

균열가지 효과를 고려한 균열 성장 지연 거동 예측 (변동하중하에서의 피로거동)

송삼홍*, 권윤기**

The Prediction of Crack Growth Retardation Behavior by Crack Tip Branching Effects (Fatigue Behavior in Variable Loading Condition)

S. H. Song*, Y. K. Kwon**

Abstract

We studied on crack growth retardation in single overloading condition. Crack tip branching which was the second mechanism on crack growth retardation was examined.

Crack tip branching was observed to kinked type and forked type. It was found that the branching angle range was from 25 to 53 degree. The variations of crack driving force with branching angle were calculated with finite element method. The variation of K_I , K_{II} and total crack driving force(K) were examined, respectively. So K_I , K_{II} and K mean to mode I, II and total crack driving force.

Present model(Willenborg's model) for crack growth retardation prediction was modified to take into consideration the effects of crack tip branching. When we predicted retardation with modified model, it was confirmed that predicted and experimental results coincided with well each other.

Keywords : Crack Growth Retardation(균열성장지연), Crack Tip Branching(균열가지), Angle of Branching Crack Tip (균열가지각), Kinked Type Branch(킹크형 균열가지), Forked Type Branch(포크형 균열가지), Effective Crack Driving Force (유효균열진전력), Retardation Mechanism(지연기구), Effect of Crack Tip Branching(균열가지효과), Willenborg's Model(Willenborg의 모델), Modified Retardation Model(수정된 지연모델).

* 고려대학교 기계공학과

** 두원공과대학 컴퓨터응용설계과

1. 서론

단일과대하중 후 나타나는 피로 균열 거동의 대표적인 특성은 균열 성장 지연 현상을 들 수 있는데, 현재까지 이 계통의 연구에서 제시되고 있는 단일 과대하중 작용 후 나타나는 피로 균열 전파속도의 지연현상을 설명하는 기구들로는, 균열선단 무더짐, 균열선단 변형경화, 균열선단 가지현상, 균열선단의 압축잔류응력, 그리고 소성유기 균열단합등을 들 수 있다.⁽¹⁻⁴⁾

그러나 지연현상에 대한 대부분의 연구가 실험 및 해석의 어려움으로 인해 다른 기구들은 배제되고, 균열선단 압축응력과 소성유기 균열단합 현상들만을 고려해 이루어지고 있는 실정이다.⁽⁵⁻⁷⁾ 물론 균열 성장 지연현상을 설명하는데 있어서 과대응력이 작용한 후 초래되는 소성변형에 의한 압축잔류응력장과 소성유기 균열 단합 현상은 매우 중요한 인자라고 하는 것에는 재론의 여지가 없다. 그러나 지연구간과 소성영역의 정량적 관계가 잘 일치하지 않는다는 등의 연구 결과도 찾아 볼 수 있다.⁽⁸⁻¹⁰⁾ 즉 과대하중 이후의 현상을 설명하기 위한 기구로는 아직도 현저하게 밝혀진 것이 없다고 생각된다.

현재 조사한 바에 의하면 균열성장 지연현상을 예측하는 대표적 모델로는 Wheeler와 Willenborg 모델을 들 수 있다.^{(11), (12)} 우선 Wheeler의 모델은 엄밀히 말하면 피로 크랙의 지연 거동에 대한 예측 기법 이라기 보다는 실험 데이터를 적절히 조합하는 데이터 처리 방법이라 할 수 있다. 왜냐하면 이 모델에서는 여러 가지 실험상수와 경험상수를 도입하여 지연현상을 예측하고 있는데, 이 상수들은 실제 실험결과를 토대로 얻어지는 값들이기 때문이다. 한편 Willenborg는 압축잔류응력과 유효응력의 개념을 도입하여 하중조건만으로 지연현상을 설명하는 예측 모델을 제안하였는데, 비교적 간편하게 예측 할 수 있다는 장점으로 인해 현재 가장 폭넓게 사용되고 있다. 그러나 이 모델에서도 몇 가지 문제점이 지적되고 있다. 즉 이 모델은 지연현상을 지배하는 주된 기구로 소성영역에 의한 압축잔류응력장만을 고려하고 있기 때문에 지연구간은 과소평가 된다는 한계를 안고 있다. 이상과 같은 문제들과 관련하여 우선 형태적인 특징으로 균열선단 가지현상이 제시되고 있다.^{(2), (13)} 지연구간 내에서 나타나는 균열 전파 경로의 특징 중의 한가지는 과대하중 제하 시 균열선단에 형성되는 균열 가지^{(2), (13), (14)}를 들 수 있고, 이 균열가지의 형태는 주 균열길이에 비해 균열가지의 길이가 대단히 작은 크기로 나타나므로, 이 경우는 전체적으로

모드 I 형태의 하중 상태를 유지하지만 균열선단에서는 모드 I과 모드 II의 혼합 모드 상태로 된다고 생각된다.

따라서 과대하중에 의한 지연현상을 예측함에 있어 보다 근접한 예측을 하기 위하여는 이상의 균열가지 현상에 의한 응력확대계수의 변화 거동을 고려해야 한다고 생각된다. 따라서 본 연구에서는 균열가지의 효과를 고려한 균열성장 지연거동과 그 예측을 고찰하기 위하여 우선 단일 하중 조건하에서 1) 균열가지 형태 변화를 고려한 균열선단 응력장의 변화거동, 2) 균열가지선단에서의 소성영역의 특징, 3) 균열가지각의 변화에 따른 응력확대계수의 변화 및 4) 균열가지 효과를 고려한 지연구간에 대한 피로 거동을 고찰하고 그 예측을 시도하였다.

2. 실험조건 및 균열가지에 대한 유한요소해석 모델

2-1 실험조건과 균열가지

단일과대하중에 의해 균열성장 지연현상이 발생할 때 지연구간 내에서 나타나는 피로거동의 특징중 한 가지로 균열가지 현상을 들 수 있다. 이전의 연구에서 저자 등은^{(13), (14)} 균열성장 지연구간내에서 나타나는 피로거동의 특성과 균열 가지의 형태를 고찰하기 위하여 단일과대하중을 변동하중 모델로 설정하여 균열성장 지연현상을 조사하였는데, 그 결과의 일부를 토대로 기준응력 σ_{1max} 는 사용 재료의 피로한도 보다 약간 높은 150MPa로 결정하였다. 여기서 기준응력과 과대응력의 비를 식 (1)과 같이 과대응력비(R_{OL})라 정의하고

$$R_{OL} = \frac{\sigma_{2max}}{\sigma_{1max}} \quad (1)$$

을 사용하였다. 여기서

σ_{2max} : 단일과대 하중 시 최고응력

σ_{1max} : 일정진폭 하중 시 최고응력

과대하중비(R_{OL})의 변화에 따른 변동하중의 영향을 알아보기 위하여 과대하중비(R_{OL})를 다음과 같이 변화시켰다. 즉 σ_{1max} 를 S-N 선도에서 얻은 결과를 토대로 150MPa로 고정시키고 σ_{2max} 를 225MPa, 300MPa로

과대하중비(R_{OI})를 각각 변화시켜 기준응력(σ_{1max})이 피로한도 부근일 때 과대하중비 변화에 따른 지연현상의 특성을 살펴보았다. 참고로 이 실험재료의 항복강도는 280 MPa 이었고, 최대 인장강도는 432 MPa 이었다.

과대하중의 부하는 0.01HZ였고 부하시기는 예비실험을 통해 균열이 안정 성장을 하는 시점으로 하였다. 과대하중 부하후 지연구간에서 나타나는 균열성장 지연거동은 접안이동 측미계가 장착되어 있는 이동 현미경으로 관찰하여, 형상과 길이 등을 측정하였다. 또한 지연현상에 대한 데이터의 정리는 ASTM에서 추천하는 일반적인 방법을 사용했다. 과대하중 실험 결과 지연구간에서 나타나는 피로거동의 특징적인 한가지로 균열가지현상이 나타나는 것을 알 수 있었다. Fig.1 은 지연구간에서 발생하는 균열가지의 형상으로 과대하중 작용 후 균열가지 현상이 발생하고 있는 것을 볼 수 있는데, 그 거동형태는 외적인 하중 조건 외에도 급속조작에도 많은 영향을 받고 있음을 알았다.⁽¹³⁾ 한편, 균열가지의 형태는 Fig.1에서 볼 수 있듯이 각도의 차이는 있지만 한쪽으로 갈라지는 킹크(kink)형태와 양쪽으로 갈라지는 포크(forked) 형태가 주종을 이루면서 나타나고 있다는 것도 관찰되었다.⁽¹³⁻¹⁵⁾

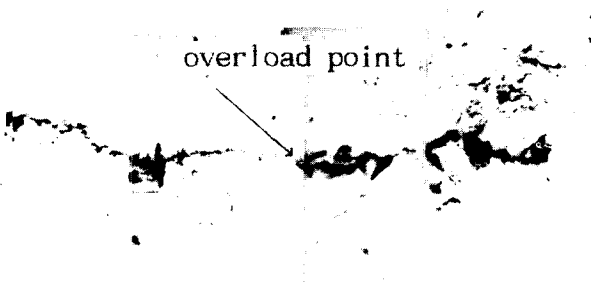


Fig.1 The shape of crack branch in retardation zone

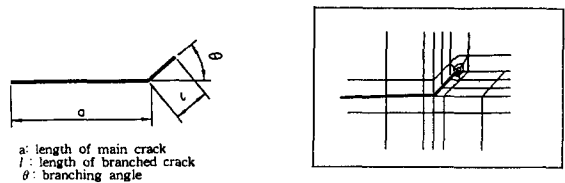
2-2. 균열가지에 대한 유한요소해석 모델

균열가지각의 변화에 따른 응력확대계수 변화를 유한요소법을 이용하여 고찰했다. 균열가지를 킹크 형태와 포크 형태로 구분하였고, 균열가지각을 0° 15° 30° 45° 60° 로 변화시켜 균열가지각의 변화에 따른 응력확대계수의 변화를 고찰하였다. 한편 균열가지의 발생 형태가 실험에서 확인된 것처럼 균열선단에서 국부적으로 발생하기 때문에 균열선단 가지의 영향은 최소화하고, 균열선단 가지각의 영향은 극대화시키기 위하여 균열가지의 크기(l)는 주 균열의 길이(a)

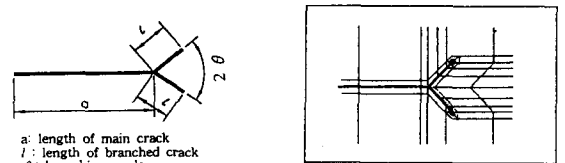
에 비해 상대적으로 작게 구성하였다. 실제로 균열가지는 균열 선단에서 매우 미소한 크기로 형성되는데, 주 균열과 균열가지의 초기상태를 공학현미경으로 관찰한 결과 균열 가지의 길이가 0.1 mm를 넘지 않는 범위로 나타났다. 따라서 이에 근거하여 주 균열길이 5 mm를 기준으로 하여 주균열과 균열가지와의 비를 $l/a = 0.02$ 로 하였다.

Fig. 2 에서는 해석에 사용된 유한요소 해석 모델($\theta = 45^\circ$)의 예로 균열 선단 부분을 확대한 형상이다.

총 사용된 해석 모델은 킹크 형태와 포크 형태의 경우 각각 5종씩 도합 10종의 모델을 사용하였다. 또한 그림에서 보는 바와 같이 균열 선단에서 대칭성이 보장되지 않기 때문에 전 모델로 구성하였고, 사용된 요소는 8절점 사각요소를 사용하였다. 그리고 균열 선단은 응력의 특이성이 존재하므로 특이성을 구현하기 위하여 균열선단 주위의 절점을 균열선단 주위로 1/4 강제 이동시킨 특이 요소를 사용하였다. 해석은 유한요소 해석을 위한 범용 프로그램인 NISA II를 이용했다.



(a) An illustration of kinked type ($\theta = 45^\circ$)



(b) An illustration of forked type ($\theta = 45^\circ$)

Fig.2 Finite element analysis model

3. 결과 및 고찰

3-1. 균열가지의 형태 변화에 따른 균열 선단 응력장의 변화

균열선단에서 균열가지의 발생은 균열의 형상 변화를 의미한다. 이와 같은 균열가지의 발생시 균열가지의 가지각 θ 의 변화는 균열선단에서 응력장의 변화에 영향을 미칠 것으로 판단된다. 본 연구에서는 균열가지각의 변화에 따른 역학적 검토의 일환으로 균열가지각의 변화에 따라 응력분포의 변화를 균열가지각 θ 의 변화에 따라 탄소성 해석을 통해 고찰해보았다. 이때 고찰된 응력들은 y 방향응력(σ_{yy}), x 방향응력(σ_{xx}) 이고 상당응력 $\bar{\sigma}$ 은 von-Mises 응력을 의미한다.

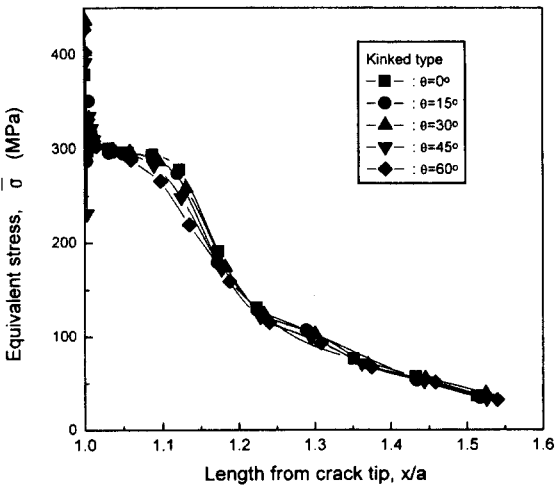


Fig.3 Distribution of equivalent stress($\bar{\sigma}$) on kinked type crack

Fig. 3은 균열가지가 킥크형 일때 균열선단으로부터 거리 변화인 a/x 의 변화에 따른 상당응력 $\bar{\sigma}$ 의 분포를 나타낸다. Fig. 3에서 보는 바와 같이 상당응력 $\bar{\sigma}$ 의 분포가 탄성해석의 경우와는 달리 균열선단에서 더 이상 증가하지 않으며 재료의 항복강도 보다 약간 높은 300MPa로 수렴하고 있는 것을 볼 수 있다. 이후 응력은 재료의 항복강도 280MPa를 기점으로 감소하고 있는 것을 볼 수 있다. 또한 응력분포의 형태는 전술한 바와 같이 상당응력 $\bar{\sigma}$ 가 재료의 항복강도 280 MPa를 넘는 영역을 이 재료의 항복강도 라고 할 때, 균열가지각 θ 에 따라 항복영역이 감소하고 있는 것을 볼 수 있다. 즉 $\theta=0^\circ$ 의 경우

$x/a=1.13$ 부근까지 항복이 일어나고 있는데 θ 의 증가에 따라 그 값은 일정하게 감소하여 $\theta=60^\circ$ 의 경우 $x/a=1.08$ 까지 항복이 일어나고 있다. 본 해석 모델에서 사용한 균열가지와 주 균열의 길이의 비는 $l/a=0.02$ 로 균열가지의 길이는 상당히 작았음에도 불구하고 균열가지각의 변화에 따른 응력분포의 변화는 그림에서와 같이 명확히 나타나고 있다. 이와 같은 θ 의 변화에 따른 응력분포의 차이는 $x/a=1.2$ 까지 나타나다가 그 이후에는 거의 일치하고 있다. 즉 $x/a=1.2$ 를 기점으로 $x/a>1.2$ 영역에서는 균열가지각 θ 의 영향이 없음을 나타낸다.

Fig.4은 x/a 의 변화에 따른 σ_{yy} 분포를 나타낸다. $x/a=1.1$ 까지는 θ 의 변화에 따라 σ_{yy} 의 변화가 거의 나타나지 않다가 $x/a=1.1$ 을 기점으로 균열가지각 θ 의 증가에 따라 σ_{yy} 가 감소하는 영역이 나타나고 있다. 이때 θ 의 변화에 따라 σ_{yy} 의 변화가 나타나는 구간내의 임의점인 $x/a=1.13$ 에서 σ_{yy} 의 분포는 $\theta=0^\circ$ 에서 310 MPa 이었고 $\theta=60^\circ$ 에서는 260 MPa로 그 차이는 50 MPa 이었다.

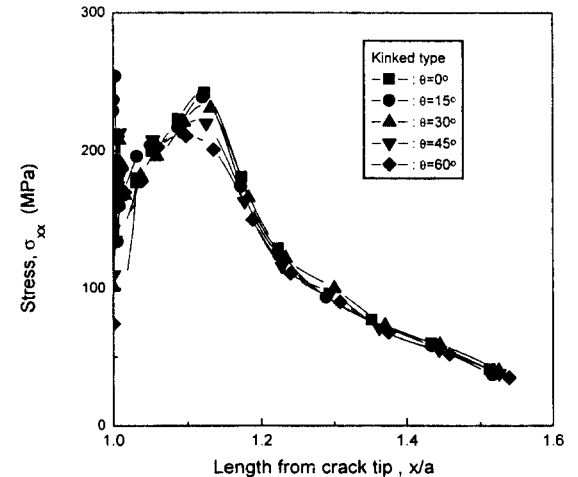


Fig.4 Distribution of σ_{xx} on kinked type crack

Fig.5는 x/a 의 변화에 따른 $x-x$ 방향의 응력 σ_{xx} 의 분포를 나타낸다. σ_{xx} 의 분포형태는 Fig.4의 σ_{yy} 의 분포형태와는 뚜렷한 차이를 보이고 있는데, 균열 선단으로부터 응력이 일정하게 증가하다가 어떤 지점을 경계로 다시 감소하고 있다. 이때 이 경계가 되는 지점은 균열가지각 θ 의 변화에 따라 조금씩 다른 것을 발견할 수 있는데 그 경계에서의 x/a 의 값을 Fig.3의 항복영역과 비교해보면 거의 일치하고 있음을 알 수 있다. 또한 θ 의 변화에 따

라 응력값의 크기도 달라지는데 $\theta=0$ 일 때 $\sigma_{xx}=240$ MPa 이었고 $\theta=60^\circ$ 에서는 $\sigma_{xx}=210$ MPa로 θ 의 증가에 따라 σ_{xx} 는 감소하고 있다. 따라서 이와 같은 균열가 지각 θ 의 증가에 따른 σ_{yy} , σ_{xx} 의 감소가 Fig.3 에서와 같이 상당응력 $\bar{\sigma}$ 의 감소로 나타난다고 할 수 있고, 균열 가지각의 증가에 따른 상당응력 $\bar{\sigma}$ 의 감소에는 σ_{yy} 보다 는 σ_{xx} 가 더많은 영향을 미치고 있는 것으로 판단된다.

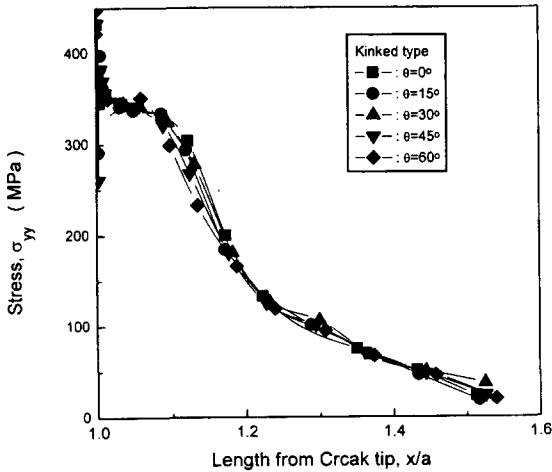
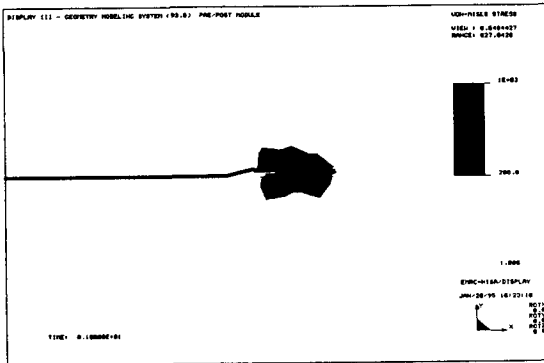
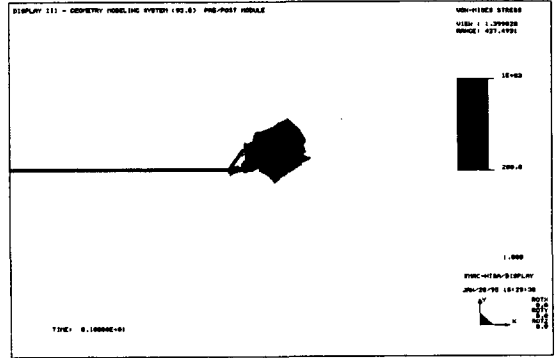


Fig.5 Distribution of σ_{yy} on kinked type crack

3-2. 균열가지 선단에서 소성역의 형상



(a) $\theta=15^\circ$



(b) $\theta=60^\circ$

Fig.6 The shape of plastic zone on kinked type crack

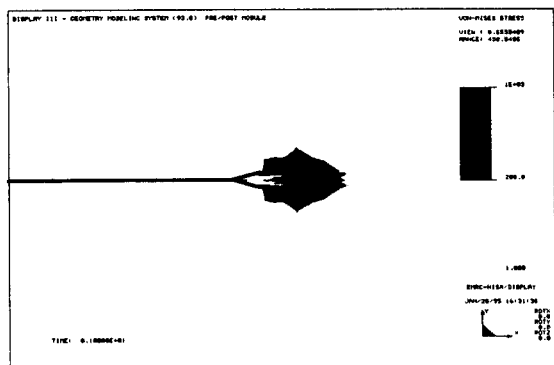
전 절에서 고찰한바와 같이 균열가지각 θ 가 변화하면 그에 따라 응력장도 영향을 받고 있는 것을 볼 수 있었다. 본 절에서는 균열가지각의 변화에 따라 균열선단에 나타나는 소성역의 형상변화를 고찰해 보았다.

소성역은 von-Mises 항복조건을 사용하여 von-Mises 응력 즉 상당응력 이 재료의 항복강도 σ_y 를 넘는 영역으로 나타내었다. Fig.6(a), (b)는 $\theta=15^\circ$ 와 $\theta=60^\circ$ 일때 키크형태의 균열 선단에서 형성되는 소성역의 형상이다. 균열가지의 영향으로 인해 소성역의 형상이 x축에 대해 대칭성을 상실하고 불규칙한 형태로 나타나고 있는 것을 볼 수 있다. 특히 균열가지각 $\theta=60^\circ$ 인 (b)의 경우에 있어서는 균열가지가 발생하는 부분에서도 과도한 형상 변화에 의한 응력집중으로 인해 소성역이 형성되고 있는 것을 볼 수 있다.

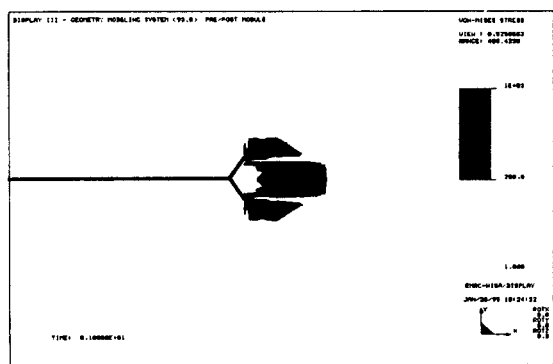
본 해석에서 사용된 균열가지의 길이는 주균열과 그 길이비 $l/a=0.02$ 로 매우 작음에도 불구하고 선단에서 나타나는 소성역의 형상 변화는 뚜렷하게 나타남을 알 수 있다. Fig.7(a)(b)는 포크형태의 균열가지에서 형성되는 소성역의 형상을 도시한 그림이다. 포크형태의 균열가지는 키크형태의 균열가지와는 달리 균열의 형상이 대칭형으로 존재하기 때문에 소성역의 형상도 대칭형으로 존재하고 있다. 소성역의 형상은 대칭성을 유지하고는 있지만 균열가지각이 커질수록 증가하고있는 것을 볼 수 있다.

이때 균열선단에서 주균열의 진전방향을 x축으로 설정하고 균열선단에서 x축 방향으로 소성역의 길이를 $r_{y,0}$ 라 정의하여 그 크기를 앞의 유한요소 해석 결과에서 구하였

다. 이와 같이 구한 소성역의 크기변화를 균열가지각에 대해 고찰하기 위하여, 균열가지각 $\theta=0^\circ$ 일때의 값인 $r_{y,\theta=0^\circ}$ 으로 무차원 시켜 Fig.8에 나타내었다. Fig.8에서 균열가지각의 변화에 따른 소성역의 크기는 $\theta=30^\circ$ 까지는 거의 변화가 없다가 $\theta=30^\circ$ 를 기점으로 감소하고 있는데, 포크형태의 균열가지는 완만한 감소를 보이고 있는데 비해, 킵크형태의 균열가지는 상대적으로 더 큰 감소를 보이고 있다.



(a) $\theta=15^\circ$



(b) $\theta=60^\circ$

Fig.7 The shape of plastic zone on forked type crack

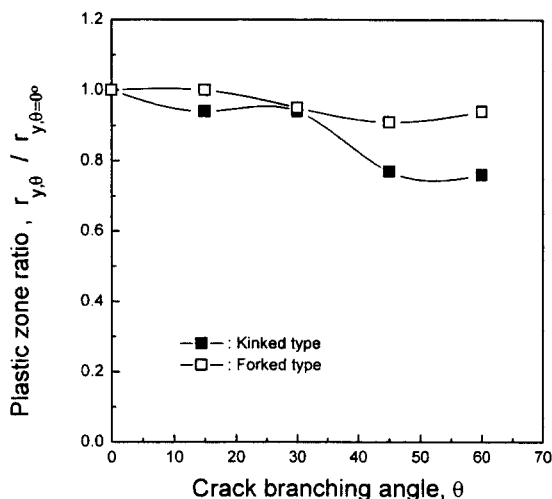


Fig.8 The variation of plastic zone size

3-3. 균열가지각의 변화에 따른 응력확대계수의 변화

일반적으로 균열선단에 균열가지가 형성되면 균열선단의 파괴 모드는 모드 I과 모드II의 국부적인 혼합 모드 상태를 띄게 된다. 본 절에서는 균열가지각의 변화에 따른 균열선단의 응력확대계수 변화를 고찰한다.

일반적으로 수치해석적인 방법을 이용하여 응력확대계수를 구하는 방법은 CTOD를 이용하는법, 경로 적분법으로 직접 J 적분을 구하는법, 그리고 가상균열 진전법(virtual crack extension method)등을 들 수 있는데, 어떠한 방법을 사용하더라도 응력확대계수의 계산값은 비슷한 결과로 나타나게 된다. 본 연구에서는 응력확대계수의 해석을 위해 J적분의 정의와 유한요소법을 조합함으로써 도입된 혼합모드에서 사용가능한 가상균열진전법⁽¹⁶⁾(virtual crack extension method)을 이용하였다.

가상균열 진전법이 모드 I과 모드II의 혼합모드에서 사용될 수 있었던 것은 Ishikawa의 연구결과 이후라 할 수 있는데, 이 방법에서 K_I 과 K_{II} 의 계산은 균열선단에 인접한 대칭요소를 사용하여 모드 I과 모드II 성분의 변위를 해석적으로 분리함으로써 에너지 해방을 G_I 과 G_{II} 를 구한다.

Fig. 9는 응력확대계수에 대한 해석의 결과 이다. 균열가지가 발생하면 균열선단의 하중 형태가 국부적인 혼합 모드 상태를 띄게 되기 때문에 y 축은 모드 I성분($K_{I,\theta}$)과 모드II성분($K_{II,\theta}$)의 응력확대계수를 균열가지가 없을때의 응력확대계수 $K_\theta=0^\circ$ 으로 무차원화 하여 θ 의 변화에 따른 분포 특성을 조사 하였다.

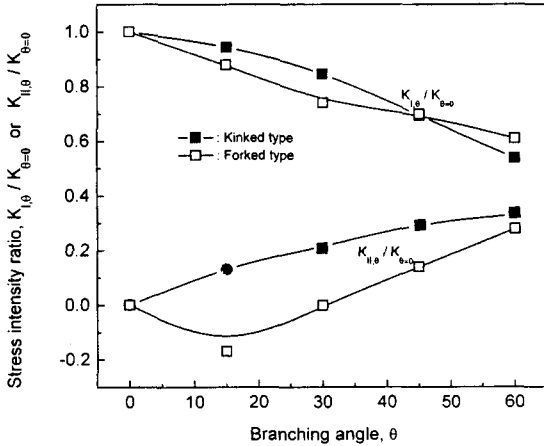


Fig.9 The variation of crack driving force

Fig.9에서와 같이 한쪽으로 킁크 형태의 경우 $K_{I\theta}/K_{\theta=0}$ = 0 는 θ 의 증가에 따라 감소하고 있고, $K_{II\theta}/K_{\theta=0}$ = 0는 θ 의 증가에 따라 증가하고 있는 것을 볼 수 있는데, 균열가 지각 45°를 기준으로 볼 때, $K_{I\theta}/K_{\theta=0}$ = 0°는 0.68로 32%의 감소를 보였고, $K_{II\theta}/K_{\theta=0}$ = 0°는 0.28로 28%의 증가를 보였다. 포크 형태의 경우에 있어서도 킁크 형태와 비슷한 양상으로 나타나고 있다. 한편 이와 같은 혼합 모드에 있어서 균열의 유효진전력(effective driving force)과 균열의 진전방향을 예측하기 위해서 동일평면 변형에너지(coplanar strain energy release rate)에 기초한 파괴 기준이 많이 사용되는데, 이 기준을 표현 Irwin의 에너지 해방율의 합에 기초하여 단순화 하면 다음과 같다.

$$K = (K_I^2 + K_{II}^2)^{1/2} \quad (2)$$

혼합모드에서의 파괴기준은 Erdgon의 최대 주응력 기준을 쓰든지 Sih의 변형에너지 계수법을 이용하든지 정확한 기준이 될려면 우선적으로 K_{Ic} 와 K_{IIc} 가 정확하게 평가되어야만 가능하다. 일반적으로 모드 I과 모드 II의 혼합 모드에서 총유효응력 확대계수는 식(2)와 같이 표현되는데 원래의 정확한 형태는 식(2)의 K_{II} 앞에 1~2까지 변하게 되는 계수가 붙게 된다.

그러나 이런 식은 에너지 해방율이 합에 기초하면 K_{II} 앞의 계수는 1로 되며 식(2)로 단순화 된다. 본 논문에서는 K_{IIc} 의 실험적 산출의 어려움 등으로 인해 식(2)와 같이 단순화 하여 사용했다.

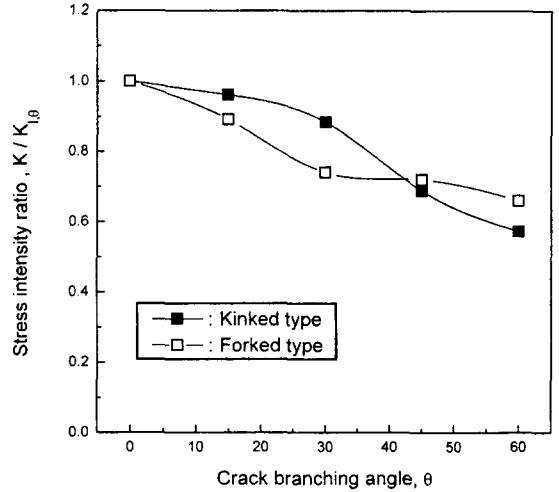


Fig.10 The variation of total driving force

이때 총 응력확대계수 K는 혼합모드에서 모드 I 성분의 응력확대계수 K_I 과 모드 II 성분의 응력확대계수 K_{II} 를 고려한 응력확대계수이다. Fig. 10은 균열가지각의 변화에 따른 균열가지 효과를 고려한 모드 I과 모드 II 성분을 고려한 전체 응력확대계수(K)의 변화를 나타낸다. 그림에서 알 수 있듯이 균열가지각 θ 가 증가함에 따라 $K/K_{\theta=0}$ = 0°는 감소하고 있는 것을 볼 수 있는데 감소의 폭이 Fig.9의 $K_{I\theta}/K_{\theta=0}$ = 0°의 변화와 비슷한 크기로 감소하고 있는 것을 볼 수 있다. 즉 균열가지각의 증가에 따른 응력 확대계수 K의 감소는 $K_{II\theta}$ 의 증가량보다는 $K_{I\theta}$ 의 감소량에 영향을 받는다고 할 수 있다.

이상의 결과에서 알 수 있듯이 균열가지각 θ 가 증가하면, 균열선단의 응력확대계수 K는 감소하고 있는 것을 알 수 있다. 이때 θ 의 변화에 따라 응력확대계수의 변화를 식으로 나타내면 다음과 같다.

$$K = k(\theta)K_I, \quad K = f(\theta)K_{II} \quad (3)$$

$k(\theta)$: 킁크형가지의 보정함수
 $f(\theta)$: 포크형가지의 보정함수

여기서 $k(\theta)$ 와 $f(\theta)$ 는 킁크형과 포크형태에서 혼합모드 효과에 대한 보정계수로 Fig.10에서 구할 수 있다. 이와 같이 균열 선단에서 응력확대계수의 감소는 균열의 지연현상을 더욱 심화시킬 것으로 판단되며, 따라서 지연구

간 내에서 발생하는 균열가지 현상은 지연현상을 설명하는 중요한 인자라는 결론을 얻을 수 있다. 따라서 지연구간을 예측하는데 있어, 압축잔류응력장과 개구거동의 개념만을 기초로 구성되어 있는 현재의 지연구간 예측 모델은 균열가지 효과를 고려하여 수정되어져야 한다고 판단된다.

3-4. 균열가지 효과를 고려한 지연구간의 특성 및 지연 거동 예측

Willenborg⁽¹²⁾는 균열선단 소성역 모델에 기초하여 균열성장 지연현상의 예측 모델을 제안하였는데, 전술한 바와 같이 그의 모델은 하중 조건만을 가지고 지연구간을 평가할 수 있다는 장점으로 인해 현재 널리 사용되고 있다.

그는 지연현상을 평가함에 있어 과대하중에 의한 균열선단에서의 응력확대계수의 감소량을 $(K_{comp})_i$ 로 정의하고 균열선단의 최대응력확대계수 $(K_{max})_i$ 와 임의의 균열에 있어 과대하중에 의해 형성된 소성역 까지 닿을 수 있는 항복영역을 형성하는데 요구되는 응력확대계수 $(K_{req})_i$ 의 차로 정의하였다.

$$(K_{comp})_i = (K_{req})_i - (K_{max})_i \quad (4)$$

그러나 앞서도 살펴본 바와 같이 균열선단에 균열가지가 형성되면 균열가지에 의해 식 (2)에서 $(K_{max})_i$ 가 감소하게 된다. 따라서 균열가지각 θ 의 변화에 따른 $(K_{max})_i$ 의 감소량을 보정하여 식(2)을 수정 하였다

킹크형 가지의 경우 :

$$(K_{comp})_i = (K_{req})_i - k(\theta)(K_{max})_i \quad (5)$$

포크형 가지의 경우 :

$$(K_{comp})_i = (K_{req})_i - f(\theta)(K_{max})_i \quad (6)$$

한편 균열선단의 실제의 진전력은 유효응력확대계수 $(K_{eff})_i$ 로 표현되는데, 최대응력확대계수 $(K_{max})_i$ 와 과대응력에 의해 초래되는 응력확대계수의 감소량 $(K_{comp})_i$ 의 차로 표현된다. 이것을 균열가지 효과를 고려하여 수정하면 다음과 같다.

킹크형 가지의 경우:

$$(K_{max}^{eff})_i = k(\theta)(K_{max})_i - (K_{comp})_i \quad (7)$$

$$(K_{min}^{eff})_i = k(\theta)(K_{min})_i - (K_{comp})_i$$

포크형 가지의 경우:

$$(K_{max}^{eff})_i = f(\theta)(K_{max})_i - (K_{comp})_i \quad (8)$$

$$(K_{min}^{eff})_i = f(\theta)(K_{min})_i - (K_{comp})_i$$

이상의 결과를 이용하여 지연현상이 나타나는 지연구간 내에서 피로 균열의 전파 거동을 예측 할 수 있다.

Fig.11 ~ Fig.14는 각 경우에 대한 실험 결과와 균열가지 효과를 고려하여 수정된 지연현상 예측 모델로 지연구간을 예측한 결과이다. 균열전파속도는 지연구간의 피로거동을 명확히 하기 위하여 a-da/dN 관계로 나타내었다. 일반적으로 균열의 전파과정을 ΔK 로 정리하고 있지만 본 연구에서는 과대하중후 지연구간내에서 즉 일정균열 길이 내에서 나타나는 현상들을 정량적으로 강조하기 위하여 a-da/dN으로 나타내었다. Fig.11 과 Fig.12에서 킹크형 가지의 경우, 과대하중비 $R_{OL} = 1.5$ 일때 지연된 균열길이 $a_R = 0.8$ mm 인데 비해 Willenborg모델에 의해 예측된 균열 길이는 0.36 mm 였고, $R_{OL} = 2.0$ 의 경우는 실험치가 1.22mm 인데 비해 Willenborg모델에 의해 예측된 균열 길이는 0.64mm로 실험 결과와는 큰 차이를 보여주고 있다.

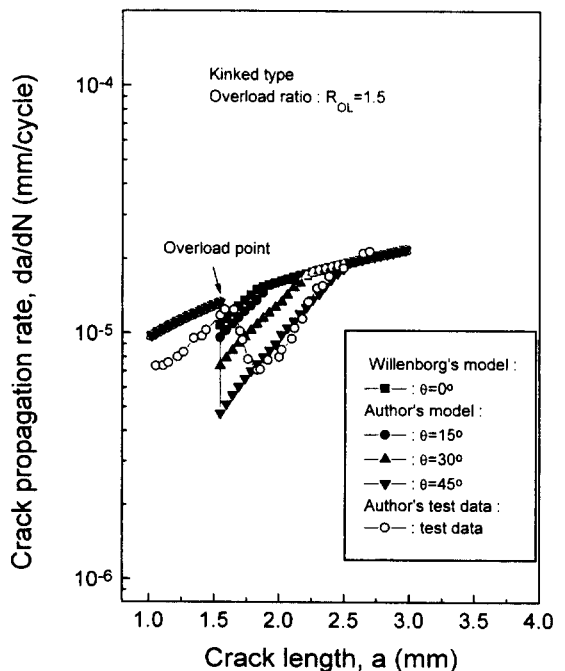


Fig. 11 The prediction of crack retardation by modified Willenborgs model(kinked type, $R_{OL} = 1.5$)

그러나 균열가치 효과를 고려한 예측 모델에 있어서는 실험치와 근사한 결과를 보여 주고 있는데, Fig.11에서 $\theta = 15^\circ$ 에서 $a_R = 0.41$ mm이고 $\theta = 30^\circ$ 에선 $a_R = 0.75$ 로 실험치에 근사하게 접근한다. Fig.12의 $R_{OL} = 2.0$ 의 경우도 비슷한 양상으로 나타나는데, $\theta = 30^\circ$ 에서 $a_R = 1.0$ mm로 실험치 1.22mm에 근사하고 있는 것을 볼 수 있다. Fig.13과 Fig.14의 포크형 가지의 경우에서도 비슷한 결과로 나타나고 있는 것을 볼 수 있다. 한편 이와 같은 결과는 Fig.13과 Fig.14의 포크형 가지의 경우에서도 비슷한 결과로 나타나고 있는데 이 경우 있어도 Willenborg 모델에 의한 예측 결과가 0.36mm로 실험 결과와 많은 차이를 보이고 있는 반면 균열가치 효과를 고려하여 예측된 결과는 Fig.13의 $R_{OL} = 1.5$ 의 경우 $\theta = 30^\circ$ 에서 0.75mm로 실험치에 근접하고 있는 것을 볼 수 있고 Fig.14의 $R_{OL} = 2.0$ 의 경우에서도 Willenborg 모델에 의한 예측 결과가 0.64mm 인데 비해 균열가치효과를 고려한 $\theta = 30^\circ$ 에서 $a_R = 1.12$ mm로 실험치 1.22mm에 근사하고 있는 것을 볼 수 있다.

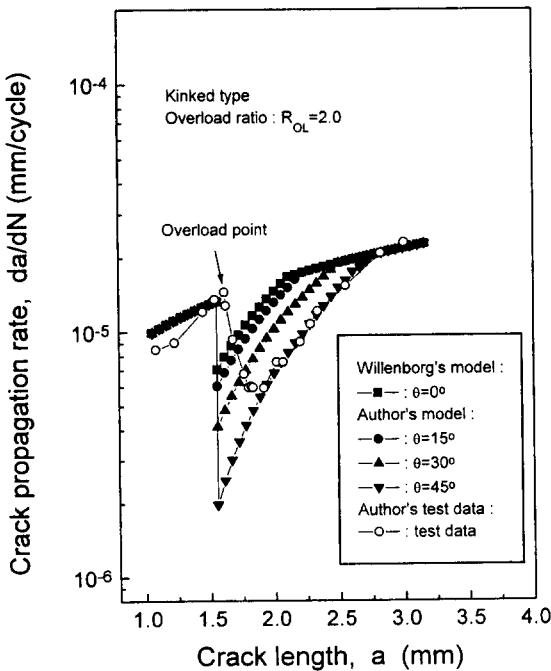


Fig. 12 The prediction of crack retardation by modified Willenborgs model(kinked type, $R_{OL} = 2.0$)

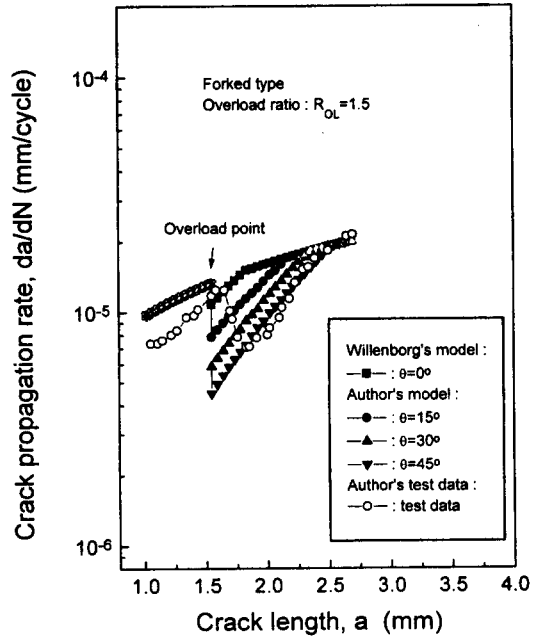


Fig. 13 The prediction of crack retardation by modified Willenborgs model(forked type, $R_{OL} = 1.5$)

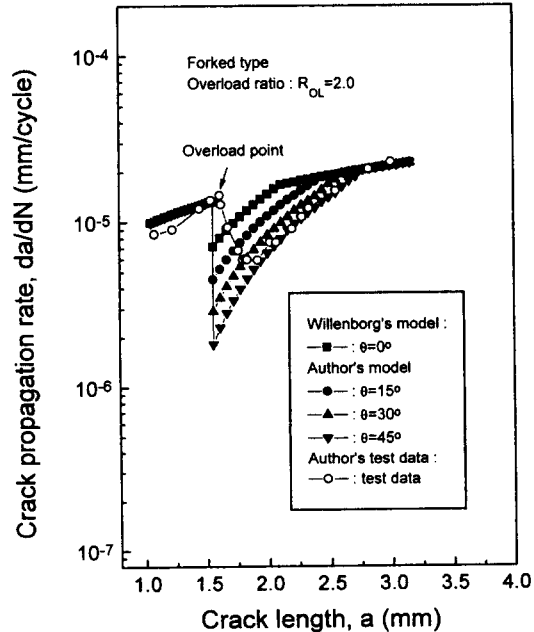


Fig. 14 The prediction of crack retardation by modified Willenborgs model(forked type, $R_{OL} = 2.0$)

Fig.15는 이상의 결과를 균열가지각과 지연된 균열길이와의 관계로 나타낸 것으로 실험결과에서 나타난 균열가지각의 평균치인 약 30° 부근에서 예측치와 실험치와의 비가 0.9부근으로 수렴되고 있는데, 실험치와 예측치가 잘 일치하고 있는것을 볼 수 있다. 이상에서 고찰한 바와 같이 과대하중에 의한 지연현상에서 균열가지의 효과는 반드시 고려되어 저야 하며, 지연구간의 예측시 균열가지 효과를 고려하면 실험 결과에 보다 근접한 예측을 할 수 있다.

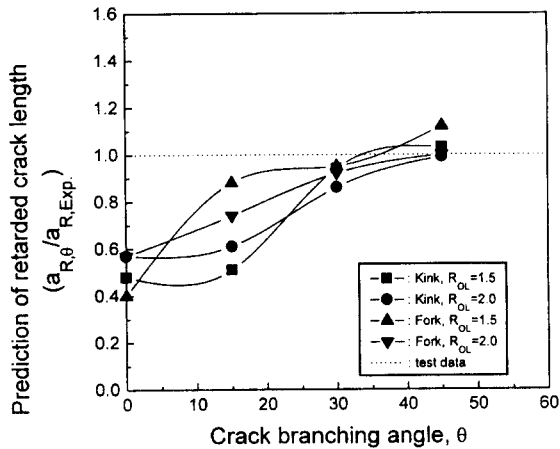


Fig. 15 The variation of delayed crack length for branching angle

4. 결론

본 연구에서 얻어진 결과를 요약하면 다음과 같다.

1. 균열가지각이 증가함에 따라 균열선단의 항복영역은 감소했고, 항복영역은 직선 균열의 경우 (균열가지각 $\theta=0^\circ$) 균열 선단으로부터 임의의 미소 거리인 $x/a=1.13$ 부근까지 일어난데 비해 킥형 균열의 경우 $\theta=60^\circ$ 에서 $x/a=1.08$ 까지 항복이 일어나고, 포크형 균열의 경우는 $x/a=1.1$ 까지 항복이 일어나 항복영역은 포크형에서 더 크게 나타났다.
2. 균열가지각이 변화하면 균열선단에 형성되는 소성역의 형상도 변화하게 되는데, 소성역의 크기는 균열가지

각 $\theta < 30^\circ$ 에서는 거의 차이가 없지만, $\theta > 30^\circ$ 에서는 포크형의 균열가지에서 더 크게 나타나고 있다.

3. 유한요소 해석 결과 균열가지각의 증가에 따라 모드 I 성분의 응력확대계수 K_I 은 감소했고, 모드 II 성분의 응력확대계수 K_{II} 는 증가 했으며, 전체 응력확대계수 K 는 감소 하였는데, 전체 응력확대계수의 감소는 K_{II} 성분의 증가보다는 K_I 성분의 감소에 더 많은 영향을 받는다.
4. 균열가지 효과에 의해 나타나는 응력확대계수의 감소분을 고려하여 지연현상을 예측하는 기존의 모델을 수정하여 지연구간을 예측한 결과 균열가지각 $\theta=30^\circ$ 부근에서 80% 이상으로 실험값에 근접하고 있는 결과를 얻었고 균열가지 효과를 고려하여 지연구간을 예측한 결과 시험결과에 잘 일치하였다.
5. 지연구간에서 발생하는 균열가지는 균열선단의 응력확대계수를 감소시켜 지연 거동에 영향을 미친다. 따라서 과대하중에 의한 균열성장 지연현상의 평가시 주 균열에서 파생되는 균열가지 효과는 반드시 고려되어 저야 한다.

후 기

본 연구는 한국과학재단 (과제번호 951-1009-042-2) 지원에 의하여 이루어 졌으며, 이에 감사드리는 바입니다.

참 고 문 헌

1. Fleck, N.A., Influence of stress state on crack growth retardation ASTM STP 924, pp.157-183, 1988.
2. S.Suresh, Micromechanism of fatigue crack growth retardation following overloads Eng. Fract. Mech. Vol.18, No.3, pp. 577-593, 1983.
3. Tomas, W.M., The effect of single overload upon fatigue crack in 5083-H321 Al Eng. Fract. Mech., vol.23, pp.1015-1029, 1986.
4. Fleck, N.A., Fatigue crack growth due to periodic underloads and periodic overloads, Acta Metallurgica, vol. 33, pp.1339-1354, 1985.

5. Vardar, O., Effects of single overload in FCP, Eng. Fract. Mech., vol.30, pp.329-335, 1988.
6. Chanani, G.R., Observation of crack closure behavior after single overload cycle in 7075-T6 single notched specimens, Eng. Fract. Mech., vol.9, pp. 65-73, 1977.
7. Ward-Close, C.M. and Ritchie, R.O., On the role of crack closure mechanism in influencing fatigue crack growth following tensile overload in a Ti alloy, ASTM STP 982, pp.93-111, 1988.
8. Alawi, H., Fatigue crack growth prediction under random peaks and sequence loading, J Eng. Tech. 111, p.339, 1989.
9. Robin, C., Influence of an overload on the fatigue crack growth in steels, Fat. of Eng. Mat. And Struct., vol. 6, No.1, pp. 1-13, 1983.
10. de Castro, J.T.P., Decrease in crack closure and delay of fatigue crack growth in plane strain, Scripta Metallurgica, vol. 16, pp. 1443-1446, 1982.
11. Wheeler, O.E., Spectrum loading and crack growth J. of Basic Engineering, Transactions, ASME, vol. 4, pp. 181-186, 1971.
12. Wilenborg, J., A crack growth retardation model using an effective stress concept, Technical Memorandum 71-1-FBR, Air Force Flight Dynamic Lab, Wright Patterson Air Force Base, 1973.
13. 송삼홍, 권윤기, 단일과대하중에 의한 균열지연거동에 관한 연구, 대한기계학회 논문집, 제19권, 제2호, pp.451-462, 1995.
14. S.H. Song, Y.K. Kwon, "The Effects of Specimen Thickness on Crack Retardation Phenomenon in Single Overloading Condition", APCFS '93, pp. 1141-1146, 1993.
15. 송삼홍, 권윤기, 변동하중하에서의 피로크랙지연현상과 지연거동에 관한 연구, 한국정밀공학회지, 제14권 6호, pp83-89, 1997
16. Ishikawa, H., "A Finite Element Analysis of Stress Intensity Factors for Combined Tensile and Shear Loading by Only a Virtual Crack Extension", Int. J. Fracture, 16, R243-R246, 1980.