

# 되풀이 소성영역 크기를 이용한 피로 균열 닫힘 거동의 유한요소해석

최 현 창\*

(2002년 1월 27일 접수, 2003년 7월 28일 심사완료)

## Finite Element Analysis for Fatigue Crack Closure Behavior Using Reversed Plastic Zone Size

Hyeon Chang Choi

**Key Words:** Fatigue Crack Growth(피로 균열 진전), Finite Element Analysis(유한 요소 해석), Crack Closure Behavior(균열 닫힘 거동), Contact Element(접촉요소), Reversed Plastic Zone Size(되풀이 소성역 크기)

### Abstract

An elastic-plastic finite element analysis is performed to investigate detailed closure behaviour of fatigue cracks in residual stress fields and the numerical results are compared with experimental results. The finite element analysis performed under plane stress using contact elements can predict fatigue crack closure behaviour. The mesh of constant element size along crack surface can not predict the opening level of fatigue crack. Specially, the mesh of element sizes depending upon the reversed plastic zone size included the effect of crack opening point can precisely predict the opening level. By using the concept of the mesh of element sizes depending upon the reversed plastic zone size included the effect of crack opening point, the opening level of fatigue crack can be determined very well.

### 1. 서 론

반복 하중이 가해지는 구조물의 수명 평가를 위해서 피로 균열 진전 거동의 정확한 평가는 매우 중요하다.<sup>(1,2)</sup> 특히, 피로 균열 진전 중에 발생되는 균열 닫힘 거동은 균열 진전 거동을 평가하는데 간과해서는 안 될 중요한 현상으로 이에 관한 연구가 다양하게 이루어져 왔다.<sup>(3,4)</sup>

피로 균열 닫힘 연구의 대부분은 여러 가지 조건하에서 균열 열림 응력을 직접적으로, 그리고 정량적으로 측정하는 것으로서 주로 실험적인 방법을 사용하여 왔다. 그러나 실험적인 방법은 경우에 따라 많은 시간과 경비가 소요될 뿐만 아니라, 특히 실제 사용 상태에 적용하기 어려운 경우와 불가능한 경우 등의 단점을 가지고 있다.

실험을 대신할 유용한 방법은 피로 균열 닫힘 거동에 대한 탄소성 유한 요소 해석을 하는 수치적인 방법이다. 이 방법은 재료, 하중이력, 시험편 형상 등 여러 변수들의 영향을 신속, 저렴하게 검토 할 수 있는 장점 때문에 많은 연구자들에 의해 연구되고 있다. 그러나 피로 균열 닫힘 연구에 유한요소법의 사용은 많은 계산 양을 필요로 하고, 문제가 복잡할 경우 모델 자체에 대한 정확도와 민감도의 연구가 동반되지 않을 경우 해석 결과가 정확한지를 판단하기 어려운 단점이 있다. 또한 실제 실험 결과와 비교 검토한 경우는 많지 않고, 실험을 하기가 어려운 경우에 해석 결과를 적용한 사례는 거의 없는 실정이다. 그러므로 실험 결과를 잘 설명할 수 있는 유한 요소 해석 모델이 필요하다. 최근 잔류 응력장에서 피로 균열 닫힘 현상을 유한 요소법으로 성공적으로 해석하였고,<sup>(5,6)</sup> 이에 아울러 좀더 정확한 해석을 위해 최적의 요소 크기에 관한 연구도 발표되었다.<sup>(7,8)</sup>

지금까지의 여러 연구자들은 균열 닫힘에 대한

\* 회원, 동명정보대학교 로봇시스템공학과

E-mail : hcchoi@tit.ac.kr

TEL : (051)610-8354 FAX : (051)610-8349

여러 인자들의 정성적 영향만을 다루고 있어 실제 실험 결과를 정량적 예측하는 방법은 알려져 있지 않았다.<sup>(9,12)</sup> 그 주된 이유 중의 하나는 해석 연구자들이 해석 결과와 정량적 비교가 가능한, 신뢰할 수 있는 실제 피로 균열 단합에 관한 실험 결과를 보유하고 있지 않아, 계속적인 해석 모델의 개선, 개량이 불가능하였다. 따라서 본 연구에서는 유한요소법을 이용하여 피로 균열 단합 거동에 관한 해석을 수행해 신뢰할만한 실험데이터와 비교할 예정이다.<sup>(14)</sup>

한편 Park 등<sup>(14)</sup>은 실험에 의해 측정된 열림 응력 값을 해석을 통해 잘 예측할 수 있는 적정 요소 크기가 존재하며, 단일방향 소성역 크기 및 되풀이 소성역 크기와의 일정한 값으로 유한요소 크기가 존재하는 것으로 보고하고 있다. 이를 통해 실제의 피로 균열 단합 거동을 정확하게 시뮬레이션 하는 방법을 제안하였다.

본 연구자의 연구에서는 Park 등<sup>(14)</sup>이 제안한 방법을 개선하여 이들 논문에서 인용한 실험 결과를 바탕으로 피로 균열 단합 거동을 정확하게 예측하는 유한요소 해석 모델에 관하여 검토하기로 한다. 특히 다양한 요소 크기를 사용해 Park 등<sup>(14)</sup>의 논문에서 제안한 균열 길이 고정법의 결과에서 간과한 소성영역 크기가 균열 열림점에 미치는 영향과 열림점 결정방법을 제안하였다.

한편 지금까지의 균열 열림점 결정을 위한 유한 요소법은 균열 열림과 단합은 균열면의 절점 변위(node displacement)와 절점 반력(node reaction force)의 변화를 관찰하여 결정하며, 그때 마다 경계조건을 조정하였다. 즉 균열면 절점의 변위가 0일 때를 단합으로 하여 절점 경계조건을 고정시키고 단합 균열면의 반력이 0으로 될 때 절점 경계조건을 풀어 주어 계산하였다.<sup>(5-8)</sup> 본 연구에서는 상용 유한요소 프로그램을 이용하여, 접촉 요소(contact element)를 사용하여 위와 같은 경계조건 관찰에 따른 절차를 거치지 않고, 접촉요소의 거동에 따라 균열 열림과 단합을 결정하는 방법을 적용할 예정이다. 본 방법은 실제 균열 열림 단합 거동을 정확히 표현할 수 있고 접촉면의 응력 거동도 쉽게 알아 볼 수 있는 장점이 있다.

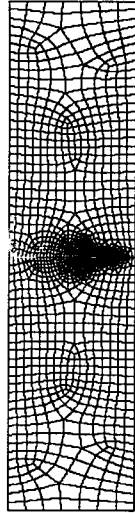
## 2. 유한 요소 해석 모델

유한요소 프로그램은 상용 프로그램인 ANSYS를 사용하였다. 탄소성 해석을 위해 균열 단합 거동 해석에 알맞도록 2차원평면요소와 균열 단합 거동을 나타내도록 접촉요소를 사용하였다. 항복조건으로는 Von Mises 기준을 사용하였다. 재료의 소성 거동은 소성증분이론(Incremental plasticity)에 의해 해석하고, 특히 되풀이 소성 거동을 재현하기 위하여 가공경화(isotropic workhardening)방법을 채용한다. 응력-변형률(stress-strain) 관계는 두개의 직선으로(bilinear) 나타내는 방법을 사용한다. 균열 열림과 단합은 균열 면의 접촉요소의 절점 변위와 절점 반력의 변화를 관찰하여 결정한다. 균열선단의 열림과 단합은 균열선단 절점 바로 뒤의 절점이 닫히고 열릴 때를 기준으로 하며, 이때의 하중 값을 각각 균열 열림점 하중 및 균열 단합점 하중으로 정의한다. 균열진전은 1 사이클 당 선단의 반력크기의 부호가 변할 때 풀어주는 방법으로 해석하였다. 해석은 PC를 활용하여 해석을 수행하였다. 유한 요소 해석 결과와 실제 실험에서 얻은 결과와의 비교가 매우 중요하다. 이를 위해 Park 등<sup>(14)</sup>의 연구에서 비교한 실험 데이터인 Kim<sup>(13)</sup>의 피로 균열 단합 실험 결과와 직접 비교할 예정이다. 실험과 관련된 상세한 내용은 다음과 같다. 재료는 알루미늄 합금 2024-T351이다.<sup>(12)</sup> 이 재료의 화학 조성(wt. %)은 Si 0.14, Fe 0.21, Cu 4.58, Mg 1.27, Cr 0.02, Zn 0.03, Mn 0.73, Ti 0.04, 나머지 Al이다. 항복응력  $\sigma_y$ 은 345MPa, 인장 강도 480 MPa, 연신율 19.6%, 단면 수축률 17%이다.

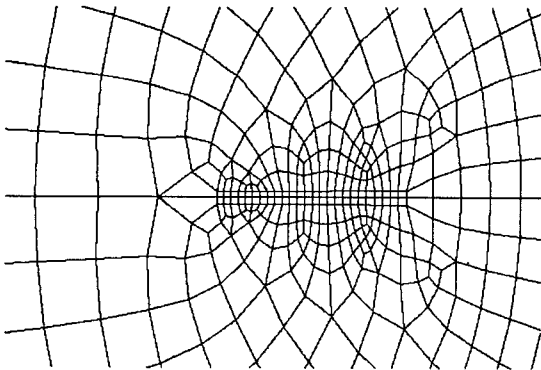
유한 요소 모델과 같은 시험편의 크기는 초기 균열 길이는 24mm이고 두께 10mm, 길이 184mm, 폭 70mm인 CCT시험편이 사용되었고 균열 면 위치는 L-T이다. 자세한 실험조건은 Kim<sup>(13)</sup>의 연구결과에 나타나 있다.

## 3. 해석 결과

여기서 최적의 균열 단합점의 결정 방법에 앞서, 균열 선단의 소성역의 크기와 되풀이 하중에 의해 발생하는 소성역의 크기의 변화를 알아본다.



(a) Overall configuration



(b) The partial configuration around the crack tip

Fig. 1 Finite element meshes in the present work

3.1 균열 선단의 소성역

여기서 사용한 균열 진전 방법, 열립점 결정 방법 및 초기 열립점 안정화 조건 등은 Choi와 Song,<sup>(5,6,8)</sup> Park<sup>(14)</sup> 등 및 McClung과 Sehitoglu<sup>(15,16)</sup>의 연구에서 검토된 바를 근거로, 균열 진전은 선단 절전의 반력의 값이 변할 때 진전시키고, 초기 소성영역의 크기를 벗어나는 범위부터 열립점의 유효 값을 얻었다. 여기서 평면응력에 대한 단일방향 소성역(monotonic plastic region)의 크기  $r_p$ 는 다음과 같이 정의한다.<sup>(17)</sup>

$$r_p = \frac{1}{\pi} \left( \frac{K_{max}}{\sigma_y} \right)^2 \tag{1}$$

여기서,  $K_{max}$ 는 최대응력강도계수이다.

한편 되풀이 하중의 경우에는 Rice<sup>(18)</sup>에 의해 계산된 값이 있다. 반복하중에 응력, 변형률 및 변위의 변화는 원래의 단일 방향하중의 값과 동일한 해로 주어진다. 그러나 하중은 단일 방향 하중 값과는 다르게 하중 폭 값으로 나타나고, 반복 탄성에 대한 응력 변위 곡선의 특성 때문에 항복응력은 2배 값이 된다. 하중 반복에 따른 변화는 최소하중에서 최종 분포를 결정하기 위하여 중첩의 원리에 의해 원래의 단일 방향하중에 대응하는 분포로부터 감소하게 된다. 0~최대하중의 경우 되풀이 하중 소성역은 다음과 같이 나타낸다.

$$\Delta r_p = \frac{1}{\pi} \left( \frac{\Delta K}{2\sigma_y} \right)^2 = \frac{1}{4\pi} \left( \frac{K_{max}}{\sigma_y} \right)^2 = \frac{1}{4} r_p \tag{2}$$

여기서,  $\Delta K$ 는 응력 강도 계수 폭이다.

여기 모델을 근거로 0~최대하중의 경우 되풀이 하중과 단일 방향하중의 소성역 크기 비는 정확히 1/4의 값을 나타냄을 알 수 있다. 좀더 정확하게 나타내면 되풀이 소성역의 크기는 되풀이 항복응력의 영향을 받게 된다. 여기서는 간략화를 위해서 이들의 영향을 무시하기로 한다. Rice에 의해 소개된 위의 되풀이 소성역의 크기는 대략적인 값이고, 정지균열(stationary crack) 비슷하게 맞는 결과를 보여준다. 하지만 균열 단합 현상이 발생한 피로 균열의 경우에는 잘 맞지 않는 경향을 보여준다.

McClung은 균열 단합을 고려한 피로 상태에서 의 되풀이 소성역의 크기에 관한 SIMPLE MODEL을 제안했다.<sup>(17)</sup> SIMPLE MODEL의 기본 개념은 간단하다. 균열 선단의 되풀이 소성 유동은 균열 선단이 열려 있는 경우, 단일 응력장으로 형성된다. 균열이 닫힐 때는 특이성은 사라지고 되풀이 소성은 가해진 응력에 의해 발생된다.

처음 균열이 단합 거동이 발생 될 때 의 되풀이 응력장의 크기는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Delta r_p = \frac{1}{\pi} \left( \frac{\Delta K_{eff}}{2\sigma_y} \right)^2 \quad (3)$$

여기서,  $\Delta K_{eff} = \Delta S_{eff} \sqrt{\pi a}$  이고,

$\Delta S_{eff} = S_{max} - S_{cl}$ ,  $S_{max}$ 는 최대하중이고  $S_{cl}$ 은 균열 닫힘 하중이다. 여러 단계의 유도과정을 거쳐 McClung는 균열 닫힘 거동을 고려한 되풀이 소성역의 크기는 다음과 같이 나타내었다.

$$\Delta r_p = \frac{1}{\pi} \left( \frac{U \Delta K}{2\sigma_y - (1-U)\Delta S} \right)^2 \quad (4)$$

이고, 여기서 U는 다음과 같이 정의된다.

$$U = \frac{S_{max} - S_{cl}}{S_{max} - S_{min}} \quad (5)$$

여기서  $S_{min}$ 은 최소하중이다. 한편 초기 단일방향 소성역과 되풀이 소성역과의 비는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{\Delta r_p}{r_p} = \left( \frac{U/(1-R)}{2 - (1-U)(1-R)S_{max}/\sigma_y} \right)^2 \quad (6)$$

여기서, R은 응력비  $R = S_{min}/S_{max}$  으로 나타난다.

### 3.2 균열 열림점 예측과 되풀이 소성영역

균열 열림점 예측을 위해서 되풀이 소성영역의 크기와 균열 선단의 요소크기와의 관계 검증이 필요하다. 여기서는 상용유한요소프로그램인 ANSYS를 이용하여 해석을 수행하여 비교 검토할 예정이다. ANSYS에서는 접촉요소의 사용이 가능하므로 균열 열림 현상의 표현이 보다 정확하게 해석할 수 있다. 해석을 위해 사용된 요소 종류로는 전체적으로는 사각형 8절점 고차요소와 접촉면에는 접촉요소를 사용하였다.

Fig. 1은 해석에 사용된 유한요소 모델의 격자 모양을 나타낸다. 여기서 사용된 전체 격자 모양과 균열 선단부위의 형상이다. 나타낸 바와 같이 해석의 CCT(center cracked tension)시험편의 1/2크기를 사용하였다. 통상적인 유한요소 해석

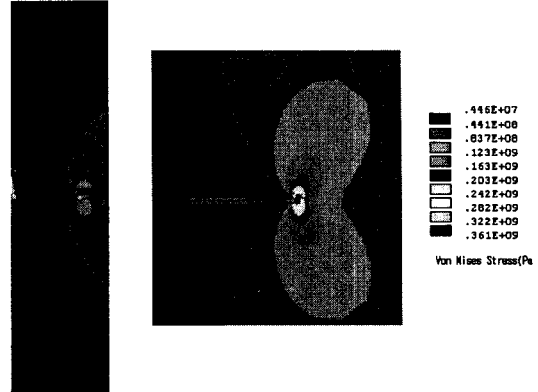
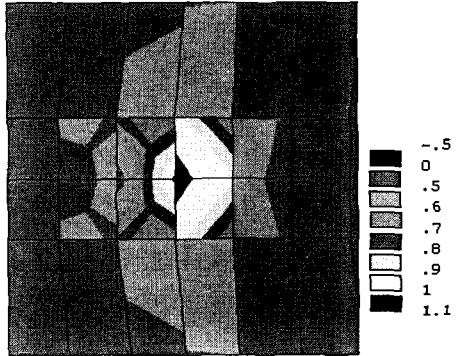


Fig. 2 Typical stresses distribution under the applied maximum load shows that the stresses value near the crack tip represents above yield stresses

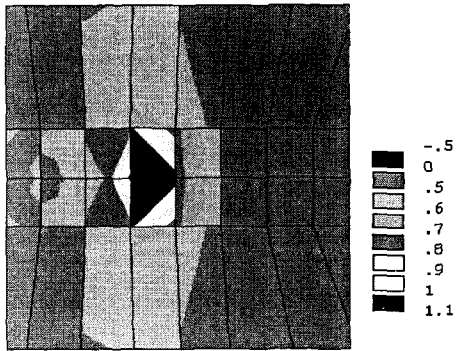
의 경우 1/4크기의 유한요소모델로 해석이 가능하나 여기에는 접촉 요소를 사용하였기 때문에 상하 접촉면의 각기 다른 요소 사용으로 인해 1/2크기 요소 크기 모델을 사용하였다. 선단 부위의 요소는 이전 연구에서 나타낸 바와 같이 되풀이 소성영역의 크기에 비례하도록 균열 진전 방향에 따라 증가되는 현상을 나타낸다. Fig. 1(b)에서 나타낸 유한요소 격자 모양 중 균열 선단이 위치한 곳의 요소 크기는 식 (3)의 계산 결과에 비례하는 크기로 정한다. 이는 균열 진전시 선단의 되풀이 소성영역 크기가 균열 선단의 요소크기에 비례하도록 설정한다.

Fig. 2는 전형적인 응력분포를 나타낸 결과이다. 항복응력의 8%의 하중을 선단에서 충분히 떨어진 위 끝단과 아래 끝단에 작용한 상태로 균열진전이 13번째 반복 상태의 결과이다. 응력 상태는 Von Mises 기준의 결과를 나타낸다. 그림에서 보여주는 바와 같이 균열선단부위에는 균열에 의한 특이성(singularity)때문에 항복응력인 345MPa에 가까운 응력 상태를 보여주고 있다.

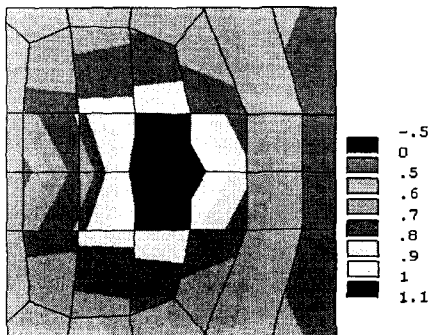
Table 1은 해석에 사용된 균열 선단 요소 크기를 나타낸다. 여기서 over size는 균열진전 선단부위의 최소 요소 크기가 0.045mm이고 under size는 0.03mm이다. var. size는 응력비 R=0, 최초 균열이 24mm이고 항복 응력이 345MPa일 때 식 (3)에 의해 계산된 되풀이 소성영역의 크기이다.



(a) Mesh size 0.045mm-constant size



(b) Mesh size 0.0361mm~0.0381mm-variable size



(c) Mesh size 0.03mm-constant size

Fig. 3 Stress ratio(Von Mises stresses/yield stresses) distribution under the applied minimum load for reversed plastic zone

Table 1 Sizes of element on the crack tip for calculating crack opening(unit: mm)

cycle	1	3	5	7	9	11	13
over size	0.045	0.045	0.045	0.045	0.045	0.045	0.045
var. size	0.0361	0.0364	0.0367	0.0370	0.0373	0.0376	0.0379
under size	0.030	0.030	0.030	0.030	0.030	0.030	0.030

여기서 var. size는 식 (3)의 균열 열림점 값은 실험에서 구한 실제 값을 사용하였다. 균열 길이에 따라 소성역의 크기가 0.0361mm~0.0381mm로 선형적으로 증가한다. 해석에 사용된 유한요소 모델은 균열 선단에서 요소 크기가 소성역의 크기에 비례하도록 생성하였다.

Fig. 3은 위의 3가지 요소를 이용하여 해석을 수행한 응력분포 결과를 나타낸다. 여기서 응력 분포는 균열 선단 부위를 확대하여 보여주고 있고, 해석 값은 ANSYS에서 정의된 응력비율을 나타낸다. 응력비율은 Von Mises 응력 기준에 의해 실제 계산된 응력을 항복응력으로 나눈 값이다. 응력비율이 1이 넘으면 소성 변형이 발생하는 영역을 나타낸다. Fig. 3의 결과는 최초 균열 24mm에서 13 반복하중에 따라 균열 진전 후에 최저하중(0%)의 응력비율의 분포이다. Fig. 3(a)는 Table 1의 over size의 균열 선단 요소크기 0.045mm로 계산한 결과이다. 선단 부위의 소성 영역이 요소 면적의 1/10정도이고 요소 폭의 길이의 1/5에 지나지 않는다. 이 경우는 되풀이 소성역의 크기가 균열 선단 요소 보다 작은 결과를 나타낸다. Fig. 3(b)는 Table 1의 var. size 균열 선단 요소크기 0.0361mm ~ 0.0381mm로 계산한 결과이다. 선단 부위 소성 영역이 요소 면적의 3/5정도 크기이고 요소 폭의 길이와 같은 결과를 보여 준다. 이 경우는 되풀이 소성역의 크기가 균열 진전 방향으로는 균열 선단 요소와 같은 결과를 나타낸다. Fig. 3(c)는 Table 1의 under size의 균열 선단 요소크기 0.030mm로 계산한 결과이다. 선단 부위의 소성 영역이 요소 면적의 6/5정도의 크기이고 요소 폭의 길이의 6/5를 나타낸다. 이 경우는 되풀이 소성역의 크기가 균열 선단 요소 보다 큰 결과를 나타낸다. 위의 결과로부터 균열 선단의 요소 크기에 따라 되풀이소성역의

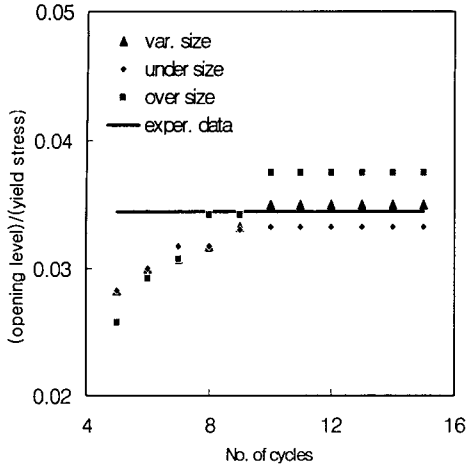
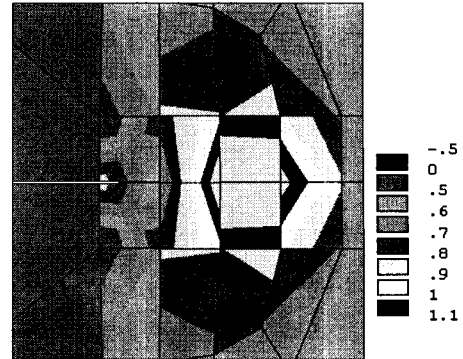


Fig. 4 Comparison of the crack opening level between the FEM and the experimental results for R=0.0

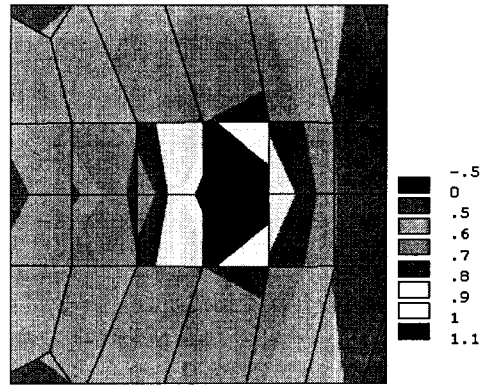
크기에 영향을 끼치는 것을 알 수 있다. 되풀이 소성역 크기로 균열 선단 요소로 정한 경우 최소 하중에서 소성역의 크기와 요소 크기가 일치함을 보여준다. 하지만 되풀이 소성역의 크기보다 큰 선단요소의 경우 계산에 의한 되풀이 소성역은 요소 보다 작게 나타나고, 되풀이 소성역의 크기 보다 작은 선단 요소의 경우 계산에 의한 되풀이 소성역은 요소 보다 크게 나타남을 알 수 있다.

Fig. 4는 위의 3가지 요소를 이용하여 해석을 수행한 균열 열림점의 변화를 사이클에 따라 나타낸 결과이다. over size의 경우 실험값보다 낮게 나타난다. 되풀이 소성 영역이 선단 요소 크기보다 큰 under size의 경우에는 열림점이 높게 나타난다. 하지만 var. size의 경우에는 균열이 8 사이클 진전하고 난 뒤에는 실험치<sup>(13)</sup>와 거의 일치됨을 보여 준다. 위로부터 되풀이 소성역 크기로 균열 선단 요소 크기를 정하는 것이 정확하게 균열 열림점을 예측하는데 매우 중요한 점임을 알 수 있다.

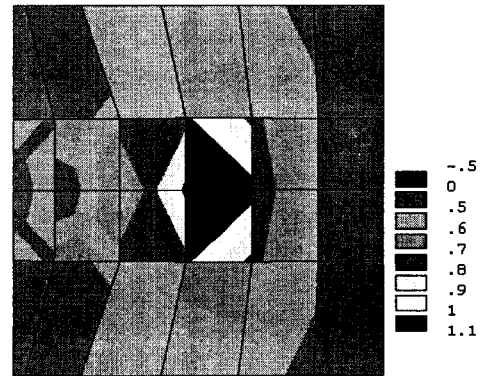
한편 균열 진전이 8사이클 이하인 경우 균열 진전 초기인 단일방향 소성영역(monotonic plastic zone)의 영향으로 인해 균열 열림점이 실험값과 잘 맞지 않게 나타난다. 이러한 현상은 Fig. 5에서도 잘 알 수 있다. Fig. 5은 var. size 해석시



(a) Stresses ratio distribution at 3 cycle



(b) Stresses ratio distribution at 6 cycle



(c) Stresses ratio distribution at 10 cycle

Fig. 5 Stress ratio(Von Mises stresses/yield stresses) distribution under the applied minimum load for reversed plastic zone at various cycles

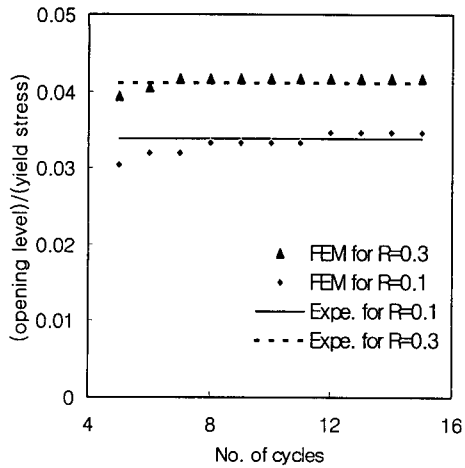
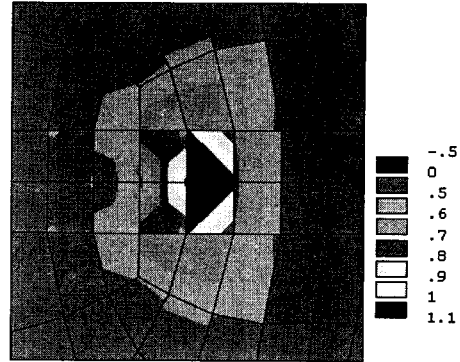


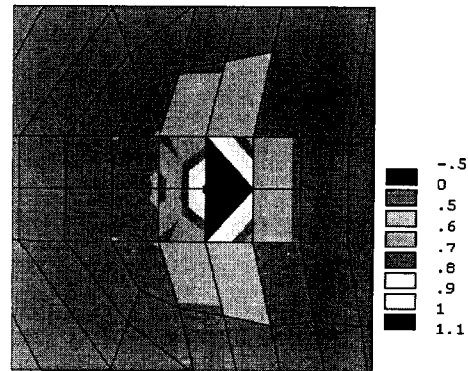
Fig. 6 Comparison of the crack opening level between the FEM and the experimental results for R=0.1 and R=0.3

균열진전을 2,6,10 사이클 진행되었을 때 되풀이 소성역 크기를 나타낸 결과이다. Fig. 5(a)의 2사이클이 진행된 경우 단일방향 소성영역의 영향으로 인해 응력비율이 1.1이상 발생하는 영역이 많고, 소성역의 크기도 요소 크기보다 크게 나타나고 있다. 이때의 균열 열림점은 실험값 보다 훨씬 낮게 나타나고 있다. Fig. 5(b)의 6사이클이 진행된 경우 단순 소성영역의 영향은 줄어들어서 응력비율이 1.1이하로 발생되고, 소성역의 크기도 요소 크기와 비슷하게 나타나고 있다. 이때의 균열 열림점은 실험값 보다 조금 낮게 나타나고 있다. Fig. 5(c)의 10사이클이 진행된 경우 단일방향 소성영역의 영향으로 인해 응력비율이 1.1 이하로 발생되고, 소성역의 크기는 요소 크기정도 이다. 이때의 균열 열림점은 실험값과 거의 일치하고 있다. 이로부터 단일방향 소성역의 영향을 받는 균열진전 영역에서는 되풀이 소성영역 크기가 선단 요소보다 크게 나타나며 열림점 예측도 맞지 않음을 알 수 있다.

Fig. 6은 R=0.1과 R=0.3인 경우의 균열 열림 예측 결과이다. 두 경우 모두 실험값<sup>(13)</sup>과 잘 맞는 것으로 나타나고 있다. 두 경우의 해석도 식 (3)에 의해 실험에서 측정된 열림점을 이용해 계산된 되풀이 소성역의 크기로 균열 선단 요소를 정하여 해석을 수행하였다.



(a) Stresses ratio distribution at 13 cycle for R=0.1



(b) Stresses ratio distribution at 13 cycle for R=0.3

Fig. 7 Stress ratio(Von Mises stresses/yield stresses) distribution under the applied minimum load for reversed plastic zone at 13 cycle

Fig. 7은 위의 두 경우의 13사이클 진전시의 되풀이 소성역 크기를 나타낸다. 그림에 나타난 바와 같이 되풀이 소성역의 크기가 요소크기와 비슷하게 나타나고, 앞에서 보여준 Fig.3(b)의 경우인 R=0인 경우 var. size 해석시의 되풀이 소성역과 비슷한 형태를 나타내고 있다. 이로부터 균열 선단요소 크기가 되풀이 소성역의 크기와 같을 때의 균열 열림점 예측은 실험과 일치함을 보여 주고, 응력비 R에 상관없이 잘 맞는 것을 알 수 있다.

#### 4. 결론

되풀이 소성역의 변화에 비례한 변동 요소 크

기를 사용한 피로 균열 닫힘 거동의 유한요소법을 관한 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 유한요소해석의 접촉요소(contact element)를 사용하여도 실제 균열진전과 같은 현상을 보여줌을 알 수 있다.

(2) 균열 선단의 요소 크기에 따라 되풀이 소성역의 크기에 영향을 끼치는 것을 알 수 있다. 되풀이 소성역 크기로 균열 선단 요소로 정한 경우 최소 하중에서 소성역의 크기와 요소 크기가 일치함을 보여준다. 되풀이 소성역의 크기보다 큰 선단요소의 경우 계산에 의한 되풀이 소성역(reversed plastic zone)은 요소 보다 작게 나타나고, 되풀이 소성역의 크기보다 작은 선단요소의 경우 계산에 의한 되풀이 소성역은 요소 보다 크게 나타남을 알 수 있다.

(3) 되풀이 소성역의 크기가 선단 균열 요소 크기보다 매우 작은 경우 열림점은 실험값보다 낮게 나타난다. 되풀이 소성 영역이 선단 요소 크기보다 큰 경우에는 열림점이 높게 나타난다. 되풀이 소성 영역이 선단 요소 크기와 같은 경우에는 균열이 단일방향 소성역(monotonic plastic zone)을 벗어난 뒤부터는 실험값과 거의 일치됨을 보여 준다. 되풀이 소성역 크기로 균열 선단 요소 크기를 정하는 것이 정확하게 균열 열림점을 예측하는데 매우 중요한 점임을 알 수 있다.

(4) 단일방향 소성역의 영향을 받는 균열진전 영역에서는 되풀이 소성역 크기가 선단 요소보다 크게 나타나며 열림점 예측도 맞지 않음을 알 수 있다.

(5) 균열선단요소 크기가 되풀이 소성역의 크기와 같을 때의 균열 열림점 예측은 실험과 일치함을 보여 주고, 응력비 R에 상관없이 잘 맞는 것을 알 수 있다.

## 후 기

본 연구는 한국과학재단 지역대학 우수과학자 지원사업(R05-2002-000-00167-0)의 연구비 지원으로 수행되었으며 이에 감사드립니다.

## 참고문헌

- (1) Fuchs, H. O. and Stephens, R. I., 1980, *Metal Fatigue in Engineering*, Wiley Interscience.
- (2) Kwon, J. H., 1990, "Damage Tolerance Analysis in Aircraft Structural Design," *J. of KSME*, 30, pp. 131~140.
- (3) Elber, W., 1970, "Fatigue Crack Closure under cyclic tension," *Engng Frac. Mech.*, 2, pp. 37~45.
- (4) Elber, W. 1971, "The Significance of Fatigue Crack Closure," *Damage Tolerance in Aircraft Structures*, ASTM STP 486, pp. 230~242.
- (5) Choi, H. C. 1994, "Finite Element Analysis of Closure Behaviour of Fatigue Cracks in Residual Stress Fields," *Ph. D. dissertation*, Korea Advanced Institute of Science and Technology.
- (6) Choi, H. C. and Song, J. H., 1995, "Finite Element Analysis of Closure Behaviour of Fatigue Cracks in Residual Stress Fields," *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.*, Vol. 18(1), pp. 105~117.
- (7) Park, S. J., 1997, "Fatigue Crack Closure Behavior under Random Loading using Finite Element Method," *Ph. D. dissertation*, Korea Advanced Institute of Science and Technology.
- (8) Choi, H. C., 2000, "A study on the Determination of Closing Level for Finite Element Analysis of Fatigue Crack Closure," *KSME International Journal*, Vol. 14(4), pp. 401~407.
- (9) Miyamoto, H., Miyoshi, T. and Fukuda, S., 1973, "An Analysis of Crack Propagation in Welded Structures," *Significance of Defects in Welded Structures, Proc. of Japan-U.S. Seminar*, Tokyo, University of Tokyo Press, pp. 189-202.
- (10) Ohji, K., Ogura, K. and Ohkubo, Y., 1974, "On the Closure of Fatigue Cracks under Cyclic Tensile Loading," *Int. J. Fract.*, 10, pp. 23~134.
- (11) Newman Jr., J. C., 1976, "A Finite-Element Analysis of Fatigue Crack Closure," *Mechanics of Crack Growth*, ASTM STP 590, pp. 280~301.
- (12) Newman Jr., J. C., 1977, "Finite-Element Analysis of Crack Growth under Monotonic and Cyclic Loading," *Cyclic Stress-Strain and Plastic Deformation Aspects of Fatigue Crack Growth*, ASTM STP 637, pp. 56~80.
- (13) Kim, C. Y., 1993, "Fatigue Crack Closure and

(1) Fuchs, H. O. and Stephens, R. I., 1980, *Metal*



- Growth Behavior under Random Loading," *Ph. D. dissertation*, Korea Advanced Institute of Science and Technology.
- (14) Park, S. J., Earmme, Y. Y. and Song, J. H., 1997, "Determination of the most Appropriate Mesh Size for a 2-d Finite Element Analysis of Fatigue Crack Closure Behaviour," *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.*, Vol. 20(4), pp. 533~545.
- (15) McClung, R. C. and Sehitoglu, H., 1989, "On the Finite Element Analysis of Fatigue Crack Closure -1. Basic Modeling Issues," *Engng Fract. Mech.*, 33, pp. 237~252.
- (16) McClung, R. C. and Sehitoglu, H., 1989, "On the Finite Element Analysis of Fatigue Crack Closure -2. Numerical Results," *Engng Fract. Mech.*, 33, pp. 253~272.
- (17) McClung, R. C., 1991, "Crack Closure and Plastic Zone Sizes in Fatigue," *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.*, 14(4), pp. 455~468.
- (18) Rice, J.R., 1967, "Mechanics of Crack Tip Deformation and Extension by Fatigue," *Fatigue Crack Propagation*, ASTM STP 415, pp. 247~309.