 그림 9에서 볼 수 있듯이 레일강의 $da/dN-\Delta K$ 곡선은 응력비의 변화에 따라 평행 이동한 결과를 보이고 있다. 이는 레일강과 같이 탄소량 0.7%이상의 고탄소강 특히 완전 펄라이트(fully pearlite) 조직 강의 특성이다.



(a) R=0.1



(b) R=0.5

그림 12. 모재와 용접부의 피로균열진전속도

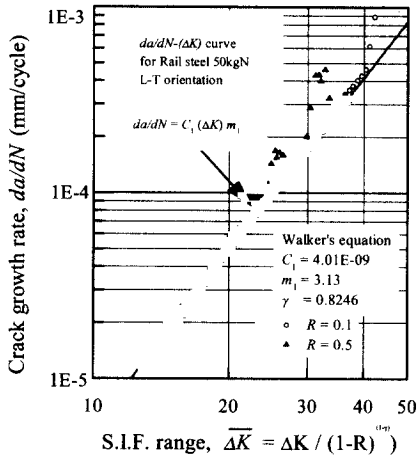
이에 반해 저탄소강의 경우 응력비의 변화에 따른 차이가 낮은 ΔK영역에서는 크지만, 높은 ΔK영역에서는 작아지는 것으로 보고되고 있다.[17]

그림 11은 용접부시험편에 대한 응력비를 고려한피로균열진전시험의 결과를 나타낸 것이다. 그림에서 응력비의 영향은 모재에 비하여 비교적 현저하게 나타나고 있으며 특히 응력비 R=0.5의 경우는 R=0.1의 경우보다 매우 낮은 ΔK 영역 ($\approx$22MPa m$^{1/2}$)에서 불안정파괴로 천이됨을 알 수 있다. 이와 같은 용접부의 균열진전 거동을 모재의 그것과 함께 검토하기 위하여 응력비에 따른 모재와 용접부의 $da/dN-\Delta K$를 그림 12에 나타내었다. 그림에서 응력비가 낮은 경우에는 용접부의 피로균열진전속도가 모재의 그것보다 낮으며 응력비가 높은 경우에는 그 차이가 줄어듬을 알 수 있다. 이러한 현상은 용접에 의한 결정립의 성장으로 인하여 낮은 ΔK 영역에서 피로균열진전이 결정의 방향차에 의하여 저지되었기 때문[18]이라고 할 수 있다. 또한 용접부에 있어서 제 2단계로부터 제 3단계로의 불안정파괴 천이는 R=0.1에서는 ΔK = 37MPa m$^{1/2}$ 부근, R=0.5에서는 ΔK = 22 MPa m$^{1/2}$부근에서 일어났으며 이와 같이 용접부가 모재에 비하여 낮은 값을 나타내는 원인으로는 평면변형률 파괴인성에서 검토한 바와 같이 용접부의 파괴인성이 모재에 비하여 저하하였기 때문으로 설명된다.

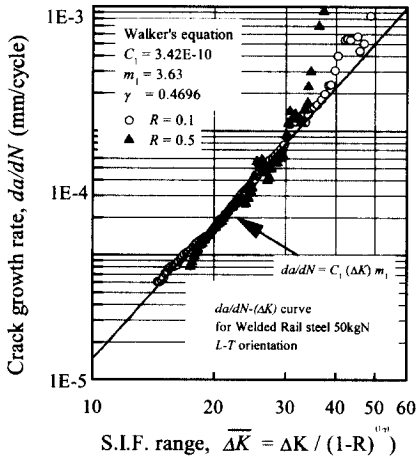
한편 피로균열진전에 대한 응력비의 영향에 대한 정량적인 검토를 위하여 모재와 용접부의 피로균열진전속도를 식 (6)의 Walker 식[19]으로 평가하여 그림 13에 나타내었다.

$$da/dN = \frac{C(\Delta K)^m}{(1-R)^{(1-\gamma)}} \qquad (6)$$

여기서 γ는 응력비의 효과를 나타내는 상수이다.



(a) 모재부



(b) 용접부

그림 13. 모재와 용접부의 피로균열진전속도

그림에서 레일강의 피로균열진전속도에 미치는 응력비의 영향은 Walker 식에 의해 잘 평가되고 있다. 또한 레일강의 γ는 모재와 용접부 각각에 대하여 0.82, 0.47로 평가되었다. 이에 반하여 알루미늄 합금과 AISI 4340 Steel은 각각 0.64, 0.42로 보고되고 있다.[19,20] 따라서 모재에 대한 응력비의 영향은 저탄소 강 등의 기타재료에 비하여 적게 나타나지만 용접부의 경우는 응력비의 영향이 크게 나타나며 이는 조직의 변화에 기인한다고 판단된다.

4. 결 론

본 연구에서는 국산 레일강의 균열발생·천이거동과 모재와 용접부의 피로균열진전거동 등을 평가하기 위하여 유한요소해석과 피로균열진전시험을 수행한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 횡방향균열은 최대전단응력에 의해 발생하며 이의 깊이방향으로의 위치는 접촉압력폭의 약 50% 지점으로 평가되었다.

2) 횡방향균열의 길이가 증가함에 따라 K_{I}/K_{II}이 증가하는 경향이 나타났으며 이로 인하여 균열진전거동은 모드 II에서 혼합모드로의 거동을 한다고 판단된다.

3) 용접부의 평면변형률 파괴인성은 모재에 비하여 약 10% 정도 저하되었다. 또한 피로균열진전속도에 대한 응력비의 영향은 용접부의 경우가 모재의 경우보다 높았으며 제 2단계에서 제 3단계로의 불안정파괴 천이는 용접부가 모재에 비하여 낮은 ΔK값에서 일어났다. 이는 용접으로 인한 미시조직의 결정립 성장과 경도상승에 기인한다고 생각된다.

4) 응력비의 변화에 따른 모재와 용접부의 피로균열진전속도는 Paris 법칙의 지수 m이 일정한 결과를 보였으며 이의 영향은 Walker 식으로 잘 평가되었다.

감사의 말

본 연구는 한국과학재단 산하 성균관대학교 산업설비 안전성평가 연구센터의 연구비 지원으로 이루어진 것으로서, 이에 관계자 여러분들께 감사드립니다.

참 고 문 헌

(1) Scutti, J.J., Pelloux, R.M. and Fuquen-Moleno, R., "Fatigue Behavior of a Rail Steel", *Fatigue of Engineering Materials & Structures*, Vol. 7, No. 2, pp. 121~135, 1984

(2) "레일용접부의 특성에 관한 연구", 한국철도기술연구원, 1997

(3) Martin, J. A. and Eberhardt, A. D., "Identification of Potential Failure Nuclei in Rolling Contact Fatigue", *J. of Basic Engineering, Trans. ASME*, Series D, Dec., Vol. 89, pp. 392~942, 1967

(4) Keer, L. M., Bryant, M.D. and Haritos, G.K., "Subsurface and Surface Cracking Due to Hertzian Contact", *ASME J. of Lubrication Technology*, Vol. 104, pp. 347~351, 1982

(5) Richard, H. A., "Some Theoretical and Experimental Aspects of Mixed Mode Fractures", *Advances in Fracture Research (Fracture 84)*, Vol. 5, pp. 3337~3344. 1986

(6) Kitagawa, H., Yuuki, R. and Toshiaki, A., "Crack-Morphological Aspect in Fracture Mechanics", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 7, pp. 515~529, 1987

(7) 이강용, 김준엽, "구름 및 미끄럼 접촉하의 중공 원판의 표면하층균열에 대한 J-적분", 대한기계학회논문집(A), 제 21권, 제 7호, pp. 1149~1155, 1997

(8) 강기주, 홍기주, "혼합모드 하중을 받는 CTS 시험편에서 K_I, K_{II}와 J-적분의 측정방법", 대한기계학회논문집(A), 제 20권, 제 11호, pp. 3498~3506, 1996

(9) 김성훈, "모드 I 및 혼합모드 하중하에서의 레일강의 피로거동", 박사학위논문, 한양대학교, 1993

(10) Swanson Analysis Systems Inc., *ANSYS* -Users Manual., 1996

(11) Jayaraman, S., Sadeghipour, K. and Baran, G., "Finite Element analysis of horizontal and branched subsurface cracks in brittle materials", *Wear*, Vol 208, pp. 237~242, 1997

(12) "Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials", *ASTM* E399-93

(13) "Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates", *ASTM* E647-93

(14) Suh, N. P., "The Delamination Theory of Wear", *Wear*, Vol. 25, pp. 111~124, 1973

(15) Kaneta, M., Murakami, Y. and Okaza , T., "Growth Mechanism of Subsurface Crack due to Hertzian Contact", *ASME, J. of. Tribology*, Jan. Vol. 108, pp. 134~139, 1986

(16) Otsuka, A., Mori, K. and Miyata, T., "The Condition of Fatigue Crack Growth in Mixed Mode Condition", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 7, pp. 429~439, 1975

(17) Tanaka, K., "Mechanics and Micromechanics of Fatigue Crack Propagation", *ASTM* STP 1020, pp. 151~183., 1989

(18) Taira, S., Tanaka, K., and Hoshina, M., "Grain Size Effect on Crack Nucleation and Growth in Long-Life Fatigue of Low-Carbon Steel", *ASTM STP* 675, pp. 135~162, 1979

(19) Walker, K., "The Effect of Stress Ratio During Crack Propagation and Fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 Aluminum", *ASTM STP 462*, 1970, pp. 1~14., 1970

(20) Dennis, K. R., "Fatigue Crack Growth of Gun Tube Steel under Spectrum Loading", *MS Thesis*, Engineering Science and Mechanics Dept., Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Va., 1986

(접수일자 : 1998년 11월 26일)