

국부 변형률 근사를 이용한 원통형 노치시편의 피로균열 발생수명의 예측

임재용* · 홍성구* · 이순복†

(2003년 11월 13일 접수, 2004년 4월 12일 심사완료)

The Prediction of Fatigue Crack Initiation Life of Cylindrical Notch Specimens Using Local Strain Approximation

Jae-Yong Lim, Seong-Gu Hong, and Soon-Bok Lee

Key Words : Fatigue Crack Initiation(피로균열 발생), Notch(노치), Local Strain Approach(국부변형률법), Neuber's Rule(Neuber 방법), Glinka's Equivalent Strain Energy Density Rule(Glinka 방법), Replica(표면 복제 기법), Multiaxial Fatigue(다축 피로)

Abstract

Fatigue crack initiation lives of round cylindrical notch specimen were investigated. Firstly, local strain approximation methods, such as the modified incremental Neuber's rule and the modified incremental Glinka's equivalent strain energy density(ESED) rule, were used to get multiaxial stress and strain state components at the notch tip. Based on the history of local stress and strain, multiaxial fatigue models were used to obtain fatigue crack initiation lives. Because the solution of Neuber's rule and Glinka's ESED rule make the upper and lower bound of local strain approximations, fatigue crack initiation lives are expected to place between life predictions by two local strain approximations. Experimental data were compared with the fatigue crack initiation life prediction results.

기호설명

E : 탄성 계수
 S_u : 인장 강도
 R : 하중 비
 RA : 단면 감소율
 K', n : 반복 응력-변형률 곡선 재료 상수
 $K_t, K_{t,hoop}$: 기하학적 탄성 응력 집중 계수
 S_{nom} : 공칭 응력
 N_f : 피로 수명
 ΔW_p : 한 사이클당 소비되는 소성 변형률 에너지 밀도
 $\sigma_f, \epsilon_f, b, c$: 변형률-수명 곡선 재료상수
 σ_y : 항복 응력
 $\sigma_{axial}^c, \sigma_{hoop}^c$: 가상 탄성체의 축, 원주 방향 응력
 ϵ_1 : 최대 주변형률 진폭
 ϵ_{nm} : 최대 전단면에서의 수직 변형률
 γ_{max} : 최대 전단 변형률 진폭

v : 푸아송비
 κ, α : 에너지-수명 곡선 재료상수

상첨자
 e : 탄성
 p : 소성
 하첨자
 11 : 축방향
 22 : 원주 방향

1. 서론

대부분의 기계·구조물은 기하학적 불연속부(notch)를 포함하고 있어, 반복 하중을 받게 되면 작용응력이 낮더라도 응력 및 변형률 집중으로 인하여 피로균열이 발생하게 된다. 더구나, 작용응력이 항복응력 이하의 탄성 범위일지라도 노치선단(notch tip)에서는 응력 집중으로 인해 소성변형이 유발될 수 있다.

노치부의 피로균열 발생수명 예측을 위해서 전통적으로 국부변형률법이 사용되어 왔다. 이는 취

† 책임저자, 회원, 한국과학기술원 기계공학과
 E-mail : sblee@kaist.ac.kr
 TEL : (042)869-3029 FAX : (042)869-3210

* 회원, 한국과학기술원 기계공학과

약부분의 국부변형률과 국부응력의 거동이 동일한 재료의 매끈한 시편에 가하여질 때 얻어지는 시편의 수명과 연관지을 수 있다는 가정에 기초한다. 피로균열 발생수명은 정확한 국부응력 및 변형률 성분 획득과 적절한 피로모델의 선정이 선행되어야만 얻어질 수 있다.

국부응력 및 변형률 성분의 획득을 위해서 Neuber's rule⁽¹⁾과 Glinka's 등가 변형률 에너지 밀도법⁽²⁾(Equivalent Strain Energy Density rule, ESED)이 가장 보편적으로 쓰이며, 신속하고 간편한 변형률 예측을 할 수 있다는 장점이 있고, 응력 및 변형률 성분이 단축일 경우에 적용된다.⁽¹⁷⁾ 그러나, 노치부에서는 작용하중이 단축이더라도 구속 효과로 인하여 다축 상태의 응력 및 변형률을 유발하며, 또한 대부분의 기계 구조물은 작동 환경하에서 다축 하중이 인가되기 때문에 이를 적절히 고려하지 못한다는 약점이 있다. 이에 대한 보완책으로 탄소성 유한 해석을 수행하여 국부응력 및 변형률 이력을 구할 수 있으나, 이는 비경제적이며 시간이 많이 소모되는 단점이 있다.

다축 상태의 국부응력 및 변형률 성분 근사를 위해 Dowling et. al.⁽³⁾은 평면 변형률 상황하에서 발생하는 두 방향의 노치 선단의 표면 변형률 성분을 근사한 이래, Hoffman and Seeger⁽⁴⁾는 평면 응력 상황하에서만 적용 가능한 Neuber's rule을 수정하여 체계적인 변형률 근사 절차를 수립하였다. Moftakhar et. al.,⁽⁵⁾ Singh et. al.⁽⁶⁾의 연구자들은 탄소 영역에서의 에너지비가 탄소성 영역에서의 에너지비와 같다는 가정을 이용하여 축대칭 노치 시편에서 발생하는 국부응력 및 변형률 성분을 근사하였으며, Chu⁽⁷⁾는 Neuber's rule을 수정하여 combined 등방-이동성 경화 모델의 재료 구성식에 다축 하중이 인가되었을 경우의 국부변형률 예측을 실시하였다. Knop et. al.⁽⁸⁾은 반복 하중이 가해지는 경우 통합형 구성식을 적용하여 국부응력 및 변형률을 구하였으며, 이를 피로균열 발생수명과 연관지었다. 이들의 연구 결과⁽⁵⁻⁸⁾에 의하면 다양한 하중 조건 및 재료 구성식에서 유한 요소 해석해와 Neuber's rule을 사용한 국부변형률 근사해, Glinka's ESED rule을 사용한 국부변형률 근사해를 비교하여, Neuber 근사해는 유한 요소 해석해보다 언제나 큰 값을, Glinka's ESED 근사해는 언제나 작은 값을 얻는다는 동일한 결론을 도출하였다.

위의 결론을 기초로 Neuber's rule의 변형률 근사해를 근거로 수행한 피로균열 발생 예측 수명은 언제나 Glinka's ESED rule의 변형률 근사해를 기초로 한 피로균열 발생수명보다 작을 것이며, 적절한 피로모델을 적용한다면 실험치는 두 경계치에서 신뢰성 있는 예

측이 가능하다는 가정을 세울 수 있었다.

본 연구에서는 원주방향의 노치를 낸 원통형 시편을 사용하였으며, 이 때 유발되는 다축 상태의 국부응력 및 변형률 거동은 Singh⁽⁶⁾와 Chu⁽⁷⁾가 이용한 에너지비 일정 가정을 이용하여 구하였다. 예측된 국부변형률을 여러 다축 모델에 적용하여 피로수명을 예측하였으며, 이를 실험 결과와 비교하였다.

2. 피로균열발생실험

2.1 시험 재료

시험에 사용된 재료는 316L 스테인리스 강으로 발전 설비, 가스 터빈, 압력 용기 등의 구조물에 사용되는 재료이다. 가공 전의 재료는 1100°C에서 40분간 용체화 처리 후 냉간 인발에 의해 제작되었다. 316L 스테인리스 강의 기계적 물성은 Table 1에 나타내었다.

2.2 저주기 피로 시험

피로균열 발생수명에 필요한 정보로서 재료의 피로 물성은 반복 응력-변형률 곡선, 변형률 진폭-수명 곡선, 또는 소성 변형률 에너지 밀도-수명 곡선이 기본 데이터베이스로 쓰이게 된다.

재료의 피로 물성을 얻기 위한 저주기 피로 시험의 시편은 ASTM 표준 E606-92에서 규정하는 표준규격에 맞추어 일정한 단면부를 가지는 시편(dog-bone type)으로 제작하였으며 표점 부분(gage section)의 직경 및 길이는 8mm, 20mm이다. 시험시 변형률 속도를 일정하게 하기 위해 삼각파가 사용되었으며, 모든 조건에서 1×10⁻³/s로 고정하였다. 저주기 피로 수명은 응력 진폭의 저하(load drop)를 측정해 중간 수명에서의 응력 진폭의 70%가 되는 지점으로 정의하였다.

반복 응력-변형률 곡선은 일정 변형률 진폭 실험에서 각 변형률 범위에 대응하는 응력 범위에 대한 관계식이라 할 수 있으며, 아래 식 (1)과 같이 Ramberg-Osgood 형태로 정리될 수 있다.

$$\frac{\Delta \epsilon}{2} = \frac{\Delta \sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta \sigma}{2K'} \right)^{1/n'} \quad (1)$$

여기서, $\Delta \epsilon$ 은 총변형률 범위, $\Delta \sigma$ 는 응력 범위이며, K' 과 n' 은 재료 상수이다.

Table 1 Tensile properties of 17% CW 316L SS

E(GPa)	σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	ν	RA (%)
181	450	690	0.293	78

변형률 진폭-수명 곡선은 반수명에서 탄성 변형률 진폭과 소성 변형률 진폭을 나누어 Basquin⁽¹²⁾의 식과 Coffin⁽¹³⁾의 식의 합으로 아래 식 (2)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\Delta \varepsilon^e}{2} + \frac{\Delta \varepsilon^p}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b + \varepsilon_f' (2N_f)^c \quad (2)$$

여기서 $\Delta \varepsilon^e$, $\Delta \varepsilon^p$ 는 탄성 성분의 변형률 범위, 소성 성분의 변형률 범위를 나타낸다.

Morrow⁽⁹⁾에 의하면, 한 사이클 당 소비되는 이력 에너지는 식 (3)과 피로수명과 연관지어 설명할 수 있다.

$$\Delta W_p = \kappa (2N_f)^a \quad (3)$$

여기서 ΔW_p 는 한 사이클당 소비되는 소성 변형률 에너지 밀도를 의미한다.

본 연구에서 고려한 316L 스테인리스 강의 피로 물성 정보는 Fig.1~2 및 Table 2에 나타내었다.

2.3 피로균열 발생시험

피로균열 발생시험을 위한 노치 시편은 원재료로부터 선반 가공하였으며 표면 거칠기가 시험 결과에 미치는 영향을 배제하기 위해 입자 크기 13 μm 의 에머리 페이퍼, 알루미나 입자 6 μm 와 3 μm 로 연마한 후 전해 연마를 하였다. 하중이 작용하는 방향으로의 응력 집중을 방지하기 위하여 시편의 축방향을 따라 연마를 하였다.

피로균열 발생시험에 사용된 시험편은 Fig. 3과 같고 최소 단면적부의 지름이 6mm, 원주 방향의 노치 반경이 2mm이다. 시편의 기하학적 탄성 응력 집중 계수 K_t 는 탄성 유한 요소 해석을 수행하여 얻은 것으로 1.61의 값을 갖으며, 이 때 발생하는 원주 방향의 응력을 고려한 $K_{t,hoop}$ 는 0.313의 값을 갖는다.

$$K_t = \frac{\sigma_{axial}^e}{S_{nom}} \quad (4)$$

$$K_{t,hoop} = \frac{\sigma_{hoop}^e}{S_{nom}} \quad (5)$$

노치 시편의 피로균열 발생시험은 5개의 공칭 응력 진폭 424, 389, 353, 318, 282MPa으로 응력비 R=-1로 하중 제어 방식으로 인가하였다.

본 연구에서는 20배의 확대경과 표면 복제 기법(replica)을 이용하여 균열의 검출과 성장을 측정하였으며, 표면 복제를 위해서 두께 35 μm 의 셀룰로

오스 아세테이트 재료의 레플리카 필름을 사용하였다. 노치 시편면의 저주기 피로균열은 여러 곳에서 발생하나, 미소 균열의 성장, 합체 후 주균열(main crack)의 성장이 뒤따르며, 그 뒤 피로 손상은 주 균열의 진전이 지배하게 된다.

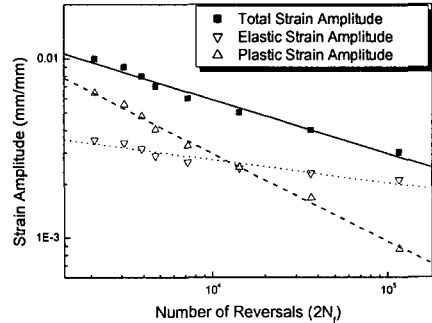


Fig. 1 Strain-life curve of 316L stainless steel

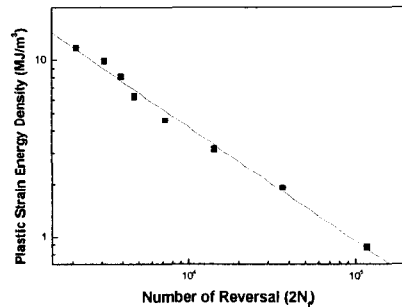


Fig. 2 Plastic strain energy density per cycle versus number of reversals to failure

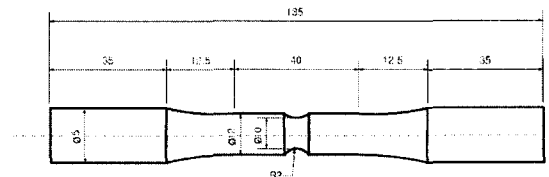


Fig. 3 Round cylindrical notch specimen for fatigue crack initiation tests (Dimensions in mm)

Table 2 Low cycle fatigue properties of 17% CW 316L SS

σ_f' (MPa)	b	ε_f'	c	K (MPa)	n	κ (MJ/m ³)	α
1656	-0.13	0.28	-0.49	2351	0.29	1623	-0.65

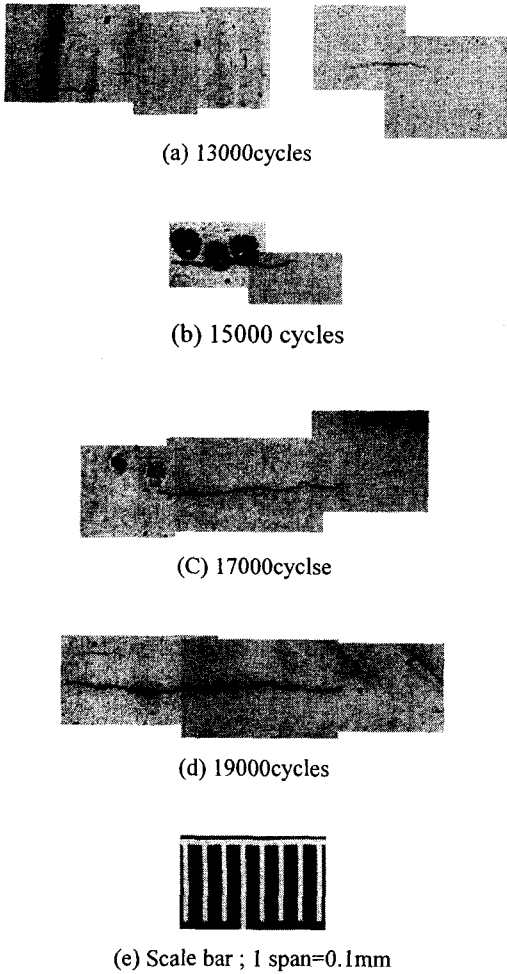


Fig. 4 Dominant crack under nominal stress amplitude 389MPa

따라서, 본 연구에서는 피로균열 발생의 정의를 시험편의 파단에 이르게 하는 주균열의 표면 균열 길이가 1mm 일 때를 피로균열 발생 수명으로 정의하였다.

Fig. 4는 공칭 응력 진폭 389MPa의 실험 조건에서 주균열의 성장을 표면 복제 기법을 이용하여 레플리카 필름을 광학현미경으로 촬영한 것이다.

3. 피로균열 발생 예측

피로균열 발생수명 예측은 두 단계에 걸쳐서 수행되었다. Fig. 5와 Fig. 6를 참고하면, 1단계로서 단축의 반복 하중으로 인한 노치선단의 다축 상태의 국부응력과 변형률 성분의 거동을 근사한 뒤, 2단계로서 등가 변형률, 에너지 파라미터 및 임계

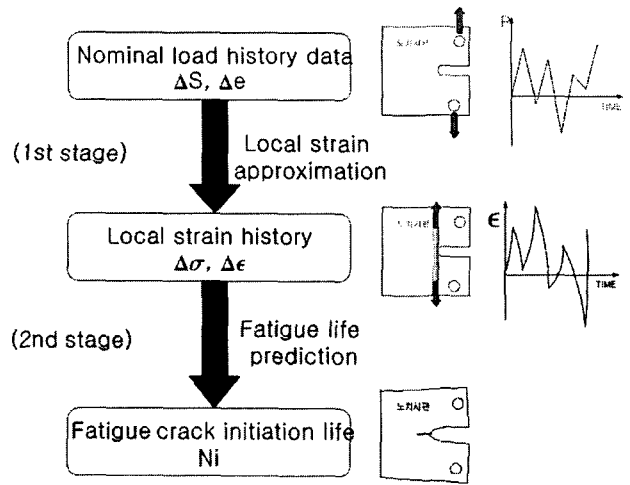


Fig. 5 Procedure of fatigue crack initiation life prediction

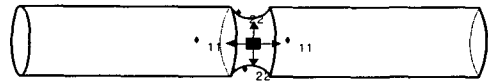


Fig. 6 Notch tip stress component

평면 결정법 등의 다축 피로 모델을 사용하여 피로균열 발생수명을 예측한다.

3.1 국부 응력-변형률 거동 예측

본 연구에서 고려한 시편은 원통형 노치 시편(Round Cylindrical Notch)이므로 작용하중이 단축이더라도 노치 선단에서의 응력 상태는 축방향과 원주 방향의 수직 응력(normal stress) 성분이 존재하게 된다.

국부응력 및 변형률 성분 근사 예측을 위해서 수정 증분 Neuber's rule 및 수정 증분 Glinka's ESED rule을 사용하여 각각의 방법으로 국부변형률 및 응력 성분을 획득하였으며, 이 때 다축 응력 및 변형률 성분을 위한 가정으로는 식 (9), (14)와 같은 일정 에너지비 가정을 사용하였으며, 사용한 첨자 α , β 는 텐서 합 법칙(tensor summation rule)이 성립하지 않는 첨자를 가리킨다. 재료의 거동은 von Mises 항복 조건과 유동 법칙(flow rule), 반복 응력-변형률 곡선으로 표현하였다.

식 (6)-(14)을 이용하여 공칭 응력의 증분 ΔS_{nom} 을 증가 또는 감소시키면서 두 가지 근사 방법인 수정 증분 Neuber's rule과 수정 증분 Glinka's ESED rule로 수치 계산을 통해 국부응력 및 변형을 성분 σ_{ij} , ε_{ij} 의 거동을 구하였으며, Fig. 7에는 공칭 응력 진폭 424MPa인 조건에서의 국부응력 및 변형률의 거동을 나타내었다.

<수정 증분 Glinka's ESED rule>

$$\Delta \varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E} \Delta \sigma_{ij} - \frac{\nu}{E} \Delta \sigma_{kk} \delta_{ij} + \frac{3}{2} \frac{\Delta \varepsilon_{eq}}{\sigma_{eq}} S_{ij} \quad (6)$$

$$\sigma_{ij} \Delta \varepsilon_{ij} = \sigma_{ij}^e \Delta \varepsilon_{ij}^e \quad (7)$$

$$\sigma_{ij} \Delta \varepsilon_{ij} = K_t^2 \frac{S_{nom} \Delta S_{nom}}{E} + K_{t,hoop}^2 \frac{S_{nom} \Delta S_{nom}}{E} \quad (8)$$

$$\frac{\sigma_{\alpha\beta} \Delta \varepsilon_{\alpha\beta}}{\sigma_{ij} \Delta \varepsilon_{ij}} = \frac{\sigma_{\alpha\beta}^e \Delta \varepsilon_{\alpha\beta}^e}{\sigma_{ij}^e \Delta \varepsilon_{ij}^e} \quad (9)$$

$$\frac{\sigma_{11} \Delta \varepsilon_{11}}{\sigma_{ij} \Delta \varepsilon_{ij}} = \frac{K_t^2 \frac{S_{nom} \Delta S_{nom}}{E}}{K_t^2 \frac{S_{nom} \Delta S_{nom}}{E} + K_{t,hoop}^2 \frac{S_{nom} \Delta S_{nom}}{E}} \quad (10)$$

$$\frac{\sigma_{22} \Delta \varepsilon_{22}}{\sigma_{ij} \Delta \varepsilon_{ij}} = \frac{K_{t,hoop}^2 \frac{S_{nom} \Delta S_{nom}}{E}}{K_t^2 \frac{S_{nom} \Delta S_{nom}}{E} + K_{t,hoop}^2 \frac{S_{nom} \Delta S_{nom}}{E}} \quad (11)$$

<수정 증분 Neuber's rule>

$$\Delta \varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E} \Delta \sigma_{ij} - \frac{\nu}{E} \Delta \sigma_{kk} \delta_{ij} + \frac{3}{2} \frac{\Delta \varepsilon_{eq}}{\sigma_{eq}} S_{ij} \quad (6)$$

$$\sigma_{ij} \Delta \varepsilon_{ij} + \varepsilon_{ij} \Delta \sigma_{ij} = \sigma_{ij}^e \Delta \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^e \Delta \sigma_{ij}^e \quad (12)$$

$$\sigma_{ij} \Delta \varepsilon_{ij} + \varepsilon_{ij} \Delta \sigma_{ij} = 2K_t^2 \frac{S_{nom} \Delta S_{nom}}{E} + 2K_{t,hoop}^2 \frac{S_{nom} \Delta S_{nom}}{E} \quad (13)$$

$$\frac{\sigma_{\alpha\beta} \Delta \varepsilon_{\alpha\beta} + \varepsilon_{\alpha\beta} \Delta \sigma_{\alpha\beta}}{\sigma_{ij} \Delta \varepsilon_{ij} + \varepsilon_{ij} \Delta \sigma_{ij}} = \frac{\sigma_{\alpha\beta}^e \Delta \varepsilon_{\alpha\beta}^e + \varepsilon_{\alpha\beta}^e \Delta \sigma_{\alpha\beta}^e}{\sigma_{ij}^e \Delta \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^e \Delta \sigma_{ij}^e} \quad (14)$$

$$\frac{\sigma_{11} \Delta \varepsilon_{11} + \varepsilon_{11} \Delta \sigma_{11}}{\sigma_{ij} \Delta \varepsilon_{ij} + \varepsilon_{ij} \Delta \sigma_{ij}} = \frac{2K_t^2 \frac{S_{nom} \Delta S_{nom}}{E}}{2K_t^2 \frac{S_{nom} \Delta S_{nom}}{E} + 2K_{t,hoop}^2 \frac{S_{nom} \Delta S_{nom}}{E}} \quad (15)$$

$$\frac{\sigma_{22} \Delta \varepsilon_{22} + \varepsilon_{22} \Delta \sigma_{22}}{\sigma_{ij} \Delta \varepsilon_{ij} + \varepsilon_{ij} \Delta \sigma_{ij}} = \frac{2K_{t,hoop}^2 \frac{S_{nom} \Delta S_{nom}}{E}}{2K_t^2 \frac{S_{nom} \Delta S_{nom}}{E} + 2K_{t,hoop}^2 \frac{S_{nom} \Delta S_{nom}}{E}} \quad (16)$$

3.2 피로균열 발생수명 예측 및 비교 결과

앞 절에서 수행한 국부응력 및 변형률 거동 근사 결과를 기반으로 2단계로서 피로균열 발생수명 예측을 수행하였다. 노치 시편은 평면 응력 조건이 아닌 한 작용하중이 단축이더라도 다축 응력 및 변형률 상태이기 때문에 다축 이론에 기반한 비례하중(Proportional loading)의 경우와 같이 해석될 수 있다. 본 연구에서는 앞 절에서 수행한 국부응력, 변형률 근사해를 기초로 최대 주변형률 파라미터, von Mises criterion과 같은 항복 조건에 의거한 von Mises 변형률 파라미터, 소성 변형률 에너지 밀도 파라미터, 임계 평면 결정 이론(critical plane approach)을 이용하여 피로균열 발생수명을 예측하였다.

최대 주변형률법은 피로수명 예측 파라미터로서 노치팁에 존재하는 변형률 성분 중 최대 주변형률 방향으로의 변형률 진폭 성분을 취하는 방법으로 아래 식 (17)로 표시할 수 있다.

$$\varepsilon_1 = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^\beta + \varepsilon_f' (2N_f)^\gamma \quad (17)$$

여기서, ε_1 은 최대 주변형률 진폭을 의미한다. 정적 하중의 항복 조건을 응용한 다축 피로에서의 von Mises criterion은 ASME code N47에서 다축 피로수명 예측에 이용하고 있는 방법으로서 식 (18)

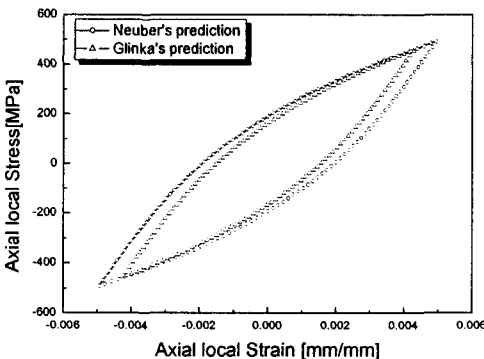


Fig. 7 Local axial stress-strain approximation by modified incremental Neuber's and Glinka's ESED rule (424MPa nominal stress amplitude)

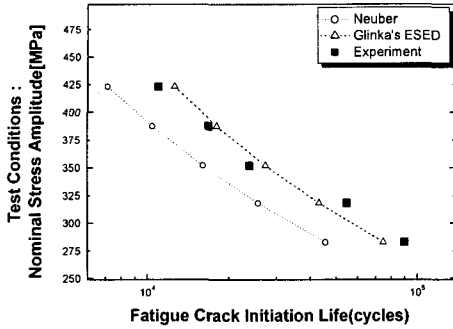


Fig. 8 Fatigue life prediction by maximum principal strain amplitude model

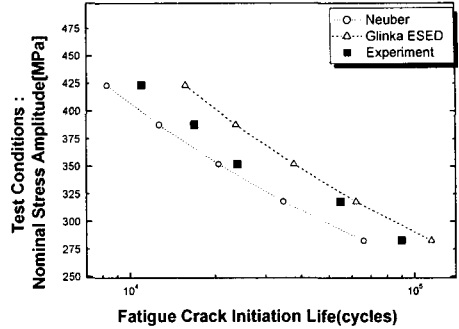


Fig. 9 Fatigue life prediction by equivalent von Mises strain model

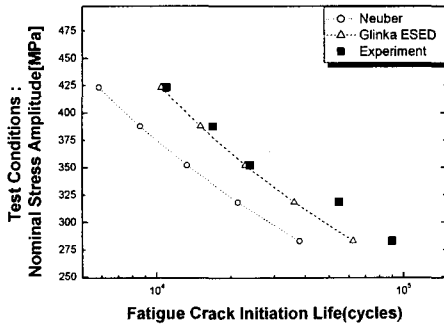


Fig. 10 Fatigue life prediction by Brown-Miller model

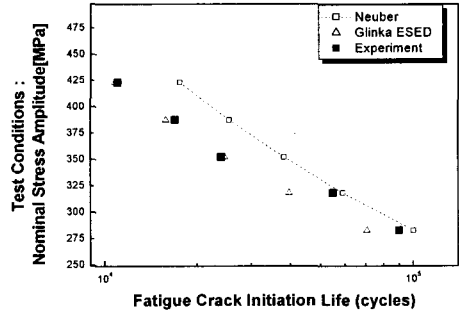


Fig. 11 Fatigue life prediction by plastic strain energy density model

과 같이 쓸 수 있다. 여기서, ϵ_{eq} 는 등가 von Mises 변형을 진폭을 나타낸다.

$$\epsilon_{eq} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2 + (\epsilon_3 - \epsilon_1)^2} \quad (18)$$

다축 피로 예측 기법 중 하나인 임계 평면 결정법(critical plane approach)는 피로균열의 거동, 메카니즘을 고려할 수 있다는 점에서 우수하다는 장점이 있다. 본 연구에서는 임계 평면 이론 중 Brown and Miller⁽¹⁰⁾의 파라미터로 수명 예측을 수행하였으며, 실험 상수인 k 값은 1로 결정하였다.⁽¹⁴⁻¹⁶⁾

$$\gamma_{max} + k\epsilon_{rm} = 1.65 \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b + 1.75\epsilon_f' (2N_f)^c \quad (19)$$

에너지법은 한 사이클 당 소비되는 변형을 에너지를 피로수명 예측 파라미터로서 사용하며, Garud⁽¹¹⁾의 단축 에너지꼴의 확장형인 텐서꼴로 정리한 파라미터를 사용하였다.

$$\Delta W_p = \int_{cycle} \sigma_y d\epsilon_{ij}^p = \kappa (2N_f)^\alpha \quad (20)$$

본 연구에서는 수정 증분 Neuber rule, 수정 증분 Glinka's ESED 방법을 이용하여 노치 선단에서의 반복 거동을 구하였으며, Figs. 8-11 에는 각 변형을 근사법과 다축 피로 모델을 사용하여 피로 수명 예측을 실시하고, 이를 실험 결과와 비교한 결과를 제시하였다. 각 그림의 세로축은 인가한 공칭 응력의 진폭을 나타내는 실험 조건이며, 가로축은 수명 예측과 실험을 통해 구한 수명값을 의미한다.

Neuber의 변형을 해는 Glinka의 변형을 해보다 언제나 큰 값을 산출하기 때문에 이를 기반으로 수명 예측을 실시했을 경우에 Figs. 8-11의 예측 결과에서도 알 수 있듯이 언제나 Neuber의 변형을 근사해를 기반으로 한 수명 예측이 Glinka의 변형을 근사해를 기반으로 한 수명 예측 결과보다 더 보수적인 결과를 산출한다. 또한, 두 변형을 근사

기법 사이의 차이는 본 연구에서 고려한 재료와 시편에 있어서 2배 정도의 수명 예측 결과 차이를 유발할 수도 있음을 알 수 있으며, 국부변형률법을 이용하여 수명 예측을 실시함에 있어서 국부 변형률 거동을 보다 정확하게 얻는 것이 매우 중요함을 알 수 있다.

등가 von Mises 변형률 모델과 소성 에너지 밀도 모델을 썼을 경우에 피로균열 발생수명 실험 결과는 두 가지 변형률 근사법을 이용한 피로수명 예측 결과의 영역 내에 존재하며, 최대 주변형률 진폭과 Brown-Miller 모델을 이용한 경우에는 Glinka's ESED rule로 변형률 근사해를 이용한 수명 예측 결과를 과대 예측한다.

4. 결론

(1) 수정 증분형 Neuber's rule과 수정 증분형 Glinka's ESED rule을 사용하여 거동을 구한 뒤 수명 예측을 수행했을 경우 수정 증분형 Neuber's rule을 사용했을 경우가 수정 증분형 Glinka's rule을 사용했을 경우보다 보다 더 작은 수명값을 예측하였다.

(2) 수정 증분 Neuber's rule과 수정 증분 Glinka's ESED rule을 근거로 수행한 피로균열 발생 수명 예측 결과는 2배 차이를 보이고 있다. 이는 수명 예측을 수행함에 있어서 국부변형률 예측의 정확도가 수명 예측에 큰 영향을 미칠 수 있음을 보여준다.

(3) 수정 증분 Neuber's rule과 수정 증분 Glinka's ESED rule로 구한 다축 성분의 응력 및 변형률 성분을 비탕으로 주변형률 진폭, 등가 von Mises 변형률, Brown-Miller, 소성 변형률 에너지 파라미터의 다축 피로 이론을 도입하여 피로균열 발생수명 예측을 하였으며, 이를 실험치와 비교하였다. 실험치는 등가 von Mises 변형률, 소성 변형률 에너지 파라미터를 사용할 경우 실험치의 두 경계 사이에 존재하며, 주변형률 파라미터, Brown-Miller 파라미터의 경우 수정 증분 Glinka's ESED rule로 변형률 근사한 결과에 더 근접하며, 높은 수명에서는 보수적 예측 결과를 산출하였다.

후 기

본 연구는 국가 지정 연구실 한국과학기술원 기계공학과 CARE Lab.의 지원하에 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Neuber, H., 1961, "Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 26, No.4, pp.544~550.
- (2) Molski, K. and Glinka, G., 1981, "A Method of Elastic-Plastic Stress and Strain Calculation at a Notch Root," *Material Science and Engineering*, Vol. 50, pp.93~100.
- (3) Dowling, N., Brose W. R. and W.K. Wilson, 1977, "Notched Member Fatigue Life Predictions by the Local Strain Approach," *Fatigue under Complex Loading Analyses and Experiments, Advances in Engineering*, Vol. 6, R.M. Wetzel(ed.), Society of Automotive Engineers, Warrendale, Pa., pp.55~84.
- (4) Hoffman, M. and Seeger, T., 1985, "A Generalized Method for Estimating Multiaxial Elastic-Plastic Notch Stresses and Strains, Part 1: Theory," *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 107, pp.250~254.
- (5) Moftakhar, A., Buczynski A. and Glinka, G., 1995, "Calculation Elasto-Plastic Strains and Stresses in Notches under Multiaxial Loading," *International Journal of Fracture*, Vol. 70, pp.357~373.
- (6) Singh, M.N.K., Glinka, G. and Dubey, R.N., 1996, "Elastic-Plastic Stress-Strain Calculation in Notched Bodies Subjected To Non-Proportional Loading," *International Journal of Fracture*, Vol.76, pp. 39~60.
- (7) Chu, C.C., 1995, "Incremental Multiaxial Neuber Correction for Fatigue Analysis," Paper No.950705, *Society of Automotive Engineers*, Warrendale, PA
- (8) Knop, M., Jones, R., Molent, L., Wang, C., 2000, "On the Glinka and Neuber Methods for Calculating notch tip strains under cyclic loading spectra," *International Journal of Fatigue*, Vol. 22, pp. 743~755.
- (9) Morrow, J., 1965, "Cyclic Plastic Strain Energy and Fatigue of Metals," in *Internal Friction, Damping and Cyclic Plasticity*, ASTM STP 378, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, pp.45~84.
- (10) Eandil, F.A., Brown, M.W. and Miller, K.J., 1982, Book280, *The Metals Society*, London, p.203.
- (11) Garud, Y.S., 1981, "A New Approach to the Evaluation of Fatigue Under Multiaxial Loadings," *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol.103, pp. 118~126.
- (12) Basquin, O.H., 1910, "The Exponential Law of Endurance Tests," *Proc. ASTM*, Vol.10, Part11, ASTM, West Conshohocken, PA, pp.625~630.
- (13) Tavernelli, J.F. and L.F.Coffin, Jr., 1962, "Experimental Support for Generalized Equation Predicting Low Cycle Fatigue," *Trans. ASME, J. Basic Eng.*, Vol.84, No.4, pp.533.
- (14) Fash, J.W., Socie, D.F. and McDowell, D.L., 1985, "Fatigue Life Estimates for a Simple Notched Component Under Biaxial Loading," *Multiaxial Fatigue, ASTM STP 853*, ASTM, Philadelphia, pp. 497~513.
- (15) Steven M. Tipton and Drew V. Nelson, 1997,

- “Advances in Multiaxial Fatigue Life Prediction for Components with Stress Concentrations,” *International Journal of Fatigue*, Vol. 19, No.6, pp. 503~515.
- (16) Socie, D., “Critical Plane Approaches for Multiaxial Fatigue Damage Assessment,” *Advances in Multiaxial Fatigue, ASTM STP 1191*, , ASTM , Philadelphia, 1993, pp.7~36.
- (17) Sang-Log Kwak, Joon-Seong Lee, Young-Jin Kim and Youn-Won Park, 2001, “Crack Initiation Life Analysis in Notched Pipe Under Cyclic Bending Loads,” *KSME Trans. A.* vol. 25, No. 10, pp.1528~1534.