

<論 文>

變動荷重下の 疲勞壽命豫測

—第1報：疲勞균열 發生까지의 壽命—

河 在 宣* · 宋 智 浩** · 李 時 中***

(1988년 2월 10일 接受)

Fatigue Life Predictions for Variable Load Histories

—Part I : Fatigue Crack Initiation Life—

Jae Sun Ha, Ji Ho Song and Sih Joong Lee

Key Words : Fatigue Life Prediction(피로수명예측), Variable Load(변동하중), Fatigue Crack Initiation Life(피로균열발생수명), Cumulative Damage(누적손상), Stress Interaction Effect(응력간섭효과), Modified ϵ - N Curve(수정 ϵ - N 곡선)

Abstract

Using the fatigue test results obtained in the SAE Fatigue Cumulative Damage Test Program, prediction methods of fatigue crack initiation life for notched members undergoing random loading histories were discussed in detail. Conventional fatigue life predictions based on so-called modified Miner's rule were found to be apt to give nonconservative estimate, due to lack of sufficient consideration for stress-interaction effect. A modified ϵ - N curve concept was proposed to account for the stress-interaction effect. The predicted fatigue life based on the modified ϵ - N curve concept was in good agreement with the experimental results of SAE Test Program. Specifically for the cases when fatigue data was not available at hand, was proposed a procedure to give conservative estimate of fatigue life.

1. 서 론

실제의 기계 및 구조물은 변동하중을 받고 있는 것이 일반적이어서, 이러한 기계, 구조물의 설계 및 健全性 평가에 있어서는 변동하중하의 피로수명에 대한 예측이 매우 중요하게 된다. 변동하중하의 재료의 피로수명에 관해서는 오래전부터 많은 연구가 이루어져^(1~7), 피로균열 발생수명에 관해서는 이른바 피로損傷累積개념(cumulative fatigue damage rule)이, 피로균열 진전수명에 관해서는 파괴

역학파라미터에 의한 평가방법이 널리 사용되어, 현재까지 유익한 결과도 많이 얻어져 경우에 따라 실제에 유용하게 이용되는 事例도 적지 않다. 그러나 일반적인 경우에 대해 實用上 간편하게 사용할 수 있는 피로수명예측법 또는 절차는 현재 확립되어 있지 않은 것이 實情이다.

저자들은 특히 피로연구 및 피로데이터의 축적이 현재도 미흡한 국내상황에서의 응용을 목적으로, 피로해석을 중심으로한 기계 및 구조물의 진전성평가 절차 개발에 관해 연구를 수행중이다. 본 연구는 변동하중하의 피로수명 예측법에 관하여 미국 자동차공학회(SAE) 피로손상분과의 광범위한 연구결과⁽⁸⁾를 이용하여, 巨視的인 피로균열 발생까지의 수명을 대상으로 검토한 것이다. 특히 現場에서

* 대한항공기술연구소

** 정회원, 한국과학기술원 기계공학과

*** 한국과학기술원 기계공학과

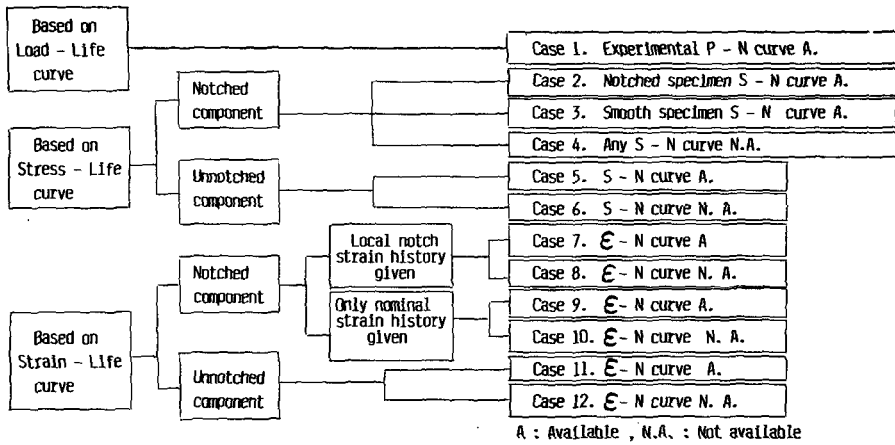


Fig. 1 Classification of cases for fatigue life predictions

많이 直面하는, 재료의 피로특성에 관한 데이터가 거의 없는 경우에 대해서도 검토하고 있다.

2. 疲勞균열發生壽命 評價方法 概要

巨視的인 피로균열발생까지의 수명을 평가하는 방법의 구체적인 내용은, 사용하는 기본 역학적인 자, 대상물체의 노치의 有無, 수명에측에 필요한 피로데이터의 保有 상태 등에 따라 달라지게 될 것이다. 기본적으로 생각할 수 있는 여러경우를 분류해 보면 대체로 Fig. 1과 같은 형태가 될 것이다.

기본 역학적인자로서는 하중, 응력, 변형률을 생각할 수 있으며, 노치의 有無, 기본적인 피로특성으로서의 S-N곡선 또는 ε-N곡선의 保有 如否 및 노치가 있는 경우의 노치 先端의 局部的인 변형률 履歷에 관한 情報의 유무등에 따라서 분류되어 그림과 같이 약 12가지의 경우를 생각할 수가 있을 것이다.

각 경우에 대한 수명에측법의 상세한 내용은 3章에서 설명하기로 하고, 사용하는 역학적 인자에 따른 예측법의 특징만을 간단히 指摘하면 다음과 같다.

하중-수명관계를 이용하는 방법(Case 1)은, 실제 대상물에 대한 피로강도 데이터를 이용하게 됨으로, 제작 가공에 의한 영향 및 局部 응력집중의 영향등을 別途로 고려할 필요가 없으며, 또한 응력 해석도 필요가 없어 편리하나, 實物實驗이 필요하므로 일반적으로 經濟的 측면에서 어려운 점이 많다.

응력-수명 관계를 이용하는 방법(Case 2~6)은

소성변형의 효과를 직접적으로는 고려하지 못함으로, 大體的으로 高周波(反復)數피로(high-cycle fatigue)에 적용하는 것이 일반적이다.

한편 변형률-수명관계를 이용하는 방법(Case 7~12)은, 변형률이 主支配 인자인 低周波數피로(low-cycle fatigue) 영역을 비롯하여 全 피로수명 영역에 걸쳐 사용할 수 있다는 장점과 함께, 노치가 있는 경우에도 기본 피로강도 데이터로서는 평활시험편에 대한 결과로 충분하다는 利點이 있다. 그러나, 일반적으로 局部위험부위의 변동하중하의 全 變形率履歷이 주어지는 경우는 거의 없으며, 負荷조건으로는 하중 또는 공칭응력으로 주어지는 경우가 많아, 對象部位에 대한 변동하중하의 비교적 복잡한 변형률해석을 하여야 한다는 부담과 함께, 이를 위해 가급적 정확한 되풀이 응력-변형률관계(cyclic stress-strain curve)도 얻어야 하는 문제가 있다.

Fig. 1의 12가지의 경우외에도, 피로수명영역에 따라 변형률-수명 관계와 응력-수명 관계를 나누어 이용하는 복합적인 방법등도 가능하나, 본 연구에서는 먼저 비교적 간단한, Fig. 1의 경우를 생각하기로 하고, 그 중 노치가 없는 경우는 노치가 있는 경우의 검토결과로부터 거의 평가가 가능하므로, 노치가 있는 경우에 대해서 균열발생 수명에측법을 검토하기로 하였다.

3. 疲勞壽命豫測 및 檢討

3.1 疲勞壽命豫測 檢討對象

본 연구에서는 피로수명에측법을 검토하기 위한

데이터로서 미국자동차공학회(SAE) 피로손상분과(cumulative fatigue damage division of the SAE fatigue design and evaluation committee)의 연구 결과⁽⁸⁾를 便宜上 이용하기로 하였다.

미국자동차공학회 분과에서 연구대상으로 한 재료는 합금강 2종류, Man-Ten과 RQC-100이며, 시험편은 반경이 4.76mm인 圓形 노치가 있는 CT형 시험편으로서, 시험편 採取방향은 TL이되고 있다. 변동하중履歷(history)으로서는 실제 자동차部材에 작용하는 付錄 Fig. A.1과 같은, 평균하중이 다른 3종류의 변동하중 波形을 생각하고 있으며, 실제 실험에는 Fig. A.1의 하중波形을 적당히 필터링(filtering)[최대피크(peak)值의 20%이하의 하중레인지(range)를 削除]한 적당한 시간길이의 하중履歷을 1블록(block)으로하여 되풀이 사용하고 있다. 실험에 사용하는 하중履歷에 대해 피크 및 레인지 頻度分布를 얻고 있으며, 레인-프로 波形법(rain-flow cycle counting)에 의한 레인지-민(range-mean) 二元分布도 얻어지고 있다. Fig. A.1 각 하중履歷 1블록의 크기는 1의 suspension load의 경우 1253사이클(cycle), 2의 transmission load의 경우 854사이클, 3의 bracket vibration의 경우 2968사이클이다.

재료의 기본적 특성으로서의 靜의기계적성질이 付錄의 Table A.1과 같이 주어지고 있으며, 되풀이 응력-변형률 관계

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

및 일정변형률진폭 피로시험결과가

$$\frac{\Delta \epsilon}{2} = \frac{\Delta \epsilon_e}{2} + \frac{\Delta \epsilon_p}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \epsilon'_f (2N_f)^c \quad (2)$$

의 형식으로 付錄의 Table A.2와 같이 얻어지고 있다.

노치시험편에 대한 일정진폭하중하의 피로시험결과 및 Fig. A.1의 변동하중에 의한 피로수명시험결과가 균열발생수명과 균열진전수명으로 나누어 주어지고 있다. 거기서 균열발생수명은 便宜上 2.54mm(0.1in)의 균열이 발생했을때의 수명으로 定義하고 있으며, 특히 일정진폭하중하의 피로균열발생수명과 하중폭과의 관계는 付錄의 Fig. A.2와 같이 주어지고 있다.

3.2 疲勞壽命豫測

3.1節의 SAE분과의 연구결과를 이용하여 노치

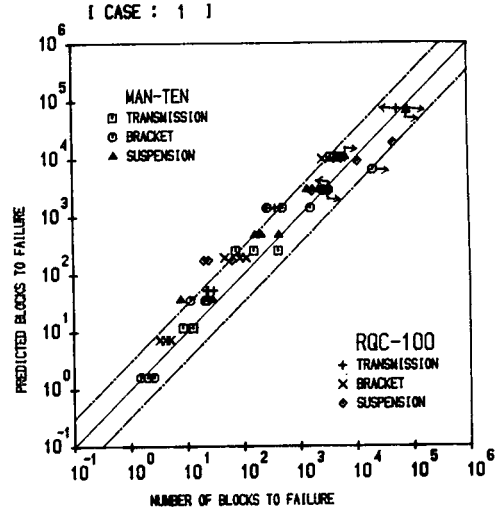


Fig. 2 Life predictions based on constant amplitude load-life data of SAE(Mean load effect neglected)

재의 변동하중하의 피로수명을 Fig. 1의 Case 1, 3, 4, 7, 8, 9, 10에 대하여 예측해 보기로하고, 먼저 모든 경우에 대해 疲勞損傷累積假說로서는 通常의으로 많이 사용하는, 이른바 一定應力振幅荷重下의 S-N곡선을 疲勞限度以下까지 延長하는 修正 Miner假說을 사용하기로 하였다. 각 경우의 수명 예측의 구체적인 내용은 다음과 같다.

Case 1: 실제 노치재에 대한 付錄 Fig.A.2의 하중-수명관계, 즉

$$\left. \begin{aligned} \Delta P &= 379 (2N_f)^{-0.223} : \text{Man-Ten} \\ \Delta P &= 472 (2N_f)^{-0.210} : \text{RQC-100} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

을 이용하여 수명을 예측한 경우로, 평균하중의 영향은, 付錄 Fig. A.2의 결과로부터 어느정도 알수 있듯이, 대상재료의 경우 그 영향이 현저하리라 예상되는 長壽命영역에서도 거의 나타나고 있지 않아, 일단은 무시하기로 하였다. 수명예측결과와 실제실험결과를 비교한 것이 Fig. 2이다. 그림중의 일점쇄선은 오차계수(以下 S로 나타내기로함) 3 및 1/3을 나타내는 선으로서, 본 연구에서도 便宜上, 본 SAE의 결과를 이용한 相關연구⁽⁹⁻¹⁰⁾에서와 같이, 오차계수 3 및 1/3을 일단, 一致如否의 하나의 기준으로 생각하기로 하였다.

여기서 오차계수 3 및 1/3이라고 하는 것은 factor of three scatterband를 일컫는 것으로, 오차계수 S=3 및 1/3은 각각 예측수명이 실제수명의 3배 및 1/3이 된다는 것을 의미한다.

수명예측결과는 대부분 오차계수 $1/3 \leq S \leq 3$ 의 영역속에 들어가 비교적 좋은 예측이 되고있다고도 할수 있으나, RQC-100材의 중간수명영역의 결과가 오차계수 3이상 이 되고 있는 등 全體적으로는 若干危險側(nonconservative)의 예측이 되는 경향이 있다. 이러한 경향은, 引張평균하중이 작용하는 transmission하중인 경우보다 壓縮평균하중이 작용하는 suspension하중인 경우가 현저하여, 평균하중의 영향을 무시한 것과는 거의 관계가 없다하여 좋을 것이다.

Case 3: 평활시험편에 대한 S-N곡선이 주어진 경우로, S-N곡선의 식

$$\sigma_a = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (4)$$

의, σ'_f 와 b 의 값으로 각 재료에 대한 實際實驗값 부록 Table A. 2의 값을 사용하는 경우이다.

$$\left. \begin{array}{l} \text{Man-Ten의 경우, } \sigma_a = 915(2N_f)^{-0.095} \\ \text{RQC-100의 경우, } \sigma_a = 1150(2N_f)^{-0.075} \end{array} \right\} (5)$$

이 S-N곡선을 기초로 대상노치에 대한 노치 S-N곡선을 추정하고, 평균응력의 효과등을 고려하여 주어진 하중履歷에 對應하는 公稱응력履歷에 대해 수명을 예측하게 된다.

○노치 S-N곡선의 추정방법

노치 S-N곡선을 추정하는 방법으로는 노치계수 K_f 를 이용하는 경우가 많으며, 그중 비교적 간단한 방법으로는 Fig. 3과 같은 방법들을 생각할 수가 있다. 그림중의 Method I은 평활시험편의 疲勞限度 σ_w , 엄밀하게는 限界되풀이數(Grenzzahl), S-N곡선이 水平이 되기 시작하는 되풀이數를 말하며, 鐵鋼재료의 경우 $N_f = 5 \times 10^5 \sim 10^7$ 사이의 값으로, 본 연구에서는 安全側의 평가로 $2N_f = 10^6$ 을 사용)에 대응하는 時間強度의 $1/K_f$ 이 되는, 노치재의 疲勞限度 σ_w/K_f 의 點 K와, 평활시험편의 破斷壽命 $2N_f = 1$ 에 대응하는 σ'_f 點을 잇는 방법으

로, 이 방법은 노치의 弱化효과가 全피로수명영역에서 존재한다고 假定하는 것으로, 특히 脆性이 강한 재료에 적합하다고 할 수가 있다.

Method II는 위의 노치재의 疲勞限度 點 K와, 노치의 피로수명에 미치는 弱化효과가 거의 없어지는 低되풀이數 피로와 高되풀이數 피로의 境界附近의 點 N을 이어 延長되는 그림중의 直線 \overline{KNF} 를 노치 S-N곡선으로 하는 방법으로, 특히 強度 및 延性이 비교적 높은 合金鋼의 경우 低되풀이數 피로영역에서 나타는 노치의 피로수명 強化效果⁽¹²⁾를 고려하기 위한 방법이다.

以上 Method I, II는 본 연구에서 검토대상으로 하고 있는 SAE의 연구 결과에 대해 피로수명 분석을 한 Nelson과 Fuchs⁽¹¹⁾가 사용하고 있으며, 그 경우 點 N의 피로수명으로서 $2N_f = 10^3$ 을 채용하고 있다.

Method II에 있어서의 點 N에 대해서는, 일반적으로 高되풀이數 피로영역에서 低되풀이數 피로영역으로 移行하는 $N_f = 10^3 \sim 10^4$ 사이의 點으로 생각되나, 본 연구에서는 Wellinger등의 각종 노치재의 S-N곡선에 관한 연구결과⁽¹²⁾ 및 앞의 Nelson과 Fuchs의 결과⁽¹¹⁾, 그리고 위의 $N_f = 10^3 \sim 10^4$ 에 비해서는 安全側의 평가라는 점에서 $2N_f = 10^3$ 이 되는 점을 채용하기로 하였다.

본 연구에서는 Method I과 II의, 中間의인 특성을 가진, 그림에 보이는 바와 같은 Method III에 의한 방법에 관해서도 검토해 보기로 하였다. Method III은 Method II에서 低되풀이數 피로영역에서의 노치의 피로수명에 대한 強化효과를 무시하는 것으로, 두개의 직선 \overline{KN} 와 $\overline{N\sigma'_f}$ 으로 노치재의 S-N곡선을 구성하는 방법이다.

이 Method III는, 一般構造用 鐵鋼재료의 노치재의 피로강도가, 低되풀이數 피로영역에서 평활시험편의 피로강도보다 多少나마 강해지는 傾向을 Method I으로는 평가하지 못하는 결점을 보완함과 동시에, Method II로는 자칫 노치의 피로수명 強化효과를 過大평가하여 위험측의 예측이 될 가능성도 있다는 문제점도 피할 수 있는 利點이 있다.

○노치계수 K_f 의 평가

위에서 서술한 방법에 의해 노치 S-N곡선을 추정할 경우에 필요한 노치계수 K_f 에 관해서는 현재 까지 많은 경험식이 제안되고 있으나⁽¹³⁾, 실제 실험결과와 비교적 잘 맞는다는 보고⁽¹⁴⁾가 있으며, 또한 재료의 인장강도로 부터 쉽게 평가할 수 있는

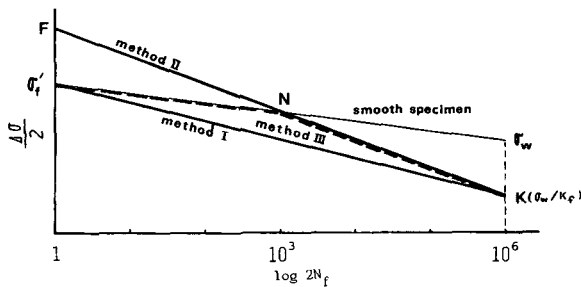


Fig. 3 Estimation of notched S-N curve

Peterson의 식⁽¹⁵⁾을 여기서는 이용하기로 하였다. 즉

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \frac{a}{r}} \quad (6)$$

여기서 K_t 는 탄성응력집중계수, r 은 노치반경, a 는 재료의 인장강도 σ_B 와 관계가 있는 재료定數로서, 그 관계는 元來는 表형식⁽¹⁵⁾으로 주어지고 있다. 그것을 사용하기 편하도록 近似式을 만들면 다음과 같이 된다.

$$a = 8730\sigma_B^{-1.68} \quad (7)$$

여기서 a 및 σ_B 의 단위는 각각 mm 및 MPa이다.

대상으로 하고 있는 시험편의 노치반경은 $r = 4.76\text{mm}$, 탄성응력집중계수 K_t 는 Dowling 등⁽⁹⁾의 유한요소계산에 의하면 $K_t = 3.02$ 이다. 이 결과와 부록 Table A.1의 σ_B 값을 사용하여, K_f 를 계산하면

$$\left. \begin{array}{l} \text{Man-Ten의 경우, } K = 2.94 \\ \text{RQC-100의 경우, } K = 2.98 \end{array} \right\} \quad (8)$$

이 되어, 이 경우 K_f 는 두재료 모두 거의 K_t 에 가까운 값이 되고 있다.

○ 평균응력효과와 평가

노치재에 있어서의 평균응력의 효과, 예컨대 耐久線圖(Range-Mean diagram)의 형태등은, 평활 시험편의 경우와는 달리, 재료에 따라 그 大體的인 형태도 다른 것이 일반적이다⁽¹⁶⁾. 다만, 鋼재료의 노치재의 내구선도는 평활시험편의 경우와 全體의 경향이 거의 비슷한 것이 보통이어서⁽¹⁶⁾, 여기서는 평활시험편에 대한 평균응력효과 평가방법으로 널리 사용되는 다음과 같은 여러방법을 이용해 보기로 하였다.

- (1) 평균응력의 효과를 무시하는 경우
- (2) 수정 Goodman線(Modified Goodman's line)
- (3) Gerber의 포물선(Gerber's parabola)
- (4) Soderberg선(Soderberg's line)
- (5) $\sigma_a - \sigma_T$ 선도(一名 Morrow선도라고도 함)

여기서 (5)의 σ_T 는 眞破斷응력(σ_f)을 意味한다. Table A.3은 이들 방법을 사용했을 때의 수명예측 결과이다. 노치재 S-N곡선의 추정방법에 따라 약간 다른 경우도 있기는 하나, 全體적으로 보아, (5)의 $\sigma_a - \sigma_T$ 선도를 이용하는 경우가 실제 실험결과와 잘 一致하는 경향이 있으므로 以下에서는 평

균응력효과 평가방법으로 $\sigma_a - \sigma_T$ 선도를 주로 사용하기로 하였다. 다만 壓縮평균응력이 지배적인 suspension load의 경우에는, 압축평균응력의 피로 수명증가효과를 고려하지 않는 (1)의 평균응력효과를 무시하는 방법이 실제 실험결과에 가까우므로, 이를 이용하기로 하였다.

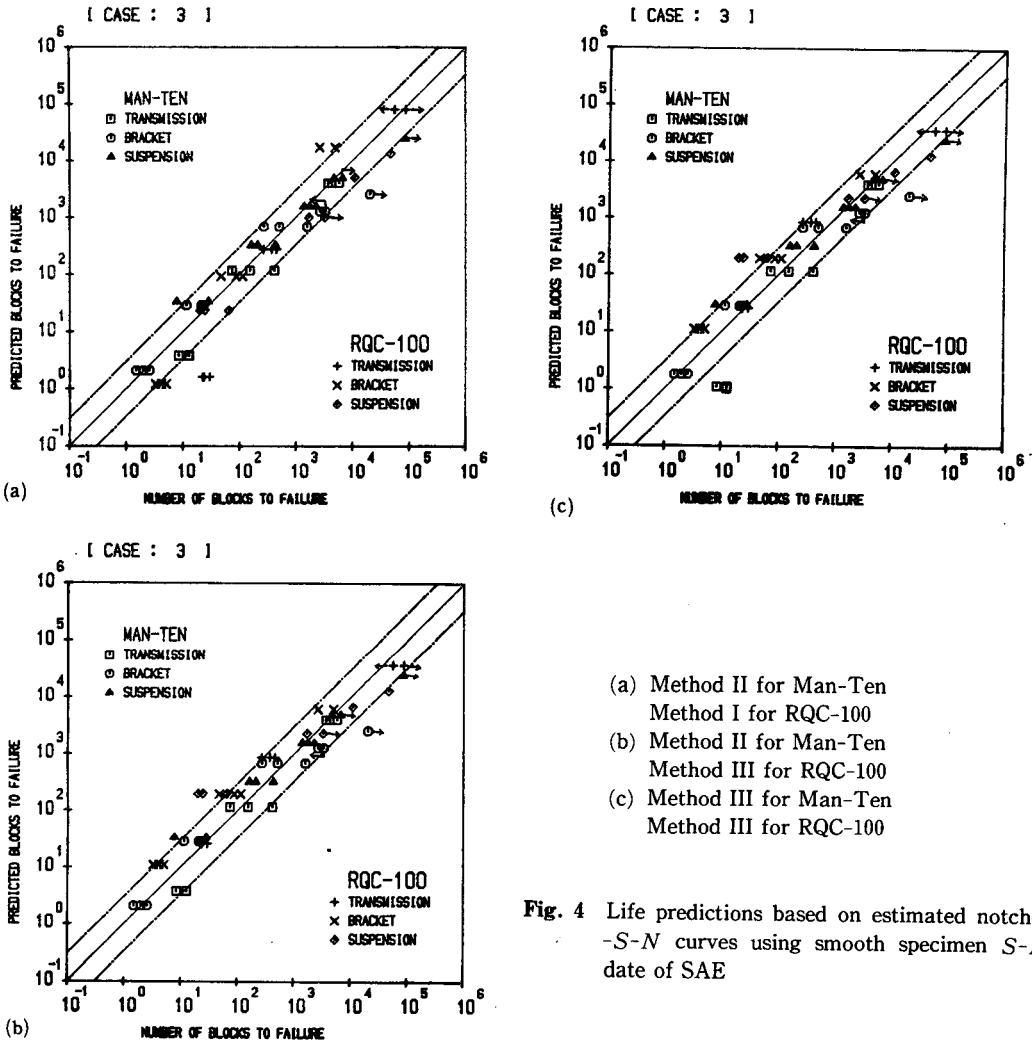
以上과 같은 평균응력효과 평가법을 사용하여, 부록 Table A. 3에서 비교적 실제 실험결과와 잘 一致하는 경우를 線圖化한 것이 Fig. 4이다. 실제 S-N곡선이 주어지는 본 Case 3의 경우, Man-Ten과 같이 延性이 높은 재료인 경우에는 노치 S-N곡선 추정법으로 노치의 피로수명 強化효과를 고려하는 Method II가 가장 좋으며, 비교적 延性이 낮은 RQC-100인 경우에는 全수명영역에서 노치의 피로수명 弱화효과를 가정하는 Method I과 비교적 高되풀이數 피로영역에서만 弱화효과를 고려하는 Method III가 거의 비슷한 정도로 실제 실험결과와 일치하고 있다.

더욱 상세하게 보면 RQC-100의 경우 Method I에서는 負荷하중이 높은 경우에 過大安全평가, 하중이 낮은 경우에 약간 危險側의 평가가 되고 있는 반면, Method III에서는 中間하중 수준에서 危險側의 평가가 되고 있다.

Case 4: 평활시험편에 대한 S-N곡선마저 없는 경우로, S-N곡선을 재료의 기계적 성질로부터 적당히 추정한 후, 앞의 Case 3과 동일한 방법으로 수명을 예측하게 된다. S-N곡선을 추정하는 방법으로는 通常적으로 많이 사용되는 ϵ -N곡선 추정 방법중의 탄성변형률성분에 관한 것을 그대로 사용할 수가 있을 것이다. 따라서 Manson의 4點相關法(four-point-correlation method)⁽¹⁷⁾ 또는 共通傾斜法(method of universal slopes)⁽¹⁷⁾등도 이용할 수가 있으나, 豫備檢討결과, 實際 S-N곡선과도 비교적 잘 맞으며, 또한 재료의 인장강도 σ_B 만으로 결정할 수 있는 利點이 있는 Mitchell의 방법⁽¹⁸⁾을 여기서는 사용하여 보기로 하였다. 즉, S-N곡선을 식 (4)와 같이 표시할 경우, Brinell경도 500 以下の 일반적인 鋼재료에 대해 σ'_f 및 b 를 다음과 같이 추정하여 사용하는 방법이다.

$$\left. \begin{array}{l} \sigma'_f \cong \sigma_f \cong \sigma_B + 345 \text{ (MPa)} \\ b = -\frac{1}{6} \log \left(\frac{2\sigma_f}{\sigma_B} \right) \end{array} \right\} \quad (9)$$

부록 Table A.1의 인장강도 σ_B 값을 사용하여 평활시험편의 S-N곡선을 추정하면 다음과 같이 된



(a) Method II for Man-Ten
Method I for RQC-100
(b) Method II for Man-Ten
Method III for RQC-100
(c) Method III for Man-Ten
Method III for RQC-100

Fig. 4 Life predictions based on estimated notched -S-N curves using smooth specimen S-N date of SAE

다.

$$\left. \begin{aligned} \text{Man-Ten의 경우 } \sigma_a &= 902(2N_f)^{-0.085} \\ \text{RQC-100의 경우 } \sigma_a &= 1197(2N_f)^{-0.075} \end{aligned} \right\} (10)$$

이 추정된 S-N곡선을 기초로 하여, Case 3의 경우와 같이 노치 S-N곡선을 추정하고, 평균응력의 효과를 고려하여, 변동하중하의 수명을 예측한 상세한 결과는 紙面관계상, 생략하기로 하나, 식 (10)의 추정된 평활시험편의 S-N곡선이 실제 시험에 의한 S-N곡선, 식 (5)와 거의 일치하고 있어, 全體的인 수명예측 결과의 樣相은 Fig. 4의 Case 3의 경우와 거의 같다.

Case 7 : 노치部의 변형률履歷(local strain history)이 주어지고, 평활시험편에 대한 $\epsilon-N$ 곡선

식, 식 (2) 中の σ'_f , ϵ'_f , b 및 c 값이 부록 Table A.2와 같이 실제 실험결과로서 얻어져 있는 경우이다. 즉,

$$\begin{aligned} \text{Man-Ten의 경우, } \frac{\Delta\epsilon}{2} &= \frac{915}{E}(2N_f)^{-0.095} \\ &\quad + 0.26(2N_f)^{-0.47} \\ \text{RQC-100의 경우, } \frac{\Delta\epsilon}{2} &= \frac{1160}{E}(2N_f)^{-0.075} \\ &\quad + 1.06(2N_f)^{-0.75} \end{aligned}$$

(11)

본 연구에서 대상으로 하고 있는 SAE 분과의 연구결과에는, 변동하중하의 노치부의 변형률이력을 실제로 구하여 데이터로서 제시하고 있지는 않

다. 다만 Landgraf 등의 관련연구⁽¹⁰⁾에서, 對象이 되고있는 시험편에 대한 되풀이荷重 P 와 노치선단 변형률 ϵ 과의 관계가 다음과 같이 얻어지고 있다.

$$\epsilon = \frac{P}{C_1} + \left(\frac{P}{C_2}\right)^{\frac{1}{d}} \quad (12)$$

Men-Ten의 경우 : $C_1=6272\text{KN}, C_2=296.7\text{KN}, d=0.39$
 RQC-100의 경우 : $C_1=6272\text{KN}, C_2=291.3\text{KN}, d=0.31$

따라서 여기서는 식 (12)를 이용하여 주어진 변동하중履歷(付錄 Fig. A. 1)에 대해 노치선단의 변형률履歷을 구하기로 하고, 또한 얻어진 변형률履歷에 대해 식 (1)의 되풀이응력-변형률관계(식중의 E, K', n' 의 값은 付錄 Table A.2)를 사용하여 노치선단의 응력履歷도 구하여, 이 얻어진 변형률 및 응력履歷에 대해 레인-프로 法으로 波形세울하여 얻어지는 데이터를 대상으로 수명을 예측하기로 하였다.

수명예측에 사용되는 $\epsilon-N$ 곡선으로서는 평균응력의 영향을 고려할 수 있도록 식 (2)를 수정한 다음식을 채용하였다.

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} = \frac{(\sigma'_f - \sigma_m)}{E} (2N_f)^b + \epsilon'_f (2N_f)^c \quad (13)$$

여기서 σ_m 은 응력사이클의 평균응력성분이다.

以上과 같이 하여 변동하중하의 수명을 예측한 결과가 Fig. 5이다. 다만 이 경우에는 壓縮평균응력이 지배적인 suspension 하중의 경우에도 평균응

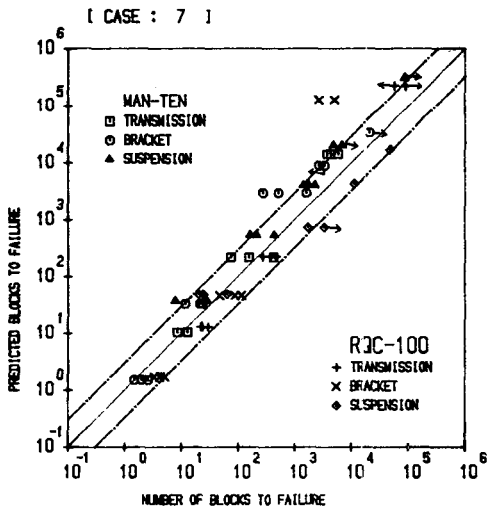


Fig. 5 Life predictions based on local strain histories using $\epsilon-N$ data of SAE

력의 효과를 무시하지 않고 그대로 고려하고 있다.

그림에서 알 수 있는 바와같이, 수명이 10^3 block 미만이 되는 영역에서 예측결과와 실험결과와 매우 잘 일치하나 그 이상의 수명영역에서는 大體로 危險側이 豫想이 되고 있다.

Case 8 : 앞 Case 7의 경우에서 $\epsilon-N$ 곡선이 얻어져 있지 않은 경우이다. 따라서 식 (2) 또는 식 (13) 중의 $\sigma'_f, b, \epsilon'_f, c$ 를 적당히 추정하여 사용하게 된다.

먼저 彈性변형률성분에 관계되는 σ'_f 및 b 에 관해서는 이미 Case 4에서 지적한 바와 같이 Mitchell의 방법⁽¹⁸⁾이 좋으므로 그 방법을 이용한 식 (9), (10)을 사용하기로 하였다.

한편 塑性변형률성분에 관계되는 ϵ'_f, c 에 관해서는, Manson이 共通傾斜法에서

$$\left. \begin{aligned} \epsilon'_f &= \epsilon_f = 1n \frac{1}{1-\psi}, \quad \psi : \text{reduction of area} \\ c &= -0.6 \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

를 제안하고 있다. ϵ'_f 에 대해서는 大體로 引張試驗에서 얻어지는 破斷延性 ϵ_f 와 거의 같다고 보는 경향이 많으나, 著者の 한사람의 연구결과⁽⁶⁾에 의하면, 비교적 많은 재료에 대해, 0.3mm정도의 균열발생수명에 대해서는 $\epsilon'_f \approx 0.6\epsilon_f$, 破斷수명에 대해서는 $\epsilon'_f = 0.8\epsilon_f$ 정도가 되고 있다.

한편 c 에 관해서는 Coffin⁽¹⁹⁾이 -0.5 를, Morrow가 c 및 b 에 대해 되풀이 응력-변형률 관계식 (1)에서의 加工硬化指數 n' 를 이용한

$$c = -\frac{1}{1+5n'}, \quad b = -\frac{n'}{1+5n'} \quad (15)$$

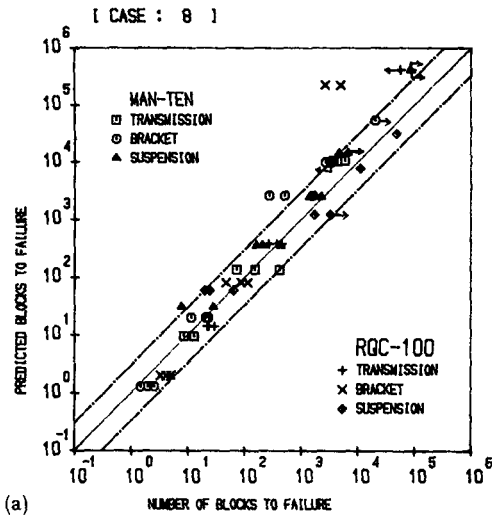
등을 제안하고 있다⁽²⁰⁾.

위의 여러가지 ϵ'_f 및 c 값을 사용하여 식 (13)에 의해 변동하중하의 수명을 예측, 검토한 결과, ϵ'_f 로서 $\epsilon'_f = \epsilon_f$ 로 하는 경우에는 c 값에 거의 관계없이 대부분 危險側의 예상이 되는 경향이 있었으므로, 여기서는 위에서 言及한 著者の 한사람의 연구결과를 참고로 하여 ϵ'_f 로서는

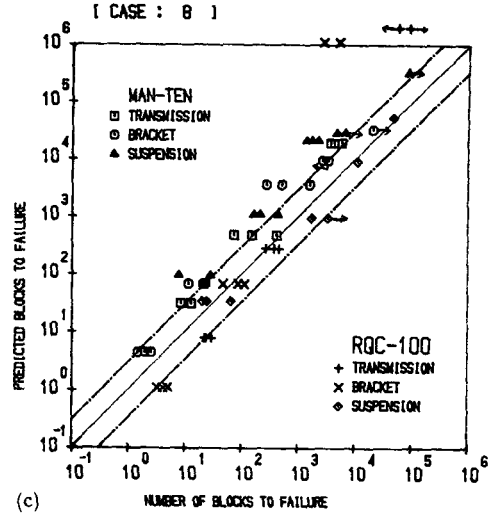
$$\epsilon'_f = 0.6\epsilon_f \quad (16)$$

를 사용하기로 하였다.

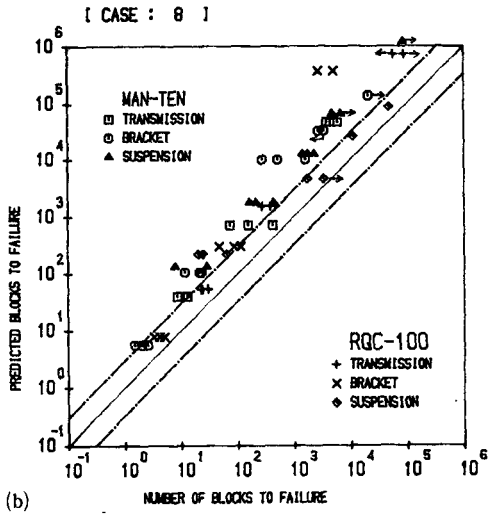
Fig. 6은 $\epsilon'_f = 0.6\epsilon_f$ 로 하고 위의 여러가지 c 값에 대해 수명을 예측한 결과로, (a)는 Manson의 共通傾斜 $c = -0.6$ 을 (b)는 Coffin의 -0.5 를, (c)는 Morrow의 식 (15)를 사용한 경우이다. Manson의 共通傾斜 $c = -0.6$ 을 사용하는 경우가



(a)



(c)



(b)

- (a) $c = -0.6$ (Manson's universal slope)
 $\epsilon_f' = 0.6\epsilon_f$
- (b) $c = -0.5$ (Coffin's)
 $\epsilon_f' = 0.6\epsilon_f$
- (c) $c = -\frac{1}{1+5n'}$,
 $b = -\frac{n'}{1+5n'}$ (Morrow's eq.)
 $\epsilon_f' = 0.6\epsilon_f$

Fig. 6 Life predictions based on local strain histories using approximated $\epsilon-N$ curves

比較적 좋으며, $c = -0.5$ 의 경우는 전체적으로 수명을 過大評價하여 危險側의 豫想이 되고있으며, Morrow의 식을 이용하는 경우는 위 두 경우의 中間的인 結果를 주고 있다. 다만 $c = -0.6$ 의 경우에도 Fig. 5의 Case 7의 경우와 같이, 전체 하중수준이 낮아 수명이 긴 영역에서는 危險側이 예상되고 있다.

Case 9: Case 7에서 노치部의 변형률履歷이 주어지지 않고, 荷重 또는 公稱應力 履歷만 주어지는 경우이다. 본 연구에서는 주어진 하중履歷에 대해, 현재 比較적 많이 利用되는 다음의 식 (17)의 Neuber의 식⁽²¹⁾을 사용하여 노치部의 실제 변형률 및 應力履歷을 豫想한후, 이에 대해 실험적으로 얻

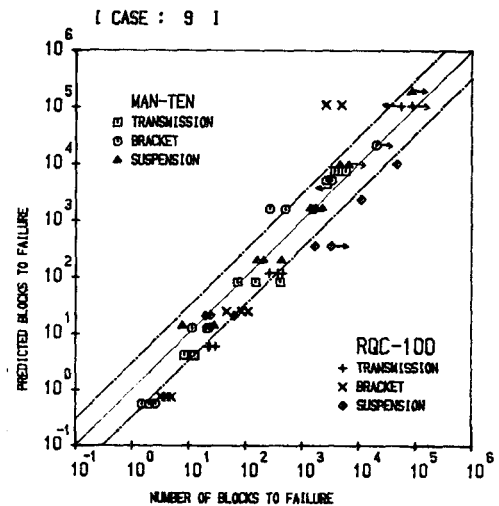


Fig. 7 Life predictions based on Neuber notch analysis using $\epsilon-N$ data of SAE

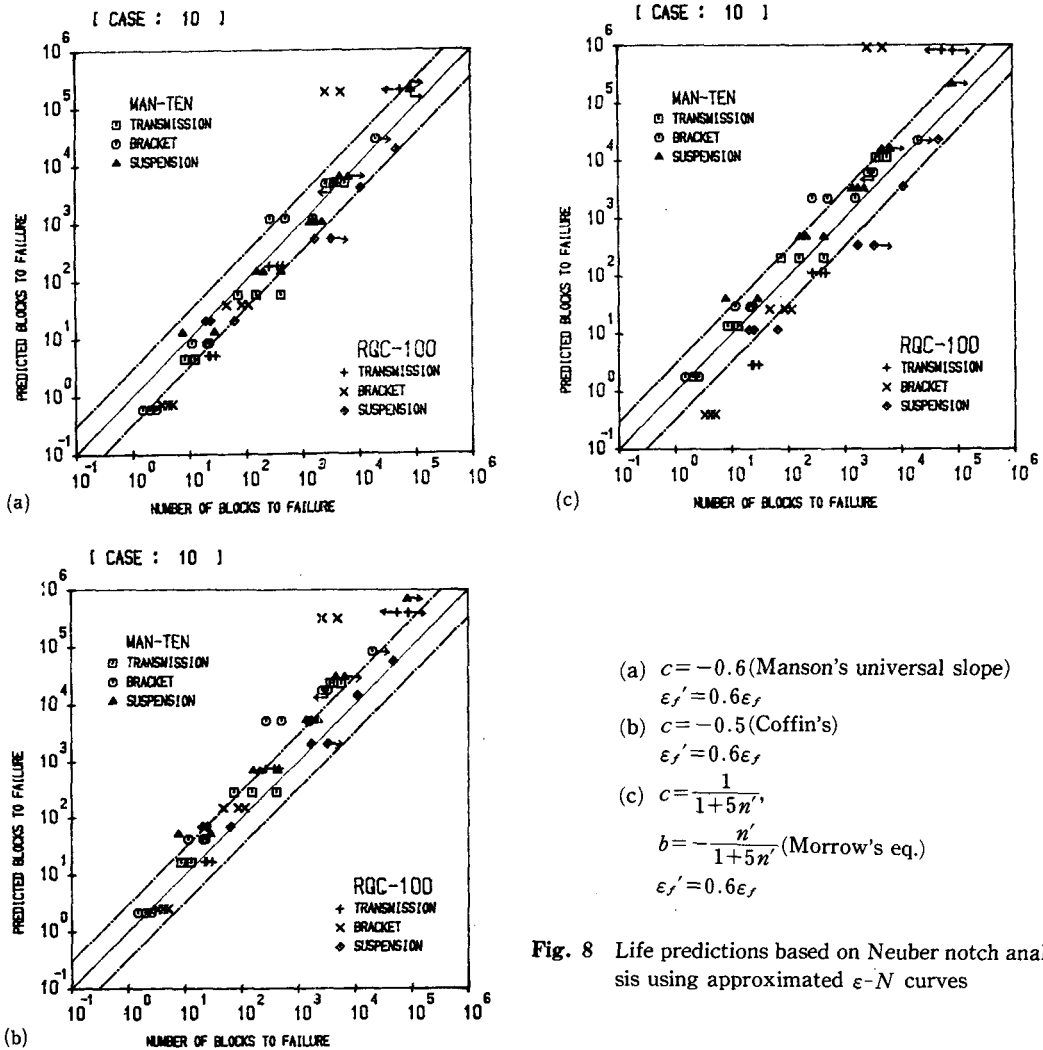


Fig. 8 Life predictions based on Neuber notch analysis using approximated $\epsilon-N$ curves

어진 $\epsilon-N$ 곡선 [식 (11)]을 이용, 최종적으로는 식 (13)에 의해 변동하중하의 수명을 예측하였다. 즉

$$K_\sigma \cdot K_\epsilon = K_t^2 \quad (17)$$

여기서 K_σ 및 K_ϵ 는 응력집중계수 및 변형률집중계수로서, 노치 선단의 실제응력幅 및 변형률幅을 각각 $\Delta\sigma$, $\Delta\epsilon$, 公稱응력幅 및 변형률幅을 각각 ΔS , Δe 라 할 때

$$K_\sigma = \frac{\Delta\sigma}{\Delta S}, K_\epsilon = \frac{\Delta\epsilon}{\Delta e}, \Delta S = E\Delta e \quad (18)$$

와 같이 定義되는 量이며, K_t 는 彈性응력집중계수이다. 따라서 식 (17)은

$$\Delta\sigma \cdot \Delta\epsilon = \frac{(K_t \Delta S)^2}{E} \quad (19)$$

와 같이 나타내어 진다.

식 (19)에 의한 $\Delta\sigma \cdot \Delta\epsilon$ 평가는 특히 高되풀이 數疲勞에 있어서 過大 安全評價가 되는 경우가 있어, 식 (19)중의 K_t 대신에 노치계수 K_f 를 사용하는 경우도 있으나, 본 연구의 경우에는 앞의 식 (8)로 부터 알 수 있듯이, 豫想되는 K_f 가 K_t 와 거의 差異가 없으며 또한 安全側의 평가라는 점에서 식 (19)를 그대로 사용하였다. 以上과 같이 하여 변동하중하의 수명을 예측한 결과가 Fig. 7이다.

실제 노치部의 변형률履歷이 주어졌다고 생각할 수 있는 Fig. 5의 Case 7의 경우와 거의 같은 경향으로, 10^3 block 未滿의 수명영역에서 예측결과는

실제 실험결과와 비교적 잘 일치하나, 그 이상의 수명영역에서는 경우에 따라 危險側의 豫想이 되고 있다. 다만 全體적으로는 Case 7의 경우에 비해서 若干 安全側의 結果가 되고 있다.

Case 10 : Case 9에서 $\epsilon-N$ 곡선에 대한 실험적 결과가 없는 경우로, 앞의 Case 8의 경우와 같이 $\epsilon-N$ 곡선을 적당히 推定하여 수명을 예측하게 된다. Case 8에서와 똑 같은 방법으로 $\epsilon-N$ 곡선을 추정하여 변동하중하의 수명을 예측한 결과가 Fig. 8이다.

실제 노치部의 변형률履歷이 주어졌다고 생각할 수 있는 Fig. 6의 Case 8과 거의 같은 경향으로, c 로서 Manson의 共通傾斜 -0.6 을 사용하는 경우가 실제 실험결과와 비교적 잘 맞으며, $c=-0.5$ 인 경우 全體적으로는 危險側의 豫想이 될 가능성이 크며, Morrow의 식을 이용하는 경우는 위 두 경우의 中間으로 비교적 흠어짐이 큰 결과가 되고 있다.

다만 全體적으로는 Case 10의 경우가 Case 8의 경우에 비해 安全側의 豫測이 되어, 이러한 경향은 $\epsilon-N$ 곡선이 실제로 존재하는 앞의 Case 9의 Case 7에 대한 경향과 같으나, 본 경우에도 하중수준이 낮은, 수명이 10^7 block 以上이 되는 영역에서는 危險側의 豫想이 되는 경우가 여전히 존재한다.

특히, 수명이 긴 영역에서 危險側의 豫상이 되는 경향은 $\epsilon-N$ 곡선을 이용하는 Case 7~10의 공통된 현상으로서, 이것은 通常의인 $\epsilon-N$ 곡선방법으로는 高되풀이數 피로영역에서 나타나는 변동하중하의 응력간섭효과(stress interaction effect)^(2,3)를 근본적으로 평가할 수 없기 때문이다.

3.3 檢討

Fig. 9는 앞 3.2節에서 얻어진 수명예측결과와 실제수명과의 一致程度를 오차계수 S 의 범위에 따라 나타낸 것으로, 여기서 Case 4-a와 4-b는 노치 $S-N$ 곡선 추정방법으로 Case 3-a와 3-b와 같은 방법을 사용한 경우이다.

예측수명이 실제수명과 비교적 잘 一致하고 있다고 생각할 수 있는, 오차계수가 $\frac{1}{3} \leq S \leq 3$ 이 되는 결과의 百分率(\square 와 \boxtimes 의 부분의 和)에 주목하면, Case 9의 경우가 60% 以下가 되는 것을 除外하고는 모든 경우, 70~80%의 비슷한 범위로, 大體의인 수명예상은 되고 있다고도 할 수가 있을 것이다. 특히, Case 4-a와 4-b, Case 8-a, Case 10-a

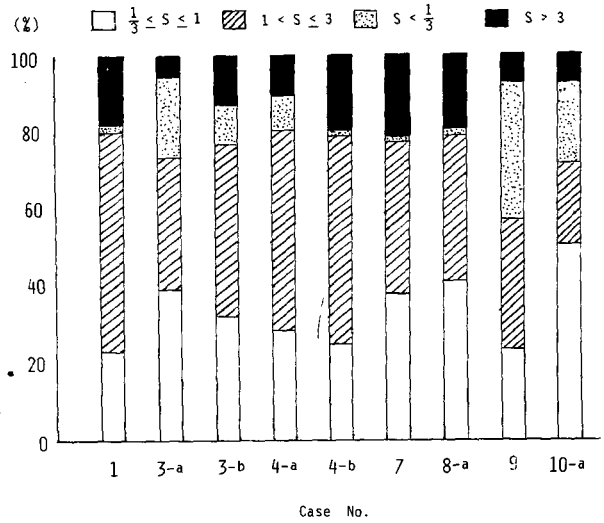


Fig. 9 Comparison between life prediction methods

와 같이 $S-N$ 곡선 혹은 $\epsilon-N$ 곡선을 재료의 기계적 성질등으로 부터 추측하여 사용하는 경우에도, 실제 $S-N$ 곡선 또는 $\epsilon-N$ 곡선을 이용하는 Case 3-a와 3-b, Case 7, 9에 비해 결코 나쁜 예측은 되고 있지 않아, 이는 매우 흥미로운 사실이다.

한편 過大危險側이 되는 오차계수 $S > 3$ 이 되는 \blacksquare 부분을 보면, 실험으로 얻어진 $S-N$ 곡선을 이용하여, 노치 $S-N$ 곡선을 Man-Ten에 대해서는 Method II, RQC-100에 대해서는 Method I에 의해 推測하여 수명을 예상하는 Case 3-a의 경우와, Neuber식에 의하여 변형률履歷을 推測하여 $\epsilon-N$ 곡선에 의해 수명을 예측하는 Case 9와 Case 10-a의 경우가 가장 작아, 過大危險側豫想을 極少化한다는 측면에서는 이들 경우가 비교적 좋다고 할 수가 있을 것이다.

또 다른 한편, 수명예측은 可及의 安全側예상, 즉, 오차계수가 $S \leq 1$ 이 되도록 하는 것이 바람직하다는 見地에서는, \square 와 \boxtimes 부분이 가장 많은 Case 10-a의 경우가 가장 좋을 것이며, 다음에 Case 9 그리고 Case 3-a의 순서가 될 것이다.

以上과 같은 세가지 기준에서 보면, Case 10-a가 相對적으로 좋은 예측이 되고 있다고 할 수가 있을 것이나, 그 상세한 예측내용을 Fig. 8에서 보면, 3.2節에서도 若干 言及한 바와 같이, 하중수준이 낮은, 수명이 긴 영역에서 극히 危險側의 豫상이 되는 경우가 있어, Case 10-a의 방법을 그대로 수명예측방법으로 사용하기에는 문제가 있다.

한편, 가장 信賴性 높은 수명예측이 되리라 기대되는, 實際 노치재에 대해 얻어진 하중-수명 관계를 이용하는 Case 1의 경우가 Fig. 9에서 보는 바와 같이, 다른 경우에 비해 반드시 좋은 예측이 되고 있지 않아 一面 意外이나, 이는 하중 파라미터(parameter)만을 사용한 修正 Miner에 의한 평가로는 변동하중하의 應力干涉效果등을 充分히 나타낼 수 없다는 근본적인 問題와 관련이 있다(2,3).

이와같이, 實際 노치재에 대한 하중-수명곡선을 이용하는 Case 1의 방법도 변동하중하의 수명예측법으로서 充分하다고는 할 수가 없다.

다른 한편, 응력을 파라미터로 하여 S-N곡선을 이용하는 방법은, 위의 검토에서 알 수 있듯이, 특

히 Case 3-a의 경우는 비교적 좋은 예측이 되고 있다고도 볼 수가 있으나, S-N곡선을 이용하는 경우 일정응력진폭하의 평활시험편에 대한 S-N곡선으로부터, 변동하중하의 수명예측에 적합한 노치재의 S-N곡선을 추정하는 것이 現實的으로는 그다지 容易하지 않다.

Fig. 10은 Case 3의 경우에 대해, 3.2節에서 설명한 各種 방법에 의해 노치재 S-N곡선을 추정한 예로, 굵은 實線이 실제 노치재 S-N곡선이며, 가는 實線이 평활재의 S-N곡선, 각종 鎖線이 각 방법에 의해 추정된 노치재 S-N곡선이다. 어느 재료의 경우나, Method II에 의한 추정 S-N곡선이 실제 S-N곡선과 가까우나, 특히 RQC-100의 경우 $2N=10^3$ 이하의 수명영역에서는 危險側이 예상되고 있다. 따라서 Method III에 의한 노치 S-N곡선추정 방법이 安全側의 예측으로서 어느정도 合理的인 추정방법이라고도 할 수 있겠으나, Fig. 4에서 보는 바와 같이, Method III을 이용한 수명예측[Fig. 4(c)]이 반드시 좋은 예측은 되고 있지 않다. 이것은 실제노치재의 S-N곡선에 가까운 S-N곡선을 추정하더라도, 변동하중의 수명을 예측하는데는 반드시 충분하지 않다는 것으로, Fig. 4(a)에서 보는 바와 같이 RQC-100의 경우와 같이 때에 따라 실제 S-N곡선과는 많은 차이가 나는 Method I을 사용할 필요가 있다. 그러나 어떠한 경우에 어느 노치재 S-N곡선 추정방법을 선택해야 좋다는 명확한 定量的 기준이 있는 것이 아니라서, 여기에 問題의 어려움이 있다.

응력을 파라미터로 하여 S-N곡선을 사용하는 수명예측방법은 2章에서 약간 지적한 바와 같이 소성변형의 효과를 고려하지 못하여 低되풀이數 피로영역의 수명예측에 不適合하다는 것과 함께, 高되풀이數 피로영역의 수명예측에도 위와 같은 어려움이 있어, 넓은 범위의 수명영역에 걸쳐 수명예측법으로 실제 사용하기에는 문제가 있다.

다만 참고적으로 지적해 두면, Fig. 4에서 보는 바와같이 短수명영역에서 그다지 나쁜 수명예측이 되고 있지 않는 것은, 본 연구에서의 대상 응력 범위가, 평균응력을 고려한 最大等價응력진폭(σ_{eq})_a으로 하여 Man-Ten의 경우 760 MPa, RQC-100의 경우 720MPa 정도로, 대응수명이 $2N_f=10^2 \sim 5 \times 10^2$ 이상이 되는 비교적 긴 수명영역에 대한 것이기 때문이다. 여기서 (σ_{eq})_a는 $\sigma_a - \sigma_r$ 선도를 이용하는 경우 (σ_{eq})_a = $\frac{\sigma_a}{1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_r}}$ 이다.

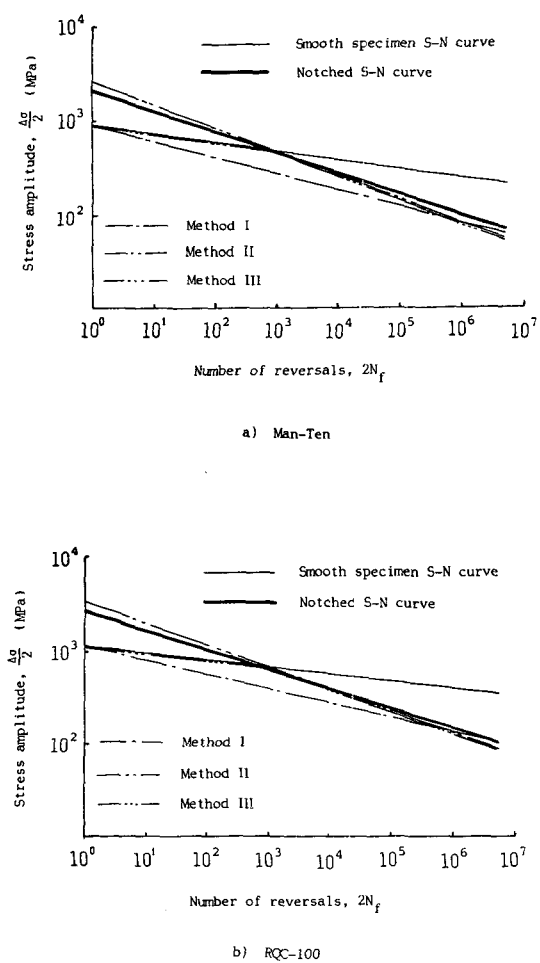


Fig. 10 Comparison of experimental and estimated notched-S-N curves

지금까지의 검토결과로부터 알수 있듯이, 實際 노치재에 대한 하중-수명관계를 이용하는 방법, S-N곡선을 이용하는 방법, 또는 ε-N곡선을 이용하는 방법 모두, 변동하중하의 피로수명을 通常의 修正 Miner의 식을 이용하여 예측하였을 경우, 어느 정도의 수명예측은 가능하나, 각각의 방법에 대해 위에서 상세히 지적한 바와 같이, 그대로 실제에 사용하기에는 문제가 있어 충분하지가 않다.

따라서 본 연구에서는 지금까지의 검토결과 및 현재까지의 저자들의 변동 하중하의 연구결과등(6,23,24)을 고려하여 비교적 새로운, 변동 하중하의 노치재의 수명 예측방법을 제안해 보기로 하였다.

4. 應力干涉效果等を 고려한 修正 ε-N 곡선에 의한 피로수명예측법

변동하중하의 피로수명을 예측하는 경우에 사용할 기본 역학적 因子로서는, 2章에서 若干 지적한 바와 같이, 全피로수명영역에 걸쳐 적용이 가능하며, 노치재에 대해서도 기본 피로강도데이터로서는 평활시험편에 대한 결과로 충분하다는 利點이 있는 변형률이 비교적 바람직할 것이다. 다만 3章의 실제 수명예측결과 및 검토로부터도 알수 있듯이, 현재까지 사용되어 온 변형률을 기초로 한 通常의 ε-N곡선 방법은 특히 高되풀이數 피로영역에서의 변동하중하의 응력간섭효과를 충분히 고려하지 못하여 경우에 따라 극히 危險側의 수명예측을 하는 缺點이 있으며, 또한 平均荷重의 영향을 식(13)과 같이 平均응력의 영향으로 평가하는 것은 低되풀이數 피로영역에서는 문제가 있다.

따라서 여기서는 이 두 缺點을 補完하는 방법에 대하여 검토하고, 그 결과를 이용하여 피로수명을 예측해 보기로 한다.

4.1 低되풀이數 피로에서의 平均 塑性變形率의 影響

低되풀이數 피로에서는, 塑性변형률이 피로수명을 지배하는 主因子이며, 平均荷重의 영향도 平均塑性變形率 ε_{pm}을 사용하여 평가하는 것이 合理的이라는 것이 잘 알려져 있다(6,25). 平均塑性변형률의 영향을 평가하는 방법은 여러가지가 있으나(25), 著者の 한사람의 연구에 의하면, 平均塑性변형률 ε_{pm}은 재료의 破斷延性 ε_f를 低下시킨다고 假定하

여 얻어지는 다음形式의 식이 실험 결과를 잘 설명한다(6).

$$\frac{\Delta \epsilon_p}{\left(1 - \frac{|\epsilon_{pm}|}{\epsilon_f}\right)} N_f^{-c} = \epsilon_0 \tag{20}$$

여기서 ε₀는 재료常數로서, 재료의 破斷延性 ε_f에 비례하는 값이다. 여기서 중요한 것은 平均塑性 변형률은 引張이나 壓縮이나 똑같은 효과를 갖는다는 것이다.

식(20)을 일반적인 ε-N곡선식(2)에 적용하면, 塑性변형이 지배적인 低되풀이數 피로영역에서는 다음과 같은 形式이 된다.

$$\frac{\Delta \epsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \epsilon'_f \left(1 - \frac{|\epsilon_{pm}|}{\epsilon_f}\right) (2N_f)^c \tag{21}$$

따라서 일반적으로는 변동하중하의 수명예측에 있어서 塑性변형이 큰 경우에는 식(13) 대신에 식(21)을 사용하는 것이 좋다.

다만 참고적으로 지적해 두면, 본 연구에서 대상으로 하고있는 SAE 分科 연구의 하중범위에서는 平均塑性변형률 ε_{pm}은 最大 0.04(4%) 정도로, ε_f의 값 1.06(Man-Ten) 및 0.58(RQC-100)에 비해서는 매우 작아 그다지 큰 영향은 없다.

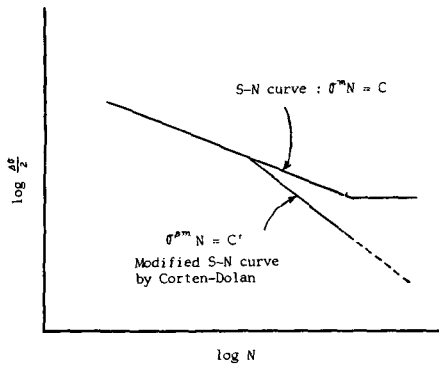
한편 彈性변형률이 지배적이 되는 高되풀이數 피로영역에서는 平均응력의 효과를 고려하는 식(13)을 사용하여도 좋으나, 특히 여기서는 平均응력의 효과를 σ_a-σ_r 線圖에 따라 엄밀하게 평가한다는 意味에서 다음과 같은 形式의 식을 이용하기로 하였다.

$$\frac{\Delta \epsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_f}\right) (2N_f)^b + \epsilon'_f (2N_f)^c \tag{22}$$

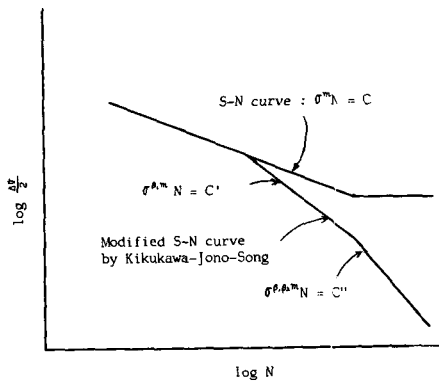
4.2 변동하중하의 應力干涉效果의 評價

塑性변형이 지배적인 低되풀이數 피로에서는 塑性변형률을 因子로 하여 수명을 평가하는 限, 변동하중하의 하중변동의 영향은 거의 무시하여 좋은 것이 일반적이다(6). 그러나 應力(또는 彈性변형률)을 因子로 하여 수명을 평가하는 高되풀이數 피로에서는 변동하중하의 하중변동은 이른바 응력간섭 효과를 나타내어, 이 응력간섭효과를 무시할 경우의 수명평가, 예컨대 Miner방법에 의한 수명평가 등은 危險側의 예상이 되는 것이 常例이다. 따라서 현재까지 이 응력간섭효과를 평가하는 여러방법이 제안되어 왔으며, 그중 유명한 것으로는 Fig. 11(a)와 같이 元來의 S-N곡선의 기울기를 β(<

다.



(a) Modification by Certen-Dolan



(b) Modification by Kikukawa-Jono-Song

Fig. 11 Modifications of S-N curve to account for stress interaction effect

1) 1/2만큼 短壽命쪽으로 修正하는 Corten-Dolan⁽²⁾ 및 Freudenthal-Heller⁽³⁾의 修正 S-N곡선방법이 있다. 이 방법은 변동하는 하중의 범위가 그다지 넓지 않은 경우에는 좋은 평가방법이 되나, 변동하는 하중의 범위가 넓어, 특히 피로한도以下の 응력이 많이 존재하는 경우에는 반드시 充分하지 않아 危險側의 수명평가가 되는 경우가 많다^(23,24).

이에 대해 著者の 한사람등은 Fig. 11(b)에 보이는 바와 같은, 피로한도 以下の 低응력영역에서 기울기를 다시 변화 시키는 새로운 S-N곡선의 修正方法을 제안하고 있다^(23,24). 이 S-N곡선 修正방법의 物理的 意味를 비롯한 상세한 내용에 관해서는 紙面 관계상 參考文獻(23)과 (24)에 미루기로 하나, 以下の 피로수명예측에 있어서는 高되물이數 피로영역에서의 응력간섭효과를 근본적으로는 이 S-N곡선 修正方法을 기초로하여 평가하기로 한

4.3 새로운 수명예측법 詳細

앞에서의 平均 塑性변형률의 影響 및 應力干涉效果에 관한 검토결과를 고려하여 수명을 예측하기 위해서는, 먼저 塑性변형률이 지배적인 피로영역과 응력간섭효과가 현저하게 나타나는 피로영역을 定量的으로 명확하게 구분할 필요가 있다. 그러나 이에 관한 일반적인 基準이 確立되어 있는 것은 아니며 여기서 Fig. 12의 ϵ - N 곡선에서 塑性변형률-수명線($\frac{\Delta\epsilon_p}{2} - 2N_f$ curve)과 彈性변형률-수명線($\frac{\Delta\epsilon_e}{2} - 2N_f$ curve)이 교차하는 點, 즉 塑性변형률 幅 $\Delta\epsilon_p$ 와 彈性변형률 幅 $\Delta\epsilon_e$ 가 같아지는($\Delta\epsilon_p = \Delta\epsilon_e$) 點 T 를 境界로 하여, T 點 以上の 하중조건에 대해서는 平均塑性변형률의 효과를, T 點 以下の 하중조건에 대해서는 應력간섭효과를 고려하기로 하였다.

구체적으로는, T 點에 對應하는 應력幅 $\Delta\sigma_{crit}$ 과 변동하중의 각 應력사이클의 應력幅을 비교하게 된다. 이때 비교하는 應력사이클에 平均應력성분이 있는 경우에는 平均應력의 影響을 고려한 等價應력 幅 $(\Delta\sigma)_{eq}$ 을 계산하여,

(i) $(\Delta\sigma)_{eq} \geq \Delta\sigma_{crit}$ 인 경우

앞의 식 (21)에 의해 대응하는 수명 N_f 를 구하여 損傷을 계산하고,

(ii) $(\Delta\sigma)_{eq} < \Delta\sigma_{crit}$ 인 경우에는

著者の 한사람등의 연구결과^(23,24,26)을 바탕으로 변동하중 波形中の 最大應력사이클 $(\Delta\sigma)_{eq-max}$ 의 크기에 따라, 다음의 Fig. 13과 같이 彈性변형률-수명線($\frac{\Delta\epsilon_e}{2} - 2N_f$ curve)을 修正한 ϵ - N 곡선에 의해

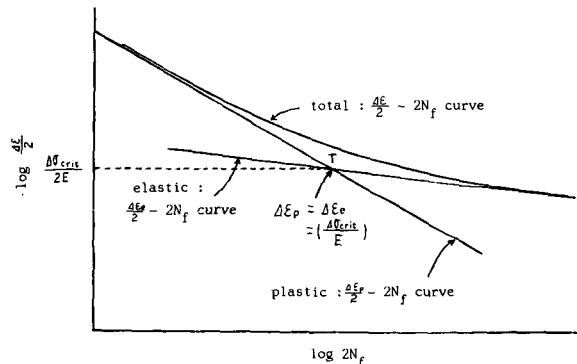
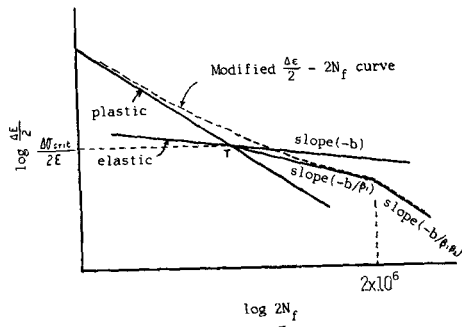
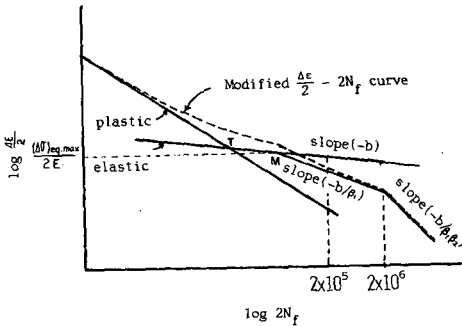


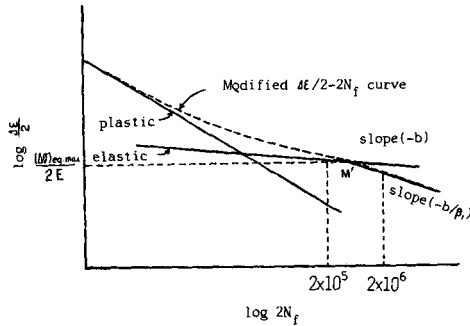
Fig. 12 ϵ - N curve



(a) $(\Delta\sigma)_{eq,max} \geq (\Delta\sigma)_{crit}$



(b) $(\Delta\sigma)_{2Nf=2 \times 10^5} \leq (\Delta\sigma)_{eq,max} < (\Delta\sigma)_{crit}$



(c) $(\Delta\sigma)_{2Nf=2 \times 10^6} \leq (\Delta\sigma)_{eq,max} < (\Delta\sigma)_{2Nf=2 \times 10^5}$

Fig. 13 Modifications of $\epsilon-N$ curve to account for stress interaction effect

損傷을 계산하기로 하였다.

(a) $(\Delta\sigma)_{eq,max} \geq (\Delta\sigma)_{crit}$ 인 경우

Fig. 13(a)와 같이 T點을 始點으로 $\frac{\Delta\epsilon_e}{2} - 2N_f$ 線의 기울기를 먼저 $\frac{1}{\beta_1}$ 배만큼 修正한 다음, $2N_f = 2 \times 10^6$ 이 되는 시점에서 다시 기울기를 $\frac{1}{\beta_2}$ 배만큼 修正시켜 얻어지는 $\epsilon-N$ 곡선을 이용한다.

(b) $(\Delta\sigma)_{2Nf=2 \times 10^5} \leq (\Delta\sigma)_{eq,max} < (\Delta\sigma)_{crit}$ 인 경우
여기서 $(\Delta\sigma)_{2Nf=2 \times 10^5}$ 는 피로수명 $2N_f = 2 \times 10^5$ 에 대응하는 應力幅을 말한다. 이 경우에는 Fig. 13(b)와 같이 $(\Delta\sigma)_{eq,max}$ 에 대응하는 $\frac{\Delta\epsilon_e}{2} - 2N_f$ 線上的 點 M을 始點으로 앞의 (a)의 경우와 마찬가지로 $\frac{\Delta\epsilon_e}{2} - 2N_f$ 線을 修正한다.

(c) $(\Delta\sigma)_{2Nf=2 \times 10^6} \leq (\Delta\sigma)_{eq,max} < (\Delta\sigma)_{2Nf=2 \times 10^5}$ 인 경우

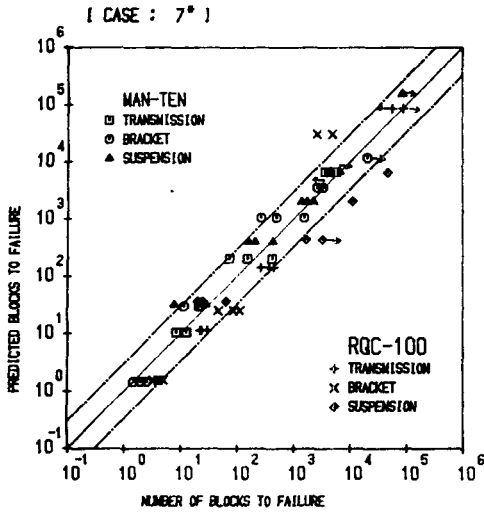
Fig. 13(c)와 같이 $(\Delta\sigma)_{eq,max}$ 에 대응하는 $\frac{\Delta\epsilon_e}{2} - 2N_f$ 線上的 點 M'을 始點으로 기울기를 $\frac{1}{\beta_1}$ 배만큼 修正시켜, 얻어지는 $\epsilon-N$ 곡선을 이용한다.

여기서 $\frac{\Delta\epsilon_e}{2} - 2N_f$ 線의 기울기의 修正量 β_1, β_2 는 著者の 한사람의 연구결과⁽²⁶⁾ 및 城野(Jono)의 랜덤하중하의 연구결과⁽²⁷⁾등을 參照하여 $\beta_1 = 0.6, \beta_2 = 0.5$ 를 採用하기로 하였다.

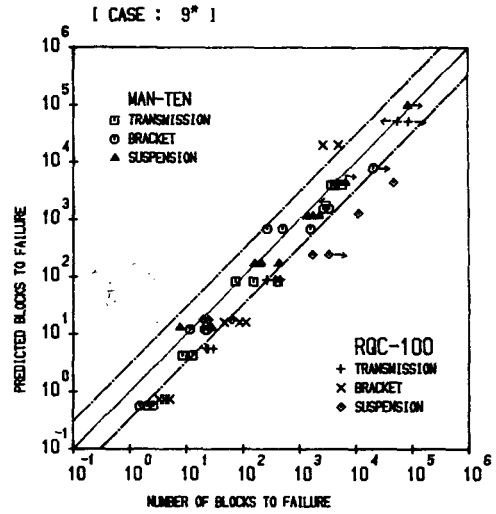
4.4 수명예측 결과 및 검토

4.3節에서 論한 새로운 수명예측법을 이용하여, 노치部의 변형률履歷이 주어져 있다고 생각하는 Case 7과 Case 8, 및 Neuber의 식 (17)에 의하여 노치部의 변형률 履歷을 구하는 Case 9와 Case 10에 대하여 수명을 예측하였다. 특히 $\epsilon-N$ 곡선을 추정하여 이용하는 Case 8과 Case 10에 대해서는, 3.2節에서 檢討한 바와 같이 Mitchell의 식 및 Manson의 共通傾斜 그리고 $\epsilon'_f = 0.6\epsilon_f$ 를 사용하는 Case 8-a 및 Case 10-a의 경우가 좋으므로, 이 경우에 대하여 수명을 예측하였다.

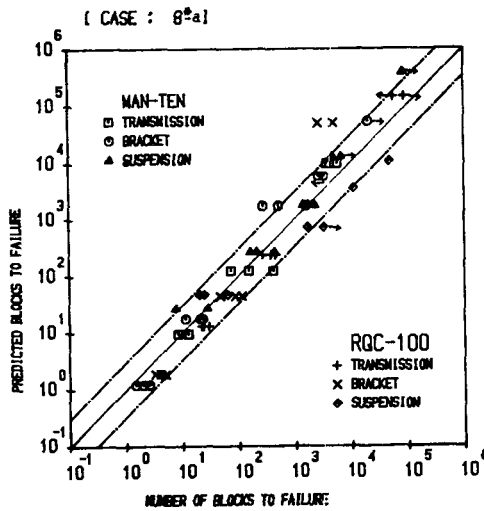
Fig. 14가 노치部의 변형률履歷이 주어졌다고 생각하는 경우의 수명예측결과로, (a)가 Case 7, (b)가 Case 8-a에 대한 것으로, 通常의인 $\epsilon-N$ 곡선을 이용하는 Fig. 5의 Case 7, Fig. 6의 Case 8-a와 구별하기 위하여, 이 경우의 결과를 특히 Case 7*, Case 8*-a와 같이 나타내기로 한다. Fig. 14(a)와 (b)를 각각 Fig. 5와 Fig. 6에 비교해 보면, 어느경우나 새로운 修正 $\epsilon-N$ 곡선에 의해 수명을 예측하면, 通常의인 $\epsilon-N$ 곡선을 사용했을 경우 나타나는 하중수준이 낮은 영역에서 극히 危險側 豫상이 되는 경향이 大幅 減少되며, 또한 全體的으로도 매우 良好한 수명예측이 되는 것을 알 수 있다.



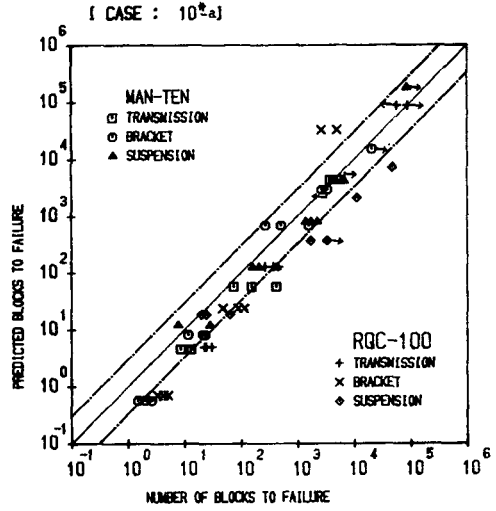
(a) Using $\epsilon-N$ data of SAE



(a) Using $\epsilon-N$ data of SAE



(b) Using approximated $\epsilon-N$ curves



(b) Using approximated $\epsilon-N$ curves

Fig. 14 Life predictions based on local strain histories using modified $\epsilon-N$ curve

Fig. 15 Life predictions based on Neuber notch analysis using modified $\epsilon-N$ curve

Fig. 15는 Neuber의 식에 의하여 노치部の 변형률履歴를 구하여, 새로운 수명예측법에 의해 수명을 예측한 결과로, (a)가 평활시험편에 대한 기본적인 $\epsilon-N$ 곡선이 實際 있는 Case 9*의 경우이며, (b)가 기본적인 $\epsilon-N$ 곡선을 추정하여 사용하는 Case 10* - a의 경우이다.

Fig. 15(a), (b)와 Fig. 7 및 Fig. 8-a를 각각 비교하여 알 수 있듯이, 본 경우에도 새로운 수명에

측법에 의하면 극히 危險側豫想이 되는 경우는 거의 없어서, 특히 RQC-100의 bracket 하중의 2例를 除外하면 모든 결과는 오차계수가 $S < 3$ 이 되며, 특히 대부분의 결과는 $S \leq 1$ 이 된다.

Fig. 16은 以上 수명예측결과를 오차계수 S의 범위에 따라 표시하여, 3章에서의 수명예측결과인 Fig. 9와도 비교한 것이다.

새로운 수명예측법을 사용하면, 예측수명이 실제

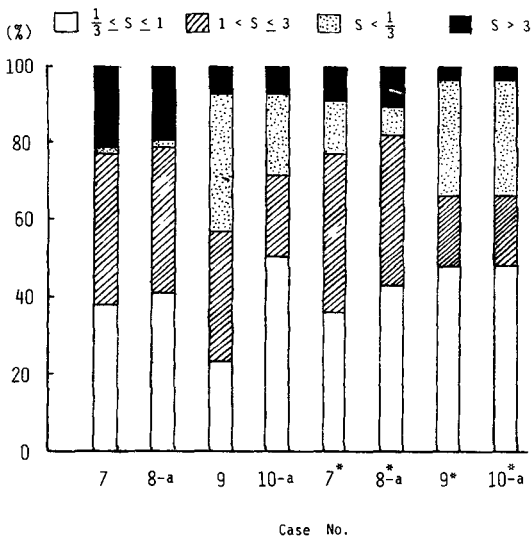


Fig. 16 Comparison of conventional life predictions with modified $\epsilon-N$ curve method

수명과 거의 一致하고 있다고 생각되는 오차계수가 $\frac{1}{3} \leq S \leq 3$ 이 되는 결과의 比率이 Case 10*-a의 경우를 除外하고는 모두 높아질 뿐더러, 危險側豫想인 $S > 3$ 이 되는 결과도 大幅 감소된다. 특히 Case 8*-a의 경우는 $\frac{1}{3} \leq S \leq 3$ 이 되는 결과가 80%以上이 되어, 어느경우보다도 좋은 예측이 되고 있다고 할 수가 있으며, Case 9*, 10*-a의 경우는 $S > 3$ 이 되는 危險側豫想在이 위에서 지적인 바와 같이 2例뿐인 매우 작은 比率로, 安全側의 예상이란 측면에서는 매우 만족스러운 결과가 되고 있다.

새로운 수명예측법을 사용하는 경우에도 基本的인 $\epsilon-N$ 곡선을 재료의 기계적성질 등으로 부터 추측하여 이용하는 Case 8*-a 및 Case 10*-a가 실제 $\epsilon-N$ 곡선을 사용하는 Case 7* 및 Case 9*에 비해 거의遜色없는 좋은 예측이 되고 있어, 이는 實用上 매우 鼓舞的인 결과이다.

以上으로부터 알 수 있듯이, 변동하중하의 응력 간섭효과는 매우 중요하며, Dowling 등의 관련연구⁹⁾에서도 이에 관한 검토가 이루어지고 있다. 付錄의 Fig. A. 3은 漸增-漸減(incremental step) 변형률 제어 시험결과를 이용하여 Corten-Dolan形의 修正 $\epsilon-N$ 곡선을 얻어 수명을 예측한 그들의 결과이다. 비교적 좋은 예측이 되고 있다고 할 수 있겠으나, Man-Ten의 경우 대부분 $S \geq 1$, RQC-100의

경우는 거의가 $S < 1$ 이 되는 뚜렷한 傾向이 있는 등, 거의 같은 조건하의 본 연구의 Fig. 14(a)에 비교하여서는 결코 좋은 예측은 되고 있지 않다.

지금까지의 결과로부터 알 수 있듯이, 본 연구에서 제안한 修正 $\epsilon-N$ 곡선을 사용하는 새로운 수명예측법을 이용하면, 넓은 수명영역에 걸친 변동하중하의 피로수명을 通常的인 어느 수명예측법보다 정확하게 평가할 수가 있다. 또한 이 수명예측법은 본 연구에서 대상으로한 3개의 특징이 서로 다른 변동하중波形에 대해 거의 差異를 나타내고 있지 않아, 任意의 변동하중波形에 대해서도 適用이 가능하리라 기대된다.

일반적으로 現場에서 많이 直面하는 노치部의 상세한 변형률履歷이 주어지지 않고, 사용재료의 피로 특성에 관한 정보도 매우 미흡한 그러한 경우에도, Neuber의 식, 기계적성질 등으로 부터 추측한 $\epsilon-N$ 곡선 및 본 수명예측법을 사용하면 만족할 정도의 安全側의 수명예측이 예상된다.

다만 以上の 결과는 鐵鋼재료에 대한 것으로, 피로특성이 다른 알루미늄합금等 非鐵鋼재료에 대해서는, 적용가능한 변동하중하의 피로시험결과가 거의 없어, 그 妥當性 如否는 현재로서는 확실하지 않다. 非鐵鋼材料에 대한 새로운 수명예측법의 有用性を 비롯하여, 본 연구에서 채용한 修正 $\epsilon-N$ 곡선의 修正量 β_1, β_2 의 一般性 및 其他 문제들은 今後の 변동하중하의 피로시험데이터의 축적을 통하여 검토 가능하리라 생각된다.

본 연구과정에서 작성, 사용한 波形셈(cycle counting), Neuber식에 의한 局部변형률 및 응력 해석, 수명계산등에 관한 퍼스널컴퓨터용 프로그램은 紙面관계상 여기서는 言及하지 못하여, 畧別途로 報告할 예정이다.

5. 結 論

미국자동차공학회(SAE) 피로손상분과의 변동하중하의 피로시험결과를 이용하여, 노치材의 疲勞균열發生까지의 수명예측에 관하여 현재까지 널리 사용되는 通常的인 여러방법에 대하여 그 有用性的 範圍와 問題點을 상세히 검토하고, 그 검토결과를 바탕으로 변동하중하의 피로균열발생수명에 대하여 거의 安全側의 평가가 가능한 새로운 수명예측법을 제안하였다. 얻어진 主要결과를 간추려 보면 다음과 같다.

(1) 荷重, 응력 또는 변형률을 파라미터로 하여, 通常으로 많이 사용하는 이른바 修正 Miner의 累積損傷假說에 의해 변동하중하의 노치材의 피로 수명을 예측하였을 경우의 정확도는 60~80% 정도이다.

(2) 하중 또는 변형률을 파라미터로 하여 通常의 인 수명예측법을 사용하였을 경우, 過大危險예상이 되는 경우가 있으며, 이는 변동하중하에서 일어나는 應力干涉효과를 충분히 고려하지 못하기 때문이다.

(3) 응력을 파라미터로 하여 노치材의 수명을 예측하는 방법은, 根源的으로 塑性변형의 효과를 고려하지 못하여 低되풀이數 피로영역의 수명을 合理的으로 평가할 수 없다는 것과 함께, 변동하중하의 수명예측에 적합한 노치材 S-N곡선 평가가 매우 어렵다는 문제점이 있다.

(4) 응력간섭효과등을 고려한 修正 ϵ -N곡선에 의한 새로운 피로수명예측법을 제안하고, 그 방법에 의해 수명을 예측한 결과는 실제실험결과와 좋은 一致를 보였다.

(5) 재료의 피로특성에 관한 기본적인 실험결과가 거의 없는 경우에 대한 수명예측에 관해서도 상세히 검토하여, 거의 安全側의 수명평가가 가능한 방법을 제안하였다.

다만 以上の 결과는 鐵鋼재료에 관한 것으로, 非鐵鋼재료에 관해서는 더욱 검토가 필요하다.

後 記

본 연구는 1986년도 한국과학재단의 목적기초연구의 일환으로 이루어진 것으로, 관계자 여러분께 감사드리는 바이다.

참 고 문 헌

- (1) Miner, M.A., 1945, "Cumulative Damage in Fatigue", Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME, E., Vol. 12, September, pp. A159~A164.
- (2) Corten, H.T. and Dolan, T.J., 1956, "Cumulative Fatigue Damage", Proceedings of International Conference on Fatigue of Metals, pp.235~246.
- (3) Freudenthal, A.M. and Heller, R.A., 1958, "On Stress Interaction in Fatigue and a Cumulative Damage Rule: Part I - 2024 Aluminum and SAE 4340 Steel Alloys", WADC TR, pp.58~69.
- (4) Dowling, N.E., 1972, "Fatigue Failure Predictions for Complicated Stress-Strain Histories", Journal of Materials, Vol. 7, No. 1, pp. 71~87.
- (5) ASTM STP595, 1976, "Fatigue Crack Growth under Spectrum Loads".
- (6) Kikukawa, M., Jono, M., Kamata, T., Song, J. and Himuro, H., 1977, "Low-Cycle Fatigue under Varying Strain Contions(Effects of the Mean Plastic Strain and the Stress Factor)", Bulletin of the JSME, Vol. 20, No. 140, pp. 145~152.
- (7) ASTM STP714, 1980, "Effect of Load Spectrum Variables on Fatigue Crack Initiation and Propagation".
- (8) Tucker, L. and Bussa, S., 1977, "The SAE Cumulative Fatigue Damage Test Program", Fatigue Under Complex Loading, The Society of Automotive Engineers(SAE), Inc., pp.1~53.
- (9) Dowling, N.E., Brose, W.R. and Wilson, W.K., 1977, "Notched Member Fatigue Life Predictions by the Local Strain Approach", IBID., pp. 55~84.
- (10) Landgraf, R.W., Richards, F.D. and LaPointe, N.R., 1977, "Fatigue Life Predictions for a Notched Member under Complex Load Histories", IBID., pp.95~106.
- (11) Nelson, D.V. and Fuchs, H.O., 1977, "Predictions of Cumulative Fatigue Damage Using Condensed Load Histories", IBID., pp. 163~187.
- (12) 日本機械學會編, 1978, "金屬材料疲勞設計便覽", 養賢堂, p.46.
- (13) 日本機械學會編, 1978, "金屬材料疲勞設計便覽", 養賢堂, pp.48~57.
- (14) 日本機械學會編, 1961, "金屬材料疲れ強さ設計資料(I)", pp.142~143.
- (15) Peterson, R.E., 1974, "Stress concentration Factors", John Wiley & Sons, Inc., p.11.
- (16) Collins, J.A., 1981, "Failure of Materials in Mechanical Design-Analysis, Prediction, Pre-

vention”, John Wiley & Sons, Inc., pp. 216 ~217.

(17) Manson, S.S., 1965, “Fatigue: A Complex Subject-Some Simple Approximations”, *Experimental Mechanics*, Vol. 5, No. 7, pp. 193 ~226.

(18) Mitchell, M.R., 1979, “Fundamentals of Modern Fatigue Analysis for Design”, *Fatigue and Microstructure*, ASM, pp.385~437.

(19) Coffin, L.F.Jr., 1954, “A Study of the Effects of Cyclic Thermal Stresses on a Ductile Metal”, *Trans. ASME*, Vol.76, August, pp. 931~949.

(20) Morrow, J.D., 1965, “Cyclic Plastic Strain Energy and Fatigue of Metals”, *ASME STP378*, pp.45~87.

(21) Neuber, H., 1968, “Theoretical Determination of Fatigue Strength at Stress Concentration”, *Technical Report, AFML-TR-68-20*.

(22) Topper, T.H., Wetzell, R.R. and Morrow, J.D., 1969, “Neuber’s Rule Applied to Fatigue of Notched Specimens”, *Journal of Materials*, Vol. 4, No.1, pp.200~209.

(23) 菊川眞, 城野政弘, 宋智浩, 1972, “繰返し塑性ひずみと累積疲労損傷(疲労限度以下の応力による疲労損傷)”, *材料*, Vol. 21, No. 227, pp.753 ~758.

(24) 菊川眞, 城野政弘, 宋智浩, 1974, “實働荷重

下の繰返し塑性ひずみと累積疲労損傷(疲労限度以下の領域における限界修正S-N曲線)”, *材料*, Vol. 23, No. 252, pp.743~750.

(25) 大路清嗣, 1967, “低繰返し数疲れにおける累積損傷の假説の検討”, *日本機械學會誌*, Vol. 70, No. 576, pp.36~47.

(26) 宋智浩, 1973, “實働荷重下の疲れにおける疲れ限度以下の応力による繰返し塑性ひずみ挙動と累積損傷”, 大阪大學, 博士學位論文.

(27) 城野政弘, 1967, “引張壓縮定常ランダム荷重による疲れに関する基礎的研究”, 大阪大學, 博士學位論文.

부 록

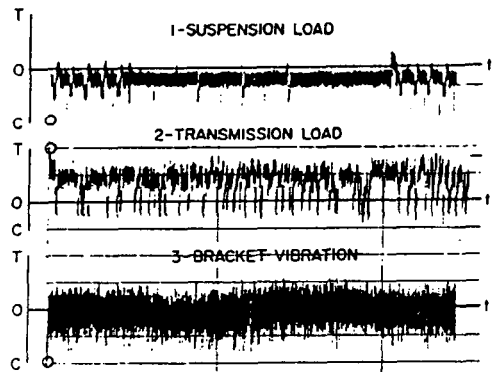


Fig. A.1 SAE vehicle service load histories

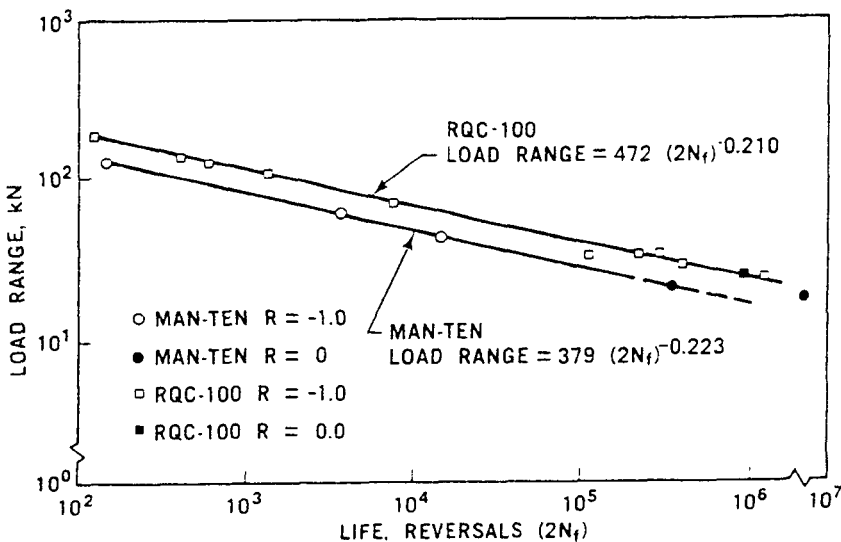


Fig. A.2 Constant amplitude load-life plot

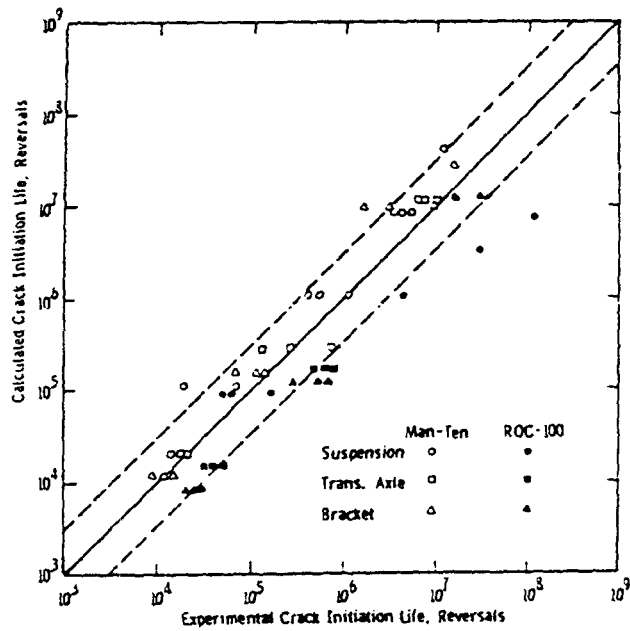


Fig. A.3 Dowling's life calculation with plastic strain history effect estimated from incremental step test data

Table A.1 Monotonic properties of Man-Ten and RQC-100 steels

	Yield strength (0.2%) σ_Y (or S_Y), MPa	Tensile(or Ultimate) strength σ_B (or S_U), MPa	Reduction of area Ψ , %	True fracture strength σ_T (or σ_f), MPa	Fracture ductility ϵ_f	Strength coefficient K , MPa	Strain hardening exponent n
Man-Ten	322	557	67	990	1.06	998	0.21
RQC-100	805	852	44	1100	0.58	1150	0.068

Table A.2 Cyclic properties of Man-Ten and RQC-100 steels

	Elastic modulus E , MPa	Cyclic yield strength (0.2%) σ_Y' (or S_Y'), MPa	Cyclic strength coefficient K' , MPa	Cyclic strain hardening exponent n'	Fatigue strength coefficient σ_f' , MPa	Fatigue ductility coefficient ϵ_f'	Fatigue strength exponent b	Fatigue ductility exponent c
Man-Ten	203×10^3	330	1100	0.19	915	0.26	-0.095	-0.47
RQC-100	203×10^3	620	1150	0.10	1160	1.06	-0.075	-0.75

Table A.3 Comparison between several methods of accounting for mean stress effect

(a) Man-Ten

Load history	Load identification (+) Maximum or (-) Minimum load (kN)	Crack initiation blocks				
		Experimental	Consideration of mean stress effect	Prediction of notched specimen S-N curve		
				Method I	Method II	Method III
Transmission	+ 71.2	8.4	1. Neglected	0.70	12.6	9.6
			2. Mod. Goodman	0.00	0.0	0.0
		12.8	3. Gerber	0.00	0.0	0.0
			4. Soderberg	0.00	0.0	0.0
		12.5	5. $\sigma_a - \sigma_T$	0.15	5.8	1.1
	+ 35.6	420	1. Neglected	37.2	193	193
			2. Mod. Goodman	11.7	19.1	19.1
		154	3. Gerber	30.7	163	163
			4. Soderberg	0.7	13.5	4.5
		74	5. $\sigma_a - \sigma_T$	19.1	117	117
	+ 15.6	5600	1. Neglected	4207	4965	4965
			2. Mod. Goodman	2652	3522	3522
		4270	3. Gerber	4061	4819	4819
			4. Soderberg	1807	2616	2616
		3755	5. $\sigma_a - \sigma_T$	3184	4041	4041
Bracket	- 71.2	1.5	1. Neglected	0.11	1.7	1.2
			2. Mod. Goodman	0.18	2.3	2.2
		2.6	3. Gerber	0.09	1.5	1.0
			4. Soderberg	0.18	2.5	1.6
		2.0	5. $\sigma_a - \sigma_T$	0.15	2.1	1.8
	- 35.6	20.8	1. Neglected	5.6	25.3	25.3
			2. Mod. Goodman	7.6	30.8	30.8
		11.5	3. Gerber	5.4	24.8	24.8
			4. Soderberg	9.1	34.4	34.4
		23	5. $\sigma_a - \sigma_T$	6.8	28.7	28.7
	- 15.6	1588	1. Neglected	628	652	652
			2. Mod. Goodman	728	714	714
		270	3. Gerber	624	649	649
			4. Soderberg	803	760	760
		510	5. $\sigma_a - \sigma_T$	689	691	691
- 13.3	3367	1. Neglected	1567	1221	1221	
		2. Mod. Goodman	1778	1327	1327	
	2656	3. Gerber	1560	1218	1218	
		4. Soderberg	1938	1394	1394	
	1697	5. $\sigma_a - \sigma_T$	1697	1283	1283	
- 11.1	20630	1. Neglected	4417	2488	2488	
		2. Mod. Goodman	4911	2658	2658	
		3. Gerber	4102	2483	2483	
		4. Soderberg	5286	2783	2783	
		5. $\sigma_a - \sigma_T$	4721	2594	2594	

Load history	Load identification (+) Maximum or (-) Minimum load (kN)	Crack initiation blocks				
		Experimental	Consideration of mean stress effect	Prediction of notched specimen S-N curve		
				Method I	Method II	Method III
Suspension	- 71.2	7.7	1. Neglected	2.8	33.6	29.6
			2. Mod. Goodman	21.1	113	113
			3. Gerber	0.6	14.1	3.4
			4. Soderberg	56.2	208	208
		28	5. $\sigma_a - \sigma_T$	10.8	76.0	76.0
	- 40.0	430	1. Neglected	75.4	325	325
			2. Mod. Goodman	265	690	690
		208	3. Gerber	50.2	259	259
			4. Soderberg	555	1075	1075
		162	5. $\sigma_a - \sigma_T$	171	531	531
	- 26.7	1750	1. Neglected	765	1694	1694
			2. Mod. Goodman	1839	2700	2700
		2240	3. Gerber	642	1446	1446
			4. Soderberg	3201	3764	3764
		1410	5. $\sigma_a - \sigma_T$	1341	2234	2234
- 20.0	4700	1. Neglected	4004	4972	4972	
		2. Mod. Goodman	7947	7448	7448	
	6742	3. Gerber	3534	4711	4711	
		4. Soderberg	12203	9706	9706	
		5. $\sigma_a - \sigma_T$	6138	6428	6428	
- 13.3	85370	1. Neglected	41472	24774	24774	
		2. Mod. Goodman	65593	32633	32633	
		3. Gerber	39746	24195	24195	
		4. Soderberg	89696	38372	38372	
		5. $\sigma_a - \sigma_T$	55344	29467	29467	

I : Test suspended
 II : Mean to check crack initiation life

(b) RQC-100

Load history	Load identification (+) Maximum or (-) Minimum load (kN)	Crack initiation blocks				
		Experimental	Consideration of mean stress effect	Prediction of notched specimen S-N curve		
				Method I	Method II	Method III
Transmission	+ 71.2	29.9	1. Neglected	5.5	67.4	67.4
			2. Mod. Goodman	0.9	17.2	15.5
		23.5	3. Gerber	3.8	49.0	49.0
			4. Soderberg	0.8	15.6	13.9
		22.2	5. $\sigma_a - \sigma_T$	1.6	27.2	26.4
	+ 35.6	289	1. Neglected	492	1303	1303
			2. Mod. Goodman	223	740	740
		460	3. Gerber	451	1216	1216
			4. Soderberg	214	719	719
		374	5. $\sigma_a - \sigma_T$	276	866	866

+ 15.6	II	1. Neglected	102504	44254	44254	- 71.2	19.9	1. Neglected	23.8	199	199	
		2. Mod. Goodman	73515	35081	35081			2. Mod. Goodman	125	524	524	
	I	3. Gerber	100823	43685	43685		21.4	3. Gerber	12.3	138	138	
		4. Soderberg	72524	34711	34711			64.	4. Soderberg	133	543	543
		5. $\sigma_a - \sigma_T$	80302	37306	37306				5. $\sigma_a - \sigma_T$	85.9	421	421
- 71.2	3.3	1. Neglected	0.9	9.0	9.0	- 40.0	I	1. Neglected	994	2341	2341	
		2. Mod. Goodman	1.4	11.8	11.8			3300	2. Mod. Goodman	2693	4190	4190
	5.1	3. Gerber	0.8	8.7	8.6				1710	3. Gerber	817	2102
		4. Soderberg	1.4	12.0	12.0		4. Soderberg	2802		4287	4287	
		5. $\sigma_a - \sigma_T$	1.2	11.2	11.2		5. $\sigma_a - \sigma_T$	2123		3649	3649	
- 35.6	87.5	1. Neglected	76.7	175	175	- 31.1	I	1. Neglected	5066	6863	6863	
		2. Mod. Goodman	98.3	202	202			11200	2. Mod. Goodman	11172	10894	10894
	47.0	3. Gerber	75.4	173	173				11200	3. Gerber	4505	6434
		4. Soderberg	92.2	204	204			4. Soderberg		11534	11098	11098
		5. $\sigma_a - \sigma_T$	92.6	195	195			5. $\sigma_a - \sigma_T$		9225	9744	9744
- 15.6	2573	1. Neglected	15380	5934	5934	- 26.7	I	1. Neglected	13536	13169	13169	
		2. Mod. Goodman	17914	6351	6351			48000	2. Mod. Goodman	26395	19666	19666
	5020	3. Gerber	15930	5923	5923				48000	3. Gerber	12473	12561
		4. Soderberg	16000	6369	6369			4. Soderberg		27760	19388	19388
		5. $\sigma_a - \sigma_T$	17912	6244	6244			5. $\sigma_a - \sigma_T$		22836	17837	17837

I : Test suspended
 II : Miss to check the crack initiation life