

ΔJ 적분의 경로독립성에 관한 연구

Study on the Path Independency of ΔJ Integral

김 태 순* · 박 재 학** · 윤 기 봉***

Tae-Soon Kim · Jai-Hak Park · Kee-Bong Yoon

ABSTRACT

In this study we simulate the fatigue test of a compact tension specimen and obtain the displacements, stresses and strains by using the finite element method. And we examine the path independency of ΔJ integral values and compare it with ΔJ integral values calculated from load-load line displacement curve.

From the results of this study, we can find that ΔJ integral show the path independency for saturated materials. We can also find that the path independency of ΔJ is not satisfied when different material is assumed near the crack tip, but the difference in ΔJ is small. And ΔJ integral values calculated from load-load line displacement is very analogous with those from integration path but always have lower values than those from integration paths. In the case of crack closing, we found that ΔJ integral values from load-load line displacement should be calculated with the load increment values based on the crack opening point. The unsaturated material is also simulated and its ΔJ shows different values according to the path, but the difference is small.

1. 서 론

고온의 설비 내에 반복하중에 의한 피로 균열이 발생하였을 경우, 균열에서 균열선단(crack tip) 주위의 소성역의 크기가 전체 시편의 크기나 균열 길이 등에 비하여 아주 작은 경우는 균열의 성장에

미치는 소성변형의 영향이 미소하므로 선형적인 해석 방법을 적용할 수가 있다¹⁾.

그러나 고온 피로에서와 같이 균열선단 주위에 서 소성역이 균열길이에 비해 충분히 큰 상태인 대 규모 항복(large scale yielding)의 경우에는 균열선 단 주위의 응력장이 더 이상 탄성해에 기초를 둔

* 충북대학교 대학원

** 충북대학교 안전공학과

*** 중앙대학교 기계설계학과

응력강도계수(stress intensity factor)에 의해 기술될 수 없으므로 J적분의 정의가 피로 균열의 해석에 적합하게 수정된 ΔJ를 피로 균열 성장을 해석하는 매개변수로 사용하려는 노력이 있어 왔는데, Dowling 과 Begley^{2,3)}는 하중-변위 곡선으로부터 ΔJ를 정의하고 실험적으로 da/dN이 ΔJ의 함수로 표시됨을 보였다. 그리고 Wüthrich⁴⁾, Lamba⁵⁾ 등은 Dowling 과 Begley에 의해 정의된 ΔJ를 보다 엄밀하게 수정하여 ΔJ가 적분경로에 무관한 성질을 가지고 있기 때문에 피로 균열 성장에 대한 파괴매개변수로 사용될 수 있음을 보였다.

그러나 고온 재료에서와 같이 피로의 전 수명에 걸쳐서 포화가 일어나지 못하는 재료에 적용할 경우에는 ΔJ가 적분경로에 따라 값이 변하게 되는 단점을 갖고 있다는 사실이 Yoon과 Saxena⁶⁾에 의해 언급되었다. 그래서 Yoon과 Saxena는 비록 균열선단에서 멀리 떨어진 재료들은 아직 포화되지 않은 경우에도 큰 변형을 겪게 되는 균열선단 바로 주위의 재료들은 다른 부분보다 일찍 포화된다는 사실에 유의하여 균열선단 바로 근처를 도는 적분 경로에 대해서 정의되는 변형된 ΔJ적분, 즉 ΔJ^{*}을 정의하였다.

본 연구에서는, 우선 유한요소법을 사용하여 CT(compact tension) 시편의 피로 시험을 시뮬레이션하여 시편 내부의 변위, 응력과 변형률 값들을 구한다. 이들 값들로부터 각 적분경로에 대한 ΔJ를 구하여 경로 독립성이 만족되는지 확인하고 하중-변위 곡선에서 구해진 ΔJ와 비교한다. 또한 포화되지 않은 재료에 대해서도 각 적분경로에서 계산된 ΔJ와 하중-변위 곡선에서 구해진 ΔJ가 얼마나 상이한지를 검토한다. 그리고 이러한 연구를 통하여 고온 재료의 수명 평가에 현재 많이 사용되고 있는 ΔJ의 유용성을 검토해 보고 포화되지 않은 재료의 경우에 ΔJ를 사용할 수 있는지에 대하여도 살펴본다.

2. 연구 배경 및 이론

선형탄성파괴역학에서는 주로 하중이 증가하는 경우만을 고려하지만, 피로 균열을 해석하는 경우에는 해중(unloading) 상태가 존재하기 때문에, Dowling과 Begley²⁾는 피로 균열 성장률 da/dN과 ΔJ와의 관계를 다음과 같이 식으로 나타내었다 :

$$\frac{da}{dN} = A(\Delta J)^n \dots\dots\dots (1)$$

그 후, Wüthrich⁴⁾와 Lamba⁵⁾는 위 식을 좀 더 엄밀하게 정의한 ΔJ_R을 다음과 같이 정의하였다 :

$$\Delta J_R = \int_{\Gamma} \Delta W_3 dy - \Delta T_i \frac{\partial (\Delta u_i)}{\partial x} ds \dots\dots\dots (2)$$

여기서 u_i는 변위, s는 적분경로에서의 거리, T_i는 적분경로에 작용되는 트랙션(traction)이고, 변형에너지밀도 ΔW₃은,

$$\Delta W_3 = \int_0^{\Delta \epsilon_{mm}} \Delta \sigma_{ij} d(\Delta \epsilon_{ij}) \dots\dots\dots (3)$$

으로 정의되며, Γ는 균열선단을 반시계방향으로 도는 임의의 적분경로이다.

그러나 Yoon과 Saxena⁶⁾는 재료가 고온이 될수록 균열에 반복하중이 작용되는 경우 전 피로 수명에 걸쳐서 재료의 경화가 진행되거나 또는 연화가 진행되어 포화상태에 도달하지 않는 경우가 일반적이 되고, 이와 같은 경우는 포화된 상태에 기초한 식(2)의 ΔJ는 적분경로에 무관한 성질이 없어 짐을 밝혔다. 그리고 그들은 재료의 온도가 높아지는 경우에 균열선단 가까이에 있는 점들은 큰 변형을 함으로 인하여 일찍 포화된다는 점에 유의하여, 균열선단 바로 근처의 적분경로에 대하여 면적적분을 ΔJ 적분의 정의에 포함시키면 균열선단 바로 근처의 적분경로 대신 균열선단에서 멀리 떨어진 적분경로에 대해서도 적분경로에 무관한 적분을 정의해 줄 수가 있다고 하고 수정된 다음과 같이 표현되는 적분을 제안하였다⁶⁾ :

$$\Delta J_R^* = \int_{\Gamma} \Delta W_3 dy - \Delta T_i \frac{\partial (\Delta u_i)}{\partial x} ds - \int_A \left(\frac{\partial \Delta W_3}{\partial x} \right)_{exp} dA \dots\dots\dots (4)$$

3. 유한요소법을 이용한 피로의 해석

3.1 유한요소해석을 위한 모델링

유한요소법을 이용하여 피로균열을 해석하기 위해, 유한요소 상용 프로그램인 ANSYS 프로그램을 이용하여 CT(compact tension) 시편에 반복하중이 작용하는 경우의 문제를 해석하였다. 모든 문제는 2차원의 평면응력 문제로 가정하였고, 키네마틱경화(kinematic hardening)를 포함하는 재료

의 비선형 변형특성을 고려하였다. 하중은 핀구멍의 최상점의 절점에 집중하중이 가해지는 것으로 가정하였고, 이 하중점은 압축 하중의 경우에도 마찬가지로 하였다. 또한 CT시편은 상하가 서로 대칭(symmetric)을 이루고 있기 때문에 Fig. 1과 같이 균열 부위를 기준으로 그 상부(A부분)만을 해석하였다. 그리고 포화되지 않은 재료의 변형특성을 시뮬레이션하기 위하여 재료의 변형특성을 누적된 비선형변형률의 함수로 주었다.

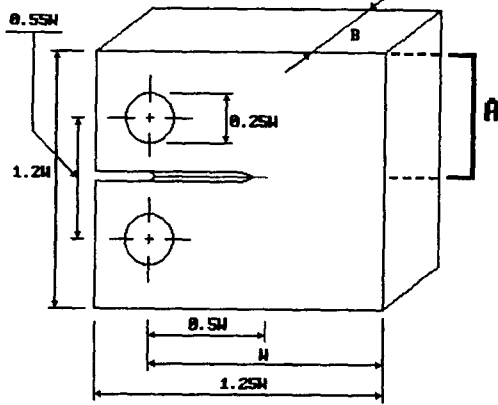


Fig. 1 Compact tension specimen for the test

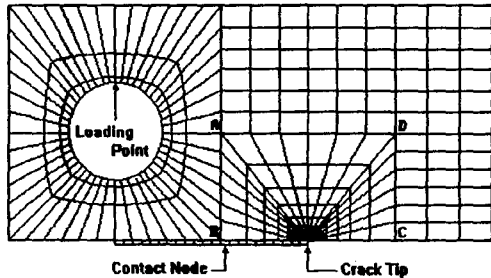


Fig. 2 FEM mesh for the simulation of a compact tension specimen

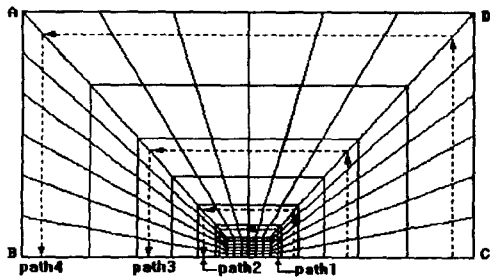


Fig. 3 FEM mesh near crack tip

사용된 유한요소 모델은 Fig. 2와 같다. 360개의 2차원 8절점 요소를 사용하였고, x축에 대하여 대칭인 문제이므로 x축 상부만을 고려하였다. 또한 하중점 위치에서 균열선단까지의 균열면 상에는 점대점(point to point) 접촉요소(contact element)를 사용하여 균열면이 x축 이하로 내려가는 것을 방지하였다. ANSYS에서는 이를 위하여 요소형태(element type) CONTAC12를 사용하였다. 또한 접촉요소의 압축강성(stiffness)은 아주 큰 값으로 가정하였고 접촉면의 마찰은 없는 것으로 보았다. Fig. 3은 ΔJ를 계산하기 위한 각 적분경로를 표시한 균열선단 부근의 유한요소모델을 나타낸다.

3.2 재료 변형모델

본 논문에서 이용한 상용 FEM프로그램인 ANSYS에서는 균질경화(isotropic hardening) 또는 키네마틱경화(kinematic hardening)의 탄소성 재료로 가정하는 경우, 사이클 하중에 따라 응력-변형을 관계가 변화하는 포화가 되지 않는 재료는 시뮬레이션할 수가 없음을 알 수 있었다. 그래서 포화되어 가는 재료를 나타내는 한 가지 변형모델로는 Eisenberg⁷⁾에 의해 제안된 모델을 이용하였다.

인장 또는 압축의 하중이 가해지는 동안의 재료의 변형특성은 다음과 같이 Ramberg-Osgood 법칙으로 표현할 수 있다:

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K}\right)^{1/n} \quad \dots \dots \dots (5)$$

여기서 E, K, n는 단순인장시험에서의 응력-변형을 곡선에서 구해지는 재료상수이다. 또는 0 < σ < σ₀에서의 선형탄성변형을 나타낼 수 있는 일반적인 형태의 Ramberg-Osgood법칙은 다음과 같이 표현된다:

$$\Delta \epsilon = \frac{\Delta \sigma}{E} + \left(\frac{\Delta \sigma}{K}\right)^{1/n} \quad \dots \dots \dots (6)$$

여기서 Δσ = σ - σ₀, Δε = ε - ε₀이다. σ₀는 재료의 항복강도, ε₀는 σ₀에서의 변형률(strain)이다.

재료가 사이클 하중에 따라 변형특성이 달라진 재료는 변형에 따라 식(5)에서의 K와 n값이 달라지는 것이라 볼 수 있다. 또한 재료가 사이클 하중에 따라 포화된 상태로 된다면 합은 사이클 하중에 따라

$$K \rightarrow K_{\infty}, \quad n \rightarrow n_{\infty} \quad \dots \dots \dots (7)$$

으로 됨을 의미한다.

4. 해석 결과 및 고찰

4.1 쌍선형 키네마틱경화 재료

4.1.1 접촉을 고려하지 않은 경우

쌍선형 키네마틱(bilinear-kinematic)경화 재료에 대하여 해석하였다. 재료성질은 탄성계수 $E=21,000\text{kg/mm}^2$, 접선계수 $E_T=1,200\text{kg/mm}^2$, 포와송비 $\nu=0.29$, 항복강도 $\sigma_y=30\text{kg/mm}^2$ 이고, CT시편의 초기균열비가 $a_0/W=0.5$ 인 평면응력 상태이며, 작용되는 하중은 시편 1mm 두께당 $0\text{kg}\rightarrow 150\text{kg}\rightarrow 0\text{kg}\rightarrow -150\text{kg}\rightarrow 0\text{kg}\rightarrow 150\text{kg}\rightarrow 0\text{kg}\rightarrow -150\text{kg}\rightarrow 0\text{kg}$ 의 순서로 가하였다.

Fig. 4는 균열면에서의 접촉을 고려하지 않은 경우의 하중과 하중선의 변위를 보여주고 있다. 첫번째 하중이 가해질 때를 제외하면 두 사이클 동안의 하중-변위 곡선이 완전히 일치함을 알 수 있다.

Fig. 5는 4개의 적분경로에 대하여 계산된 ΔJ 적분과 하중-변위 곡선에서 구해진 ΔJ 적분을 나타낸 것이다. 이 경우에는 4개의 적분경로에 대하여 계산된 ΔJ 적분이 거의 동일한 값을 가져 적분 경로에 무관함을 알 수 있으며, 앞서와 같이 각 적분경로에서 구해진 ΔJ 적분값이 하중-변위 곡선에서 구해진 값보다는 약간 큰 값을 보이고 있

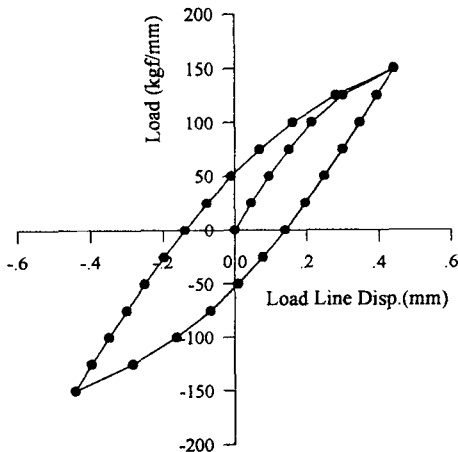


Fig. 4 Load vs. load line displacement curve when bilinear kinematic hardening material and non-contact condition are assumed

다. 이들 ΔJ 적분값은 Table 1에 나타내었다.

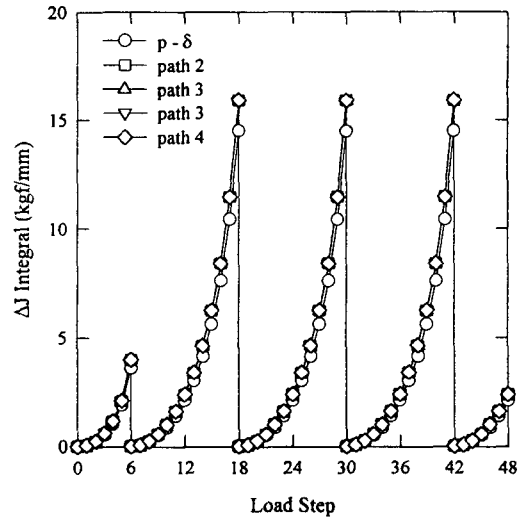


Fig. 5 ΔJ integral values from 4 integration paths and from P-δ curve when bilinear kinematic hardening material and non-contact condition are assumed

Table 1 ΔJ integral values from 4 integration paths and from P-δ curve when bilinear kinematic hardening material and non-contact condition are assumed

Load Step	Load (kgf/mm)	ΔJ Integral (kgf/mm)				
		p-δ	path 1	path 2	path 3	path 4
0	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
6	150.0	3.6150	3.9691	3.9704	3.9750	3.9886
12	0.0	2.1062	2.3800	2.3855	2.3921	2.3917
18	-150.0	14.5133	15.9067	15.8904	15.8735	15.9284
24	0.0	2.1079	2.3813	2.3874	2.3940	2.3933
30	150.0	14.4967	15.9106	15.8742	15.8544	15.9106
36	0.0	2.1075	2.3812	2.3871	2.3937	2.3933
42	-150.0	14.5004	15.8954	15.8770	15.8957	15.9157
48	0.0	2.1076	2.3813	2.3875	2.3937	2.3933

4.1.2 접촉을 고려한 경우

균열면에서의 접촉을 고려한 경우의 하중과 하중선의 변위는 Fig. 6에 나타나 있다. 재료의 성질과 시편의 기하학적 형상은 접촉을 고려하지 않았을 경우와 동일하고 균열면 상에서의 접촉은 하중선에서부터 균열선단까지 고려하였다. 이 경우에도 역시 두 번째 하중 사이클부터는 첫 번째 하중 사이클에서의 하중-변위 곡선을 그대로 따라가고

이므로 불포화(unsaturated)상태를 나타낼 수는 없다.

Table 2와 Fig. 7은 4개의 적분경로에 대하여 계산된 ΔJ 적분과 하중-변위 곡선에서 구해진 ΔJ 적분을 나타낸 것으로 ΔJ 적분이 적분경로에 무관함을 보여주고 있다. 그리고 P- δ 곡선에서 구해진 ΔJ 적분도 함께 표시하였다. 하중단계 6~18(하중 150kg/mm \rightarrow -150kg/mm)에서 볼 때 초기에는 P- δ 곡선에서 구해진 ΔJ 와 잘 일치하지만 균열면이 접촉되고 난 후 두 값의 차이가 커지고 있음을 알 수 있는데, 그 이유는 하중선 상의 균열면에 접촉이 일어난 경우에도 균열선단 후방의 균열

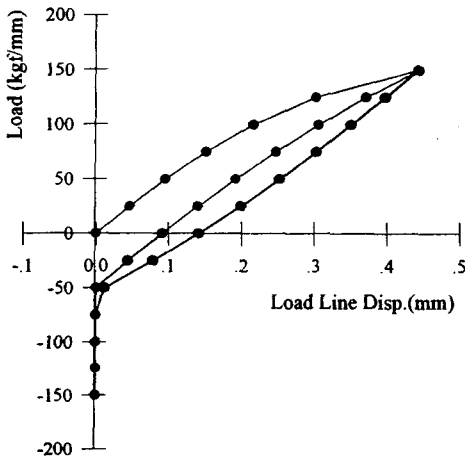


Fig. 6 Load vs. load line displacement curve when bilinear kinematic hardening material and contact condition are assumed

Table 2 ΔJ integral values from 4 integration paths and from P- δ curve when bilinear kinematic hardening material and contact condition are assumed

Load Step	Load (kgf/mm)	ΔJ Integral (kgf/mm)				
		p- δ	path 1	path 2	path 3	path 4
0	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
6	150.0	3.6150	3.9691	3.9704	3.9750	3.9886
12	0.0	2.1062	2.3800	2.3855	2.3921	2.3917
18	-150.0	4.3401	5.3120	5.3123	5.3197	5.3218
24	0.0	1.0183	0.3668	0.3667	0.3666	0.3665
30	150.0	8.2819	5.5377	5.3594	5.3583	5.3487
36	0.0	2.1043	2.3783	2.3830	2.3905	2.3901
42	-150.0	4.3749	5.3545	5.3516	5.3580	5.3608
48	0.0	0.1026	0.3736	0.3736	0.3735	0.3734

면은 아직 완전한 접촉이 일어나지 않아 적분경로에서 계산된 ΔJ 는 값이 증가하기 때문이다.

또한 하중단계 18~30(하중 -150kg/mm \rightarrow

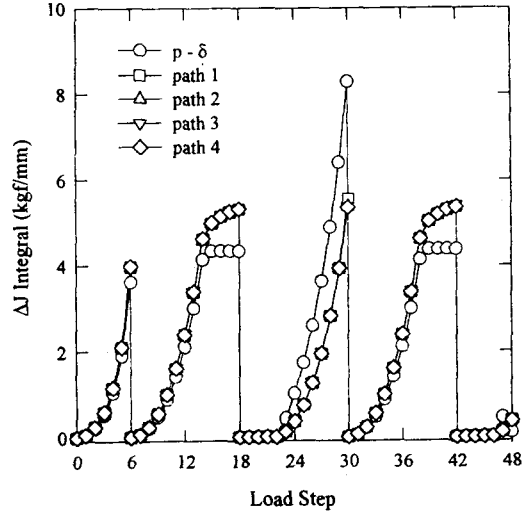


Fig. 7 ΔJ integral values from 4 integration paths and from P- δ curve when bilinear kinematic hardening material and contact condition are assumed

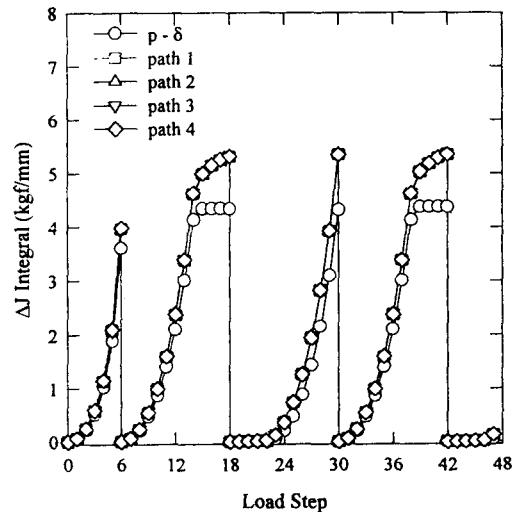


Fig. 8 ΔJ integral values from 4 integration paths and from P- δ curve when bilinear kinematic hardening material and contact condition are assumed. ΔP is measured from the crack opening load.

150kg/mm)에서도 두 값에 많은 차이가 나고 있는데, 이는 식(2)에서 Δu_i , ΔT_i , ΔW_3 를 계산할 때의 기준을 -150kg/mm 하중 때의 값으로 하였기 때문이며, 이때 기준을 Dowling과 Begley에 의해 이미 사용된 바와 같이 균열이 다시 열릴 때의 값으로 한 경우는 Fig. 8에서 보는 바와 같이 두 값의 차이가 줄어들고 있고, 또한 P- δ 곡선에서 구한 ΔJ 값이 적분경로에서 구한 값보다 작아짐을 알 수 있다.

4.2 균열선단 주위에 상이한 재료 특성을 가정한 경우

쌍선형 키네마틱경화 재료에서 균열선단 주위는 $E_T=1,500\text{kg/mm}^2$, $\sigma_y=40\text{kg/mm}^2$ (재료2)로 가정하고, 그 바깥쪽에는 $E_T=1,200\text{kg/mm}^2$, $\sigma_y=30\text{kg/mm}^2$ (재료1)로 가정한다. 탄성계수는 동일하게 $E=21,000\text{kg/mm}^2$, 포와송비 $\nu=0.29$ 이다. ΔJ 를 계산하는 4개의 적분경로 중 균열선단에 가장 가까운 경로는 재료 2내에 존재하고 나머지 3개의 경로는 재료 1에 존재한다. Fig. 9는 균열면상에 접촉을 가정한 경우의 하중-변위 곡선을 보여주고 있다.

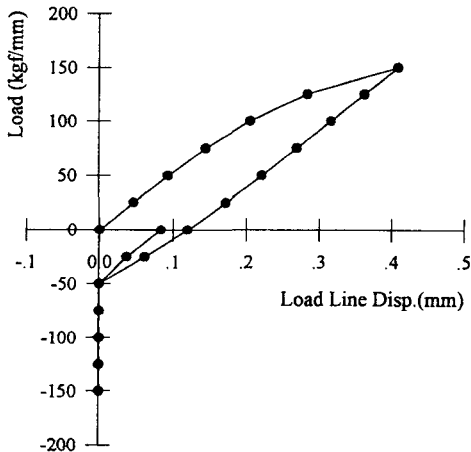


Fig. 9 Load vs. load line displacement curve when different material is assumed near the crack tip

Fig. 10은 각 적분경로에서 계산된 ΔJ 적분값을 보여주고 있다. 재료 2내에서 계산된, 즉 path 1에서 계산된 ΔJ 적분값이 재료 1에서 계산된, 즉 path 2, 3 및 4에서 계산된 ΔJ 적분값보다 약간 큰 값이

얻어졌다. 그러나 그 차이는 재료의 기계적 성질의 차이와 비교할 때 그다지 크지 않음을 알 수 있다. 하중-변위 곡선에서 구해진 ΔJ 는 다른 경우와 같이 적분경로에서 구해진 ΔJ 보다 작은 값이 얻어졌고, 따라서 path 1에서 구해진 값과는 차이가 커지게 된다. 이 차이는 접촉이 시작된 후 더욱 커짐을 알 수 있는 바, 보다 엄밀한 피로의 수명평가를 위해서는 하중-변위 곡선에서 구해진 ΔJ 보다 path 1에서 구해진 ΔJ 를 사용하여야 할 것으로 본다.

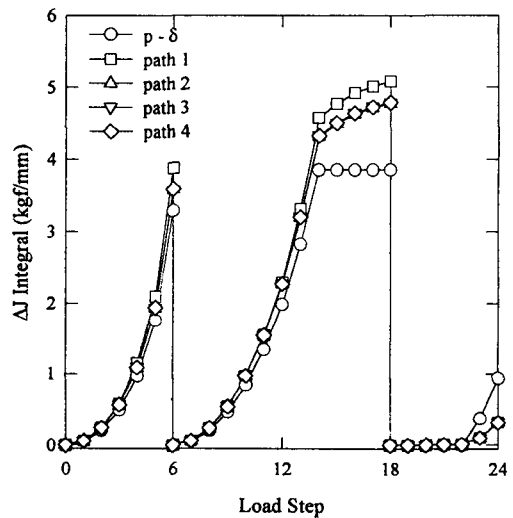


Fig. 10 ΔJ integral values from 4 integration paths and from P- δ curve when different material is assumed near the crack tip

4.3 포화되지 않은 재료

반복하중이 작용하는 피로균열을 해석하는 경우에는 하중이 주기적으로 증감하는 과정에서 재료의 변형특성에 변화가 생기게 되고, 이 변화는 균열성장에 영향을 주기 때문에 이 재료의 특성 변화를 고려해야만 한다. 그런데 ANSYS에서 제공되고 있는 재료 모델로써는 사이클 하중에 따라 변화하는 재료의 변형특성을 엄밀하게 나타낼 수가 없다. 그렇지만 다음과 같은 방법으로 하중의 변화에 따른 재료의 변형특성을 고려해 그 효과를 근사적으로 추정해 볼 수 있다.

ANSYS에서는 재료의 변형특성을 온도의 함수로 나타낼 수가 있다. 그러나 포화되지 않은 재료

의 해석을 위해서는 재료의 변형특성을 재료가 겪는 비선형변형률의 누적된 양 γ 에 따라 주어져야 한다. 따라서 온도 대신 γ 에 따라 재료의 변형특성을 주게 된다면 포화되지 않는 재료의 변형특성을 나타낼 수 있게 된다.

그러므로 이러한 재료의 변형특성을 고려하기 위하여 본 논문에서는, 우선 재료의 특성을 재료가 겪는 비선형변형률의 축적된 양(γ)의 함수로 준다. 이때 실제 ANSYS프로그램에서 데이터 입력은 γ 값을 온도로 가정하고 온도의 함수로 주어 초기의 온도를 0, 즉 초기의 γ 값을 0으로 주고 하중을 가하였다. 하중의 최고점에서 각 FEM 요소에서의 누적된 γ 의 값을 계산하고 해중(unloading)시에 이를 각 요소에서의 온도로 주게 된다. 이렇게 하면 각 요소에서의 변형특성이 γ 값에 따라 다르게 되어 결국 재료의 변형특성을 고려할 수 있는 해석이 가능하게 된다. 압축하중의 최고점에서도 역시 같은 방법으로 γ 를 구한 후 다음 압축하중을 풀어 줄 때에 각 요소에 데이터로 주어 변화된 변형특성을 가지게 한다.

재료는 쌍선형 키네매틱(bilinear-kinematic)경화 재료로 항복 후 경화가 어느 정도 되는 재료를 가정하여 해석을 행하였다. 재료는 $E=21,000\text{kg/mm}^2$ 이고 포와송비는 $\nu=0.29$ 이다. 각 누적된 소성변형률에 따른 σ_y 와 E_T 의 값은 Table 3에 보였다. 가해진 하중은 1mm 두께당 $0\text{kg} \rightarrow 150\text{kg} \rightarrow 0\text{kg} \rightarrow -150\text{kg} \rightarrow 0\text{kg} \rightarrow 150\text{kg} \rightarrow 0\text{kg} \rightarrow -150\text{kg} \rightarrow 0\text{kg}$ 이다.

Table 3 Material properties as a function of accumulated inelastic strain

γ	$\sigma_y(\text{kg/mm}^2)$	$E_T(\text{kg/mm}^2)$
0	30	1200
0.005	38	1275
0.01	43	1320
0.02	51	1400
0.04	58	1460
0.2	62	1500

Fig. 11은 이 경우의 하중-변위곡선을 보여주고 있다. 즉, 사이클 하중에 따라 포화되지 않는 변형특성을 보여주고 있다. Table 4와 Fig. 12은 4개의 적분경로에 대하여 계산된 ΔJ 적분과 하중-변위 곡선에서 구해진 ΔJ 적분을 나타낸 것이다. 각 적분경로에서 계산된 ΔJ 은 거의 동일한 값이 얻어

졌다. 하중-변위 곡선에서 구해진 ΔJ 도 각 적분 경로에서 구해진 값과 유사한 값이 얻어졌다. 다만 균열면의 접촉이 시작된 후는 비교적 큰 차이를 보이고 있다.

균열이 닫긴 후 다시 하중이 가해지는 경우 ΔP 를 하중 -150kg/mm 에서의 해당 값으로부터의 변화량으로 본 Fig. 13에서는 Fig. 12와 비교할 때 그 차이를 줄일 수 있었으며, 이 경우 균열이 다시 열리는 하중은 1mm 두께당 첫 번째는 -56kg , 두 번째는 -58kg 이었다.

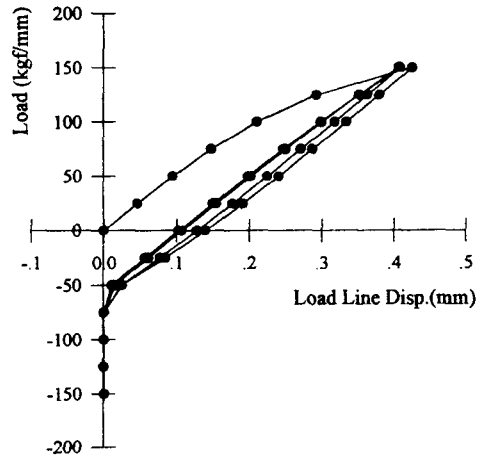


Fig. 11 Load vs. load line displacement curve for cyclic unsaturated material

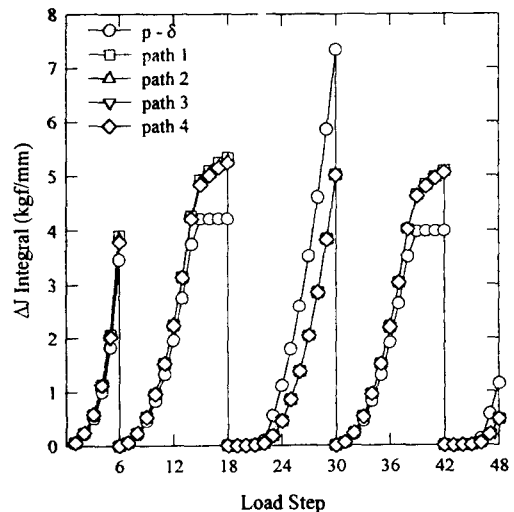


Fig. 12 ΔJ integral values from 4 integration paths and from P- δ curve for cyclic unsaturated material

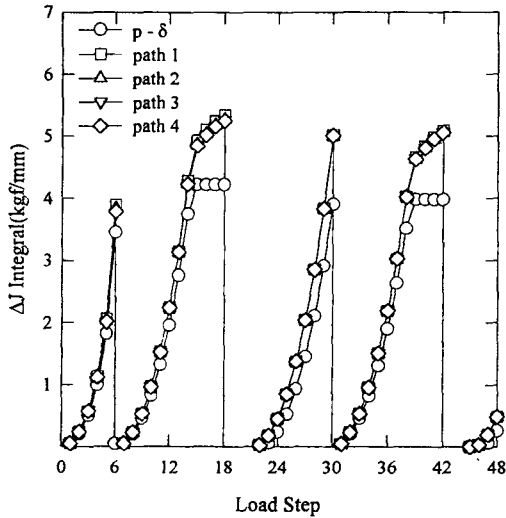


Fig. 13 ΔJ integral values from 4 integration paths and from P-δ curve for cyclic unsaturated material. ΔP is measured from the crack opening load

Table 4 ΔJ integral values from 4 integration paths and from P-δ curve for cyclic unsaturated material

Load Step	Load (kgf/mm)	ΔJ Integral (kgf/mm)				
		p-δ	path 1	path 2	path 3	path 4
0	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
6	150.0	3.4566	3.8927	3.8388	3.7646	3.7909
12	0.0	1.9579	2.2426	2.2433	2.2427	2.2423
18	-150.0	4.2213	5.3377	5.2691	5.2475	5.2465
24	0.0	1.1123	0.4587	0.4585	0.4584	0.4583
30	150.0	7.3379	5.0203	4.9973	5.0123	5.0114
36	0.0	1.9054	2.1973	2.1967	2.1961	2.1957
42	-150.0	3.9832	5.0846	5.0555	5.0581	5.0572
48	0.0	1.1468	0.4922	0.4921	0.4919	0.4918

5. 결 론

FEM을 이용하여 피로균열에 대한 시뮬레이션을 행한 결과 다음과 같은 사실들을 알 수 있었다.

- 1) 안정상태에 도달한(포화된) 재료에 대하여 Wüthrich와 Lamba에 의해 정의된 ΔJ 적분을 계산할 경우 ΔJ 적분은 적분경로에 무관한 성질을 나타내고 있으며 하중-하중선 변위에서 계산된 ΔJ 적분은 적분경로에서 계산된 ΔJ 적분과 큰 차이는 나지 않았으나 최대 10% 정도 항상 작은 값을 보였다.
- 2) 균열 단합이 존재하는 경우에는, 하중을 균열

열림이 시작되는 점으로부터의 변화량으로 사용하여 하중-변위 곡선에서 ΔJ 적분을 계산해야 함을 알 수 있었다. 그리고 접촉역이 존재한 균열에서는 균열면에서 균열단합이 시작되는 점과 균열선단 바로 뒤의 균열면이 닫히는 점이 차이가 나기 때문에 적분경로에서 계산된 ΔJ 적분과 하중-변위 곡선에서 계산된 ΔJ 적분간에 비교적 차이가 많이 나는 것을 알 수 있었다.

- 3) 균열선단 주위에 상이한 재료를 가정한 경우에 ΔJ 적분은 적분경로에 따라 그 값이 상이하게 나타났지만 그 차이는 크지 않았다.
- 4) 포화되지 않은 재료의 경우에도 ΔJ 적분은 적분경로에 따라 그 값이 상이하였지만 그 차이는 크지 않았다.
- 5) 이상의 결과로 볼 때 ΔJ 적분은 포화되지 않은 재료의 경우에도 일반적으로 파괴 매개변수로 유용하게 이용될 수 있음을 알 수 있었다. 다만 균열의 접촉이 일어나는 경우 하중-변위 곡선에서 구해진 ΔJ와 균열선단 근처의 적분경로에서 구해진 ΔJ는 차이가 날 수 있음을 알 수 있었다.

본 논문은 1994년 한국표준과학연구원의 연학협동연구사업으로 이루어진 연구의 일부입니다. 한국표준과학연구원의 관계자 여러분께 감사드립니다.

참 고 문 헌

- 1) 金相哲, 破壞力學, 民音社, pp. 13~16, 1985.
- 2) N.E. Dowling and J.A. Begley, Fatigue Crack Growth during Gross Plasticity and the J-Integral, ASTM STP 590, pp. 82~103, 1978.
- 3) N.E. Dowling, Geometric Effects and the J-Integral Approach to Elastic-Plastic Fatigue Crack Growth, ASTM STP 601, pp. 19~32, 1976.
- 4) C. Wüthrich, The Extension of the J-Integral Concept to Fatigue Cracks, Int. J. Frac., Vol. 20, pp. R35~R37, 1982.
- 5) H.S. Lamba, The J-Integral Applied to Cyc-

- lic Loading, Engng. Frac. Mech., Vol. 7, pp. 693~703, 1975.
- 6) K. B. Yoon and A. Saxena, An Interpretation of ΔJ for Cyclically Unsaturated Materials, Int. J. Frac., Vol. 49, pp. R3~R9, 1991.
- 7) M. A. Eisenberg, A Generation of Plastic Flow Theory with Application to Cyclic Hardening and Softening Phenomena, J. Engng. Mat. Tech., Vol. 98, pp. 221~228, 1976.
-