

혼합모드 변동하중하에서 레일강의 피로균열 진전거동

손 경 주*·서 영 범*·김 철 수**·김 정 규†

Fatigue Crack Growth Behavior for Rail Steel under Mixed Mode Variable Amplitude Loading

Kyoung-Ju SOHN, Young-Bum SEO, Chul-Su KIM and Jung-Kyu KIM

Key Words: Characteristic Stress Intensity Factor(특성응력확대계수), Characteristic Comparative Stress Intensity Factor(특성상당응력확대계수), Variable Amplitude Loading(변동진폭하중), Constant Amplitude Loading(일정진폭하중), Plastic Region(소성영역)

Abstract

The growth behavior of the transverse crack, which was one of the most dangerous damages of rail defects, was investigated under mode I and mixed mode loading in rail steel. In the case of variable amplitude loading, the fatigue crack growth behavior was discussed using characteristic stress intensity factor ranges ΔK_{rms} . In addition, characteristic comparative stress intensity factor ranges $\Delta K_{V,rms}$ was proposed to evaluate the quantitative effects of the variable amplitude under mixed mode loading. As a result, crack growth rate under variable amplitude loading was faster than that under constant amplitude loading.

기호설명

a : 균열길이
 $r_p(\phi)$: 소성영역
 K_{rms} : 특성응력확대계수
 $K_{V,rms}$: 특성상당응력확대계수
 σ_{rms} : 특성응력
 ν : 포아송비
 ζ : 파괴인성 비

1. 서 론

철도차량은 대량운송 및 대중교통 수단으로서 정시성, 안전성, 대량수송을 통한 원가절감의 장점 때문에 열차의 운행횟수가 증가하고 있으며, 현재 차량의 고속화가 진행되고 있다. 이로 인해 철도차량의 전하중을 지지하고 있는 레일은 더욱 가혹한 환경에 처해지게 되었고 더 많은 누적손상을 입게 되므로 피로손상을 발생시킨다^(1,2). 이중 레일의 피로손상에 있어서 횡방향 균열은 레일두부 표면하층에서 발생하는 쉘링(shelling)으로부터 일정크기까지 수평방향으로 진전한 후 혼합모드를 거쳐 수직방향으로 천이·진전하므로 가장 위험한 손상으로 보고되고 있다⁽³⁾. 레일의 피로파괴에 의한 안전사고의 발생빈도는 상대적으로 적으나 사고 발생시 심각한 경제적 손실과 인명피해를 초래하므로 철도 차량의 안전성 확보를 위해 실제 하중하에서 레일의 정확한 피로특성에 대한 연구가 필요하다.

레일의 횡방향 균열에 대한 기존의 연구로 국외에서는 Orringer^(1,2) 등이 실제 레일의 균열검출

† 회원, 한양대학교 기계공학부

E-mail : kimj@hanyang.ac.kr

TEL : (02)2290-0442 FAX : (02)2297-6707

* 회원, 한양대학교 대학원

** 회원, 철도대학교 철도차량기계과

과 하중이력의 측정방법을 제시하고 레일손상의 원인과 메커니즘을 규명하여 횡방향 파괴에 대한 균열진전의 모델을 제시하였으며 Journet 등^(4,5)은 모드 I 하중하에서 횡방향 균열을 동전모양 형태 (penny-shaped crack)로 모델링하여 평가하였다. 그리고 Jablonski 등⁽⁶⁾ 과 Tang 등⁽⁷⁾은 모드 I 하중하에서 균열진전수명 예측모델로부터 균열진전수명을 비교·검토하였으며, Jablonski⁽⁸⁾는 다양한 응력비에서 일정진폭하중하의 실험데이터로부터 변동하중하에서의 피로균열진전속도를 예측하였다. 또한 국내에서는 Kim⁽⁹⁾이 혼합모드 일정진폭 하중하에서 레일강의 모재부와 가스압접부의 피로 특성에 관한 연구를 수행하였다. 그러나 이러한 연구경향은 모드 I 과 혼합모드 일정진폭에 국한되어 있어 횡방향 균열의 혼합모드 변동하중하에서의 피로균열 성장거동에 대한 연구는 전무한 실정이다.

따라서 본 연구에서는 철도차량의 전하중을 지지하는 레일강의 안전성 확보를 위해 실제 궤도차량의 하중이력으로부터 변동하중하에서 하중각도의 영향을 고려하여 혼합모드 피로균열 진전거동을 평가하고자 한다.

2. 실험방법

2.1 재료 및 시험편

본 연구에 사용된 본 연구에서 사용한 재료는 실제 사용되는 60kg급 레일강으로서 이의 화학성분과 기계적 성질은 각각 Table 1 및 2와 같다. 시험편은 Fig 1에 나타난 바와 같이 CTS(compact tension & shear) 시험편이다. 횡방향 균열이 레일 두부에서 발생하여 차량의 운행방향에 수직으로 진전하는 균열이므로 시험편의 채취방향은 이를 상사하기 위해 차량의 운행방향에 수직으로 레일 두부에서 복부까지 L-T 방향으로 하였다⁽⁹⁾.

2.2 피로시험

혼합모드 하중하에서의 피로균열진전 시험방법은 아직까지 ASTM에 규정되어 있지 않지만 많은 연구자들에 의해 이를 구현할 수 있는 여러 가지 시험편과 시험장치들이 설계, 제작되고 있다⁽¹⁰⁻¹²⁾. 본 논문에서는 Richard⁽¹⁰⁻¹²⁾가 제안한 CTS 시험편 및 지그를 응용하여 제작하였다.

Table 1 Chemical composition of material (wt.%)

C	Cr	Si	Mn	Ni	P	Mo
0.721	0.053	0.256	0.873	0.032	0.0124	0.005

Table 2 Mechanical Properties of Materials

Yield Strength (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)	Fracture Toughness (MPa m ^{1/2})
481	887.1	14.5	46.6

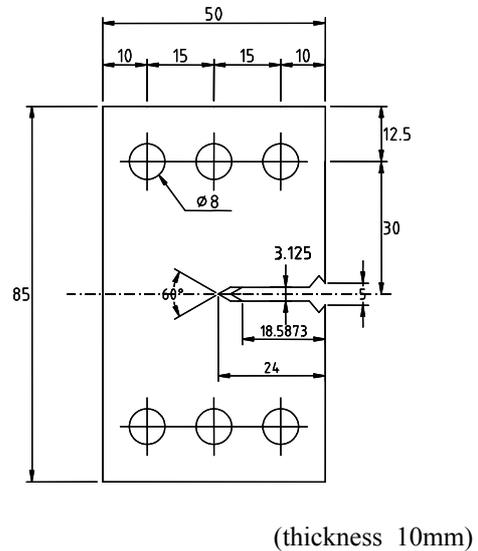


Fig. 1 Configuration of CTS specimens

제작된 지그는 CTS 시험편에 작용시킬 하중 방향의 변화가 용이하도록 15° 간격으로 핀 구멍을 뚫어 단축 인장 피로 시험기에 체결하여 K_I/K_V 의 조절이 편리하도록 하였다. 예비균열은 모드 I 하중하에서 $a/W=0.55$ 가 되도록 삽입하였고, 하중각도 ϕ 를 변화시켜 혼합모드 하중하에서 피로시험을 수행하였다⁽⁹⁾.

2.3 균열길이의 측정

균열길이의 측정은 변동하중 파형을 1 블록으로 하여 1 개의 블록이 끝날 때마다 화상 처리 시스템(computerized image processing system)을 이용하여 균열 선단의 경로 및 길이를 직접 확인하였다. 이 시스템은 균열형상변화를 50배에서 450배까지 확대시키면서 수평 및 수직으로 이동이 가능한 이동형 현미경과 이로부터 얻어진 화상을

연속적으로 관찰하여 측정하였다⁹⁾.

2.4 특성상당응력확대계수의 평가

변동하중하에서 피로균열진전거동을 평가하기 위한 연구로 Barsom⁽¹³⁾은 모드 I 변동하중하에서 응력확대계수를 평가하기 위해 RMS법을 제안하였다. RMS법은 변동하중하에서 피로균열진전거동을 평가하기 위하여 변동하중을 등가의 일정진폭으로 정의하는 방법이다. 이를 이용해 변동하중하에서의 응력확대계수를 정의하는 것을 특성응력확대계수, K_{rms} 라 한다. RMS법은 변동하중하에서 응력이력의 제곱 평균의 근으로 정의되며 아래 식 과 같이 표현 할 수 있다.

$$\sigma_{rms} = \left[\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (\sigma_i)^2 \right]^{1/2} \quad (1)$$

$$K_{rms} = f(g) \sigma_{rms} \sqrt{\pi a} \quad (2)$$

3. 실험결과 및 고찰

3.1 일정진폭하중 피로균열진전거동

혼합모드 일정진폭 하중하에서의 피로균열진전거동은 Richard가 제안한 K_V 를 이용하여 평가하였다. 이 때, Richard의 수식에서 파괴인성 비, ζ 는 동종의 레일강에 대한 이전의 연구⁽⁹⁾에서 이론값과 실험값의 차이가 최소가 되도록 시행착오법을 통해 평가된 1.2를 사용하였다. Fig. 2는 응력비 $R=0$ 일정진폭 하중하에서 피로균열진전거동에 미치는 혼합모드의 영향을 평가한 것이다. 그림은 균열진전속도와 응력확대계수의 관계를 나타내고 있다. 그림에서 사각형 마크(□)는 모드 I $\phi=0^\circ$, $K_I/K_V=1.0$ ($a/W=0.55$), 원형 마크(○)는 혼합모드 $\phi=30^\circ$, $K_I/K_V=0.95$ ($a/W=0.55$)를 그리고 다이아몬드 마크(◇)는 혼합모드 $\phi=60^\circ$, $K_I/K_V=0.73$ ($a/W=0.55$)를 나타낸다. 그림에서 모드 I 과 혼합모드의 균열진전속도를 비교해보면 낮은 영역일수록 혼합모드에서의 피로균열진전속도가 모드 I 의 경우보다 떨어지는 경향이 있고 이의 원인은 이전의 연구결과에서 균열면의 거칠기로 인한 균열닫힘효과로 보고⁽¹⁴⁻¹⁷⁾되고 있다.

3.2 변동하중하에서 피로균열진전거동

실제 하중하에서 레일의 피로수명을 평가하기

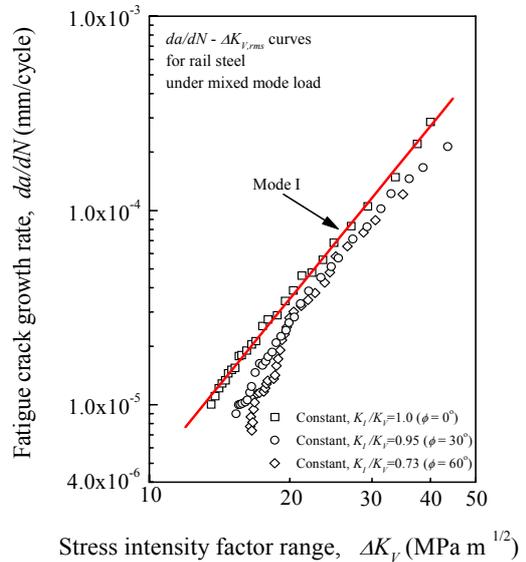


Fig. 2 $da/dN-\Delta K_V$ curves of rail steel under constant amplitude load with loading angle at $R=0$

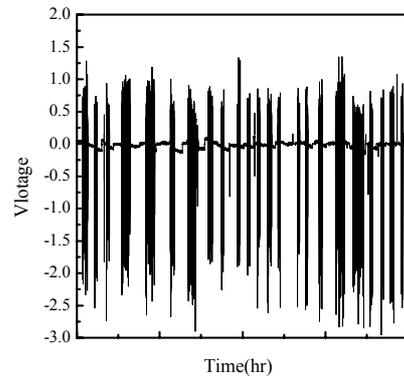


Fig. 3 Actual voltage history detected in rail

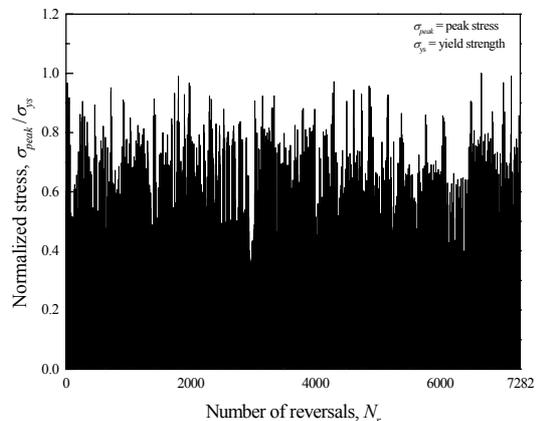


Fig. 4 Modified stress history in rail based on the actual load in service

위해서는 레일이 받는 실제 하중이력을 구축할 필요가 있다. Fig. 3은 경부선 성환-천안구간에서 48시간동안 객차 및 화차 30대의 열차 통과시에 얻어진 볼테지 이력(voltage history)을 시간에 대하여 필터링(filtering)하여 나타낸 것이다⁽¹⁹⁾. 이 그림에서 큰 파형은 기관차 대차의 윤축이 스트레인 게이지가 부착된 레일의 상부를 통과할 때 발생된 것이다. 이 그림으로부터 다음과 같은 과정에 의해서 응력 이력(stress history)을 구축하였다. 레일 손상의 대부분은 인장 응력에서 발생되므로^(20,21) Fig. 3에서 먼저 음(negative)의 볼테지를 소거하였으며, 선행열차 통과 후부터 다음 열차 전까지의 무부하 상태에서 형성된 작은 볼테지는 피크 사이클 카운팅 법(mean crossing peak counting method)⁽²²⁾을 사용하여 제거하였다. 그리고 볼테지로부터 얻어진 최대변형률은 $2.68 \times 10^{-4} \text{mm/mm}$ 이하로서 탄성한도내의 값이므로 후크법칙(Hooke's law)에 의하여 레일이 받는 응력 값을 산출하였다. Fig. 4는 Fig. 3의 측정된 볼테지 이력으로부터 상기의 과정에 의하여 구축된 응력이력을 항복강도로 무차원화하여 나타낸 것이다. 이 응력이력에 있어서 1 블록에 대한 총 리버설 수는 피크 사이클 카운팅법에 의하여 7282(i.e. 3641 cycles)이다.

Fig. 5에서 사각형 마크(■), 원형 마크(●) 및 다이아몬드 마크(◆)는 하중각도 $\phi=0^\circ, 30^\circ, 60^\circ$ 에 대한 균열길이와 피로균열진전속도의 관계를 각각 나타낸 것이다. 변동하중하에서 피로균열진전 거동은 하중이 변하게 되어 특정한 응력확대계수를 정의할 수 없다. 따라서 변동하중하에서 피로균열진전거동을 평가하기 위해서는 특성응력확대계수, K_{rms} 가 필요하다. 또한 혼합모드 하중하에서 피로균열진전거동은 일정진폭하중하에서와 마찬가지로 모드 I 과 모드 II 를 동시에 고려할 수 있어야 한다. 따라서 혼합모드 변동하중하에서 피로균열진전거동은 Richard가 제안한 상당응력확대계수에 Barsom이 제안한 특성응력확대계수를 적용한 특성상당응력확대계수, $K_{V,rms}$ 식 (3)을 이용하여 평가하여야 한다.

$$K_{V,rms} = \frac{1}{2} K_{I,rms} + \frac{1}{2} \sqrt{K_{I,rms}^2 + 4(\zeta K_{II,rms})^2} \quad (3)$$

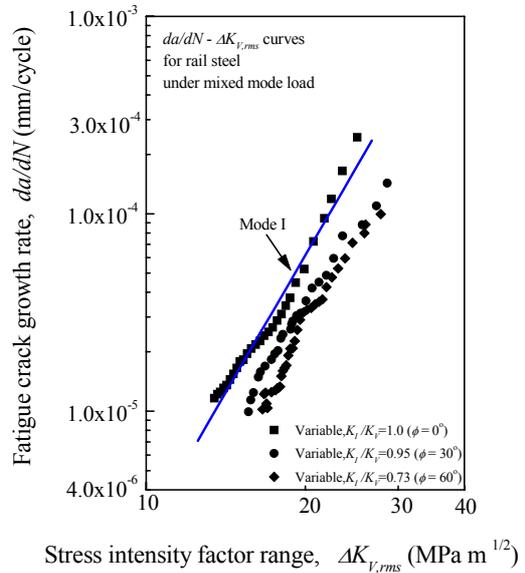


Fig. 5 $da/dN-\Delta K_{V,rms}$ curves of rail steel under variable amplitude loading

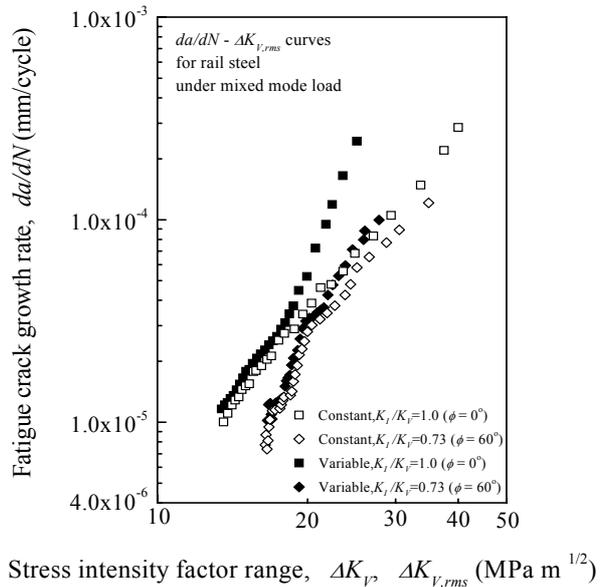


Fig. 6 $da/dN-\Delta K_V, \Delta K_{V,rms}$ curves of rail steel under constant and variable amplitude loading

3.3 일정진폭과 변동하중하에서 피로특성

Fig. 6은 일정진폭과 변동하중하에서 피로균열진전거동을 비교한 것이다. 그림은 균열진전속도와 응력확대계수의 관계를 일정진폭과 변동하중에 대해 나타낸 것이다. 이 그림에서 $\Delta K_{V,rms}$ 는 다음과 같다. 마크(■,◆)는 일정진폭, 마크(□,◇)

는 변동하중을 나타내고 있다. 그림에서 일정진폭과 변동하중의 균열진전거동을 비교하면 낮은 영역에서는 일정진폭과 변동하중의 균열진전속도가 비슷한 경향을 보이고 있지만 높은 영역으로 갈수록 변동하중의 균열진전속도가 일정진폭에 비해 증가하는 경향을 보이고 있다. 이의 원인은 기존의 연구에서 두 가지로 생각되며 첫 번째는 균열면의 거칠기로 인한 균열단합효과⁽¹⁴⁻¹⁷⁾, 두 번째는 균열선단에 존재하는 소성영역의 크기⁽²³⁻²⁴⁾로 고려해볼 수 있다. 첫 번째 원인은 혼합 모드에서 모드 II 에 의한 균열단합효과에 대한 설명이다. 혼합모드 하중하에서 균열단합현상은 균열진전의 꾸불꾸불한 정도, 균열 거칠기와 관계가 있다고 보고⁽¹⁴⁻¹⁷⁾ 되고 있다. 선형 거칠기계수⁽²⁵⁾는 실제균열길이를 투영균열길이로 나눈 값으로 이 값이 1 일 때 균열은 하중방향에 대하여 수직으로 성장함을 의미한다⁽⁹⁾. 하중각도 $\phi=0^\circ$, $\Delta K=20 \text{ MPa m}^{1/2}$ 에서 일정진폭과 변동하중하에서 선형거칠기계수 $\lambda=1.06$, $\lambda=1.16$ 으로 변동하중이 조금 크게 평가되었다. 따라서 거칠기의 영향이 더 큰 변동하중하에서의 피로균열진전속도가 더 느리게 평가되어야 한다. 그러나 이상의 영역에서 균열진전속도는 변동하중이 일정진폭의 경우보다 더 크게 평가되었다. 기존의 연구⁽¹⁴⁻¹⁷⁾에서는 거칠기 계수의 값이 커질수록 균열단합현상이 현저하여 균열진전속도가 저하된다고 하였지만, 이 영역에서는 상반된 결과를 보이고 있으므로 이 기구를 이용해서 변동하중하에서 균열진전속도가 일정진폭에 비해 증가하는 원인을 설명할 수 없다. 두 번째 설명으로 변동하중의 균열진전속도가 일정진폭에 비해 증가하는 원인은 소성영역의 크기에 의한 차이로 생각된다. 이는 균열 지연(retardation) 효과와 가속(acceleration)효과⁽²⁶⁻²⁷⁾로 설명할 수 있다. 혼합모드 일정진폭과 변동하중하에서 균열선단에 존재하는 소성영역의 크기는 소성영역의 크기는 다음 식 (4)과 같다.

$$r_p(\phi) = \frac{1}{2\pi \sigma_{ys}^2} \left\{ K_I^2 \cos^2 \frac{\phi}{2} [(1-2\nu)^2 + 3 \sin^2 \frac{\phi}{2}] + K_I K_{II} \sin \phi [3 \cos \phi - (1-2\nu)^2] + K_{II}^2 [3 + \sin^2 \frac{\phi}{2} ((1-2\nu)^2 - 9 \cos^2 \frac{\phi}{2})] \right\} \quad (4)$$

Fig 7은 하중각도 $\phi=0^\circ$ 에서 일정진폭과 변동하중하의 최대하중에서 균열길이와 소성영역 크

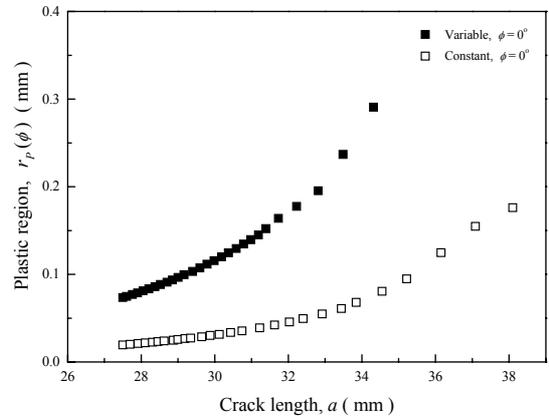


Fig. 7 Plastic zone - crack length curves under constant and variable amplitude loading

기의 관계를 나타낸 그림이다. 그림에서 일정진폭은 오픈 마크 변동하중은 솔리드 마크를 나타낸다. 일정진폭의 소성영역의 초기 균열길이 27.5mm에서 0.02mm로 평가되었고 균열이 진전하여 균열길이 38mm에서는 0.2mm로 평가되었다. 또한 변동하중의 경우 과대하중의 효과에 의해 초기 균열길이 27.5mm에서 0.07mm로 평가되었고 균열이 진전하여 균열길이 34mm에서는 0.3mm로 평가되었다. 일정진폭과 변동하중의 경우 균열이 진전함에 따라 소성영역의 크기는 증가하는 양상을 나타내고 있고 소성영역의 크기는 변동하중이 일정진폭에 비해 크게 평가되었다.

4. 결 론

본 연구에서는 60kg레일강의 변동하중하에서의 피로균열 진전거동을 평가하기 위하여 실제레일에서 하중이력을 추출하여 실험하였다. 이의 결과는 다음과 같다.

- (1) 혼합모드 일정진폭 하중하에서 피로균열진전거동은 모드 I 의 영향이 클수록 균열진전속도 da/dN 가 증가되었다.
- (2) 혼합모드 변동하중하에서 피로균열 진전거동은 일정진폭과 동일한 경향을 나타낸다.
- (3) 높은 ΔK 영역에서 변동하중의 균열진전속도가 급격히 증가하는 경향을 보이고 있으며 이의 원인은 큰 반복하중으로 인해 큰 소성영역이 형성되었기 때문이다.

후 기

본 연구는 한양대학교 BK21 사업단의 연구비 지원으로 이루어진 것으로서, 이에 관계자 여러분들께 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Orringer, O. and Morris, J. M., 1984, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Vol. 1, pp. 23 ~ 49.
- (2) Orringer, O., Morris, J. M. and Jeong, D. Y., 1986, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Vol. 5, pp. 63 ~ 95.
- (3) Sampath, S. G., Johns, T. G., McGuire, P. M. and Davies, K. B., 1978, *ASTM STP 644*, pp. 330~341.
- (4) Journet, B. G. and Pelloux, R. M., 1987, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Vol. 7, pp. 19-22.
- (5) Journet, B. G. and Pelloux, R. M., 1987, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Vol. 8, pp. 117 ~ 123.
- (6) Jablonski, D., Tang, Y. H., 1990, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Vol. 14, pp. 27 ~ 36.
- (7) Tang, Y. H., Perlman, A. B., Orringer, O. and Jablonski, D. A., 1991, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Vol.15, pp. 1 ~ 9.
- (8) Jablonski, D. A., 1994, *Automation in Fatigue and Fracture ASTM STP 1231*, pp. 273~285.
- (9) Kim C. S., 2002, PHD PAPER, *Hanyang University*, Seoul.
- (10) Richard, H. A., 1987, *Role of Fracture Mechanics in Modern Technology*, pp. 577 ~ 588.
- (11) Richard, H. A., 1985, *VDI Forschungsheft 631. Disseldorf: VDI-Verlag*, pp. 1 ~ 60.
- (12) Richard, H. A., 1986, *Advances in Fracture Research (Fracture 84)*, Vol. 5, pp. 3337 ~ 3344.
- (13) Barsom, E. M., 1973, *ASTM STP 536*, American Society for Testing and Materials, Philadelphia.
- (14) Elber, W., 1970, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 2, pp. 37 ~ 45.
- (15) Suresh, S., Ritchie, R. O., 1984, *International Metallurgical Reviews*, Vol. 29, pp. 445 ~ 476
- (16) Tong, J., Yates, J. R. and Brown, M. W., 1997, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 56, No. 2, pp. 213 ~ 231.
- (17) Carlson, R. L. and Beevers, C. J., 1985, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 22, pp. 651 ~ 660.
- (18) Korea Railway Research Center, 1998, In Study of Rail welded part's characteristic, *Facility Department*, pp. 98-135
- (19) Baek H. S., 1999, *Railway*, Vol. 31, pp. 73~84.
- (20) Rinsberg, J. W., Josefson, B. L., 1999, *Fatigue 99'*, pp. 2597 ~ 2601.
- (21) Orringer, O., 1996, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 19., No. 11, pp. 1329 ~ 1338.
- (22) 1985, ASTM E1049-85
- (23) Hua, G., Fernando, U. S., 1996, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 19, No. 10, pp. 1197~1206
- (24) Hua, G., Yang, X., Gao, W., and De Los Rios E. R. , 1997, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*.
- (25) Rendse, R. D. and Ritchie, R. O., 1985, *Met Trans.*, Vol. 16A, pp. 1491~1501.
- (26) Wheeler, O. E., 1972, *J. of Basic Eng., Trans. ASME, D*, Vol. 94, pp. 181~186.
- (27) Von Euw, E. F. J., Hertaberg, R. W. and Roberts, R., 1972, *ASTM STP 513*, pp. 230~259.